

UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI

Cu titlu de manuscris

CZU: 621.883+621.91/92

MAZURU SERGIU

**PROCEDEE TEHNOLOGICE DE GENERARE A PROFILURILOR
NESTANDARDE ALE ANGRENAJELOR PRECESIONALE**

Specialitatea 242.05 – Tehnologii, procedee și utilaje de prelucrare

Teză de doctor habilitat în științe tehnice

Consultant științific

BOSTAN Ion

prof. univ., dr. hab., academician

Autor

MAZURU Sergiu

CHIȘINĂU, 2019

CUPRINS

ADNOTARE (în limbile română, rusă și engleză)	5
LISTA ABREVIERLOR	8
INTRODUCERE	11
1. ANALIZA PROBLEMEI ABORDATE ȘI OBIECTIVELE CERCETĂRII	18
1.1. Analiza literaturii de specialitate	18
1.2. Transmisiile planetare precesionale și procedeele de prelucrare a angrenajului	25
1.3. Analiza metodelor de apreciere a preciziei sistemelor tehnologice de danturare	27
1.4. Analiza metodelor de optimizare a sistemelor tehnologice	32
1.5. Stratul superficial și valoarea lui pentru determinarea calității roților dințate	34
1.5.1. Stratul superficial al pieselor și influența lui asupra calității	34
1.5.2. Proprietățile și caracteristica stratului superficial și factorii tehnologici care le influențează	36
1.5.3. Proprietățile fizico-chimice ale stratului superficial al organelor de mașini	43
1.6. Procedee de finisare ca etapă principală de asigurare a calității danturii	52
1.7. Influența procedeeleor tehnologice asupra capacității portante a roților dințate	54
1.7.1. Ereditatea tehnologică a operațiilor de obținere a semifabricatului	54
1.7.2. Modele tehnologice de formare a stratului superficial	55
1.8. Influența procedeeleor de durificare asupra capacității portante a roților dințate	58
1.8.1. Influența tratamentului de cementare	58
1.8.2. Influența tratamentului de nitrurare	61
1.8.3. Influența călirii prin curenți de înaltă frecvență (CÎF)	62
1.8.4. Influența tratamentului combinat	62
1.8.5. Prelucrarea electromecanică (PEM)	63
1.8.6. Prelucrarea flancurilor dinților prin deformare plastică (DP)	63
1.9. Analiza cauzelor de deteriorare a roților dințate	65
1.10. Concluzii la capitolul 1	68
2. MECANISMUL FORMĂRII COMPONENTELOR ERORII CINEMATICE	
A ROȚILOR DINȚATE	70
2.1. Premisele teoretice	70
2.2. Analiza mecanismului formării componentelor erorii cinematice a roților dințate la frezarea danturii	73

2.3. Analiza mecanismului formării componentei erorii cinematice a roților dințate la operația tehnologică de șeveruire	83
2.4. Analiza mecanismului formării componentelor erorii cinematice a roților dințate la operația tehnologică de durificare termochimică	86
2.5. Analiza mecanismului formării componentei radiale a erorii cinematice a roților dințate la operația tehnologică de rectificare interioară	90
2.6. Analiza mecanismului formării componentelor erorii cinematice a roților dințate la operația tehnologică de honuire a danturii	92
2.7. Analiza legităților formării erorilor roților dințate conform normelor preciziei cinematice la operațiile de prelucrare mecanică	92
2.8. Modelul matematic de formare a rugozității la rectificarea profilului dintelui	95
2.9. Concluzii la capitolul 2	103
3. ELABORAREA MODELULUI FIZICO-MATEMATIC AL PROCESULUI DE PRELUCRARE A DANTURII PRIN METODA DE RULARE CU DISC PROFILAT	104
3.1. Cinematica procesului de generare a danturii	104
3.2. Linia de contact dintre sculă și roata dințată la generarea profilului nestandardizat	106
3.3. Variația secțiunii transversale teoretice a așchiilor dintre sculă și roata dințată	110
3.4. Descrierea analitică a poligonalității profilului format în procesul de generare cu sculă în formă de disc	113
3.5. Elaborarea sistemului tehnologic de generare a danturilor cu mișcare sferospațială a sculei în formă de disc	119
3.6. Descrierea utilajului și a metodei de rectificare a dinților	124
3.6.1. Succesiunea reglării mașinii de danturat	127
3.6.2. Schema cinematică modificată a mașinii de danturat	129
3.7. Modelarea fizico-matematică a procesului de rectificare cu determinarea productivității, dunității sculei și calității suprafeței prelucrate	130
3.8. Concluzii la capitolul 3	142
4. METODICA, STANDURILE ȘI APARATURA PENTRU CERCETAREA INDICILOR ENERGETICI AI PROCESULUI DE RECTIFICARE	144
4.1. Considerații generale	144
4.2. Stația tensometrică	145
4.2.1. Dispozitiv dinamometric	145

4.3. Standul pentru cercetarea discului rectificator în formă de rolă conică și disc profilat	150
4.4. Metodica, standurile și aparatura pentru cercetarea regimului termic la rectificare	152
4.5. Metodica, standurile, aparatura pentru cercetarea uzurii dimensionale și determinarea consumului specific de materiale abrazive	158
4.5.1. Măsurarea uzurii sculei	158
4.5.2. Măsurarea uzurii cu ajutorul dispozitivului IRIC-1	161
4.6. Metodica, standurile, aparatura pentru cercetarea geometriei reliefului suprafeței sculei abrazive	169
4.7. Concluzii la capitolul 4	174
5. CERCETAREA EXPERIMENTALĂ A PROCESULUI DE RECTIFICARE A DANTURII TRANSMISIILOR PRECESIONALE PRIN RULARE	176
5.1. Metodica cercetărilor experimentale	176
5.2. Influența oscilațiilor apărute în procesul rectificării asupra tensiunilor remanente în stratul exterior al dinților roților dințate	179
5.3. Influența condițiilor de rectificare asupra caracteristicii calității stratului exterior	183
5.4. Influența excentricității dinților roților dințate asupra tensiunilor remanente care apar în stratul exterior	187
5.5. Modificarea durității stratului exterior al dintelui roților dințate rectificat	188
5.6. Formarea rugozității suprafeței dinților roților dințate	191
5.7. Modificarea conținutului de austenită reziduală în stratul exterior al dinților roților dințate ...	194
5.8. Caracteristica structurală a stratului exterior al roților dințate rectificate	196
5.9. Influența stării stratului exterior al dintelui roții dințate asupra rezistenței la uzură	202
5.10. Influența cinematicii procesului de așchiere asupra generării modificărilor în stratul exterior al profilului dinților	205
5.11. Formarea stratului exterior în procesul de rectificare a danturii	207
5.12. Legătura dintre calitatea stratului exterior al dinților și formele constructive ale roților dințate	222
5.13. Influența materialului sculei asupra formării statului exterior al dintelui roții dințate	225
5.14. Concluzii la capitolul 5	230
6. METODE CONSTRUCTIV-TEHNOLOGICE DE ASIGURARE A PRECIZIEI INDICILOR DE CALITATE AI ROȚII DINȚATE	231
6.1. Aspecte generale	231

6.2. Analiza construcției piesei pentru asigurarea unei creșteri de tehnologicitate	231
6.3. Particularități de bazare a roților dințate tratate termic la prelucrarea mecanică	235
6.3.1. Dispozitiv pentru fixarea roților dințate conice	236
6.4. Procedeu și ștanța pentru execuția roților dințate conice	241
6.5. Dispozitiv de moletare a profilurilor dințate	245
6.6. Procedeu de netezire a dinților angrenajului conic	248
6.7. Procedeu de prelucrare a dinților angrenajului precesional	264
6.8. Procedeu de prelucrare prin electroeroziune	267
6.9. Procedeu pentru rodarea elementelor conjugate ale mașinilor	271
6.10. Procedeu de prelucrare prin electroeroziune a pieselor cu contur complex	273
6.11. Tehnologii aplicate în transmisii planetare precesionale	280
6.11.1. Generalități	280
6.11.2. Motoreductoare planetare precesionale în Complexul Robotizat pentru Extracția Zăcămintelor Feromanganice de pe fundul Oceanului Planetar	281
6.11.3. Module electromecanice precesionale de acționare a hidrolocatorului CECFM 6.11.4. Motoreductor precesional de acționare a propulsoarelor-șnec de deplasare a robotului pe fundul oceanului	284
6.11.5. Mecanisme de acționare pentru echipamente tehnologice	285
6.11.6. Turbomotor precesional reactiv cu eiecție a armăturii pentru conducte magistrale	288
6.11.7. Multiplicator planetar precesional pentru turbina eoliană AVEU-16	290
6.11.8. Mecanisme de acționare precesionale pentru aparate cosmice de zbor	291
6.11.9. Hidromotoare cu transmisii planetare precesionale 2K-H	292
6.11.10. Mandrine cu acționare în baza transmisiilor planetare precesionale K-H-V	295
6.12. Concluzii la capitolul 6	296
CONCLUZII GENERALE	297
BIBLIOGRAFIE	302
ANEXE	320

ADNOTARE

la teza **Procedee tehnologice de generare a profilurilor nestandarde ale angrenajelor precesionale**, prezentată de **Mazuru Sergiu** pentru conferirea gradului științific de doctor habilitat în științe tehnice

Structura tezei. Teza include introducere, șase capitole, concluzii generale și recomandări, bibliografie cu 349 titluri, 3 anexe, 322 pagini de text de bază, 215 figuri, 7 tabele.

Publicații la tema tezei. Rezultatele obținute sunt publicate în 109 lucrări științifice (două monografii, articole în reviste de profil, comunicări la conferințe internaționale, inclusiv 29 brevete de invenții).

Cuvinte-cheie: transmisie precesională, angrenaj nestandardizat, profil, tehnologia danturării, rectificare, semifabricat, mașină-unealtă, dispozitiv, rigiditate, linie de contact, sarcină, cinematica procesului.

Domeniul de studiu: Bazele științifice ale procedeelor tehnologice de generare a profilurilor nestandarde ale angrenajelor precesionale.

Cercetările prezentate în Teză și în publicațiile respective au contribuit la rezolvarea unei **probleme științifice de importanță majoră:** elaborarea teoriei de profilare a angrenajului prin metoda rulării cu sculă în formă de disc profilat periferic și în baza stabilirii legăturilor, legăturilor elaborarea sistemului de asigurare a preciziei de profilare a angrenajului.

Scopul lucrării constă în elaborarea procedeelor tehnologice de generare a profilurilor dinților angrenajelor precesionale cu profil variabil nestandardizat, cu extinderea posibilităților tehnologice, de sporire a calității și a preciziei suprafețelor profilate.

Obiectivele cercetării: elaborarea conceptului cinematic al procedeuului tehnologic de generare prin rulare a danturilor angrenajelor precesionale cu profil variabil și nestandardizat cu sculă-disc profilată periferic; elaborarea modelului fizico-matematic al procedeuului de generare prin rulare a profilului convex-concav cu sculă-disc cu mișcare sferospațială; elaborarea modelului fizic de realizare a procedeuului de generare a profilului convex-concav cu “scula-disc” cu mișcare sferospațială; determinarea indicilor de calitate a suprafeței prelucrate în funcție de forma conturului periferic al sculei, cinematica mișcărilor sculei și regimurilor de rectificare; determinarea abaterilor geometrice și stabilirea erorilor tehnologice admisibile ale danturilor roților dințate; identificarea naturii erorilor tehnologice și abaterilor geometrice în funcție de precizia de prelucrare a roților dințate; elaborarea recomandărilor practice privind asigurarea indicilor de calitate și de precizie a flancurilor danturilor transmisiilor planetare precesionale.

Noutatea și originalitatea științifică constă în elaborarea pentru prima dată a modelelor matematic și fizic ale unui nou principiu de generare a danturilor angrenajelor precesionale cu profil convex-concav variabil (nestandardizat) al dinților cu sculă-disc cu mișcare sferospațială. Principiul nou de generare permite: extinderea posibilităților tehnologice de generare a dinților danturilor cu diametre mai mici ($d < 20$ mm), precum și mai mari, creșterea productivității generării profilului, asigurarea preciziei de rectificare a dinților transmisiilor precesionale cu profil nestandardizat variabil prin metoda rulării cu disc abraziv profilat periferic.

Semnificația teoretică a lucrării. Pentru prima dată a fost elaborat modelul matematic al procesului de generare a dinților cu scula – disc cu profil convex-concav nestandardizat, cu cinematica constituită din patru mișcări: *mișcarea autonomă* – mișcare principală de așchiere – rotirea sculei abrazive cu frecvența (n_1), *mișcarea de așchiere auxiliară*, efectuată rapid ca o mișcare liniară de-a lungul dintelui, *mișcarea de rulare* – rotirea lentă a roții la un unghi $\Delta\theta$ în timpul unei curse duble a sculei abrazive de-a lungul dintelui, *mișcarea coordonată cu rularea roții* – deplasarea capului portsculă într-o direcție tangențială față de punctul de contact.

Valoarea aplicativă. A fost propus și realizat în echipamente un procedeu nou de generare a suprafețelor dinților cu profil variabil convex-concav cu sculă-disc cu mișcare sferospațială cu un punct fix (au fost obținute 29 brevete de invenție), au fost elaborate, executate și implementate utilajul, dispozitivele și sculele.

Implementarea rezultatelor obținute. Rezultatele cercetărilor au fost implementate la ARP GmbH Alpirsbach (Germania), conform actului de implementare. Lucrarea *Transmisii planetare precesionale*, în anul 1998, a fost apreciată cu înalta distincție în domeniul științei și tehnicii – Premiul de Stat al Republicii Moldova. În calitate de coautor, mi s-a oferit titlul de Laureat al Premiului de Stat al RM în Domeniul Științei și Tehnicii. Anumite părți (capitole) ale tezei sunt incluse în programa de învățământ a Departamentului *Tehnologia Construcțiilor de Mașini* pentru pregătirea specialiștilor la specialitatea 521.1.

АННОТАЦИЯ

диссертации **Мазуру Сергея** *Технологические способы нарезания нестандартных профилей зацеплений прецессионных передач*, представленной на соискание учёной степени доктора хабилитат технических наук.

Структура диссертации. Диссертация включает введение, шесть глав, общие выводы и рекомендации, список литературы из 349 источников, 3 приложения, 319 страниц основного текста, 215 рисунка, 7 таблиц.

Публикации по теме диссертации. Полученные результаты опубликованы в 109 научных работах (две монографии, статьи в специализированных журналах, доклады на международных конференциях, в том числе 29 изобретений).

Ключевые слова: прецессионная передача, нестандартное зацепление, профиль, технология нарезания, шлифование, заготовка, станок, приспособление, жесткость, линия зацепления. Исследования, представленные в диссертации и на основе опубликованных работах, позволили решить **главную научную проблему**: разработка теории профилирования зубчатого колеса с использованием инструмента в виде диска с профилированной периферией, а также на основе установленных законов, связей разработать систему обеспечения, точности профилирования прецессионного зацепления.

Область исследований: Научные основы проблематики технологических способов нарезания нестандартных зацеплений прецессионных передач.

Целью работы является улучшение технологических методов нарезания нестандартных зацеплений прецессионных передач.

Задачи исследования: разработка концепции кинематики технологического процесса профилирования конвексно-конкавного зацепления прецессионных передач с переменным и нестандартным профилем инструмента в форме диска с профилированной периферией; разработка физико-математической модели процесса профилирования конвексно-конкавного зацепления с помощью инструмента-диска методом обкатки с прецессирующим движением; разработка физической модели реализации процесса профилирования конвексно-конкавного зацепления с помощью инструмента-диска методом обкатки с прецессирующим движением; определение качественных показателей поверхности, обрабатываемой в зависимости от формы периферии инструмента, кинематики перемещения инструмента и режимов резания; определение геометрических отклонений и допустимых технологических погрешностей зубьев зубчатых колес; определение характера технологических погрешностей и геометрических отклонений в соответствии с точностью обработки зубчатых передач; разработка практических рекомендаций для обеспечения качества и точности поверхности зацепления планетарных прецессионных передач.

Научная новизна и оригинальность работы. Впервые разработана математическая и физическая модель нового технологического процесса профилирования конвексно-конкавного зацепления прецессионных передач с переменным и нестандартным профилем с инструментом в форме диска с профилированной периферией. Принцип нового способа позволяет: расширить технологические возможности нарезания зубьев зубчатых колес с минимальными диаметрами ($d = 20$ мм) и выше, повысить производительность обработки профиля, обеспечить точность зубьев прецессионных передач с переменным нестандартным профилем методом обкатки абразивным инструментом в форме диска с профилированной периферией.

Теоретическая значимость работы. Впервые была разработана математическая модель нового технологического процесса профилирования конвексно-конкавного зацепления прецессионных передач с переменным и нестандартным профилем с кинематикой, состоящей из 4 движений: *автономное движение* – основное движение резания – вращение абразивного инструмента с частотой (n_1), *вспомогательное движение резания*, быстрое перемещения, выполняемое как линейное вдоль зуба, *движение обката* – медленное вращение колеса на угол $\Delta\theta$ во время двойного хода абразивного инструмента вдоль зуба, *скоординированное движение с вращением колеса* – перемещение шлифовальной головки в тангенциальном направлении относительно точки контакта.

Прикладное значение работы. Предложены и выполнены в технологической оснастке новые способы обработки прецессионного зацепления с нестандартным профилем зубьев с прецессирующим инструментом в форме диска с профилированной периферией (получены 29 изобретений), были разработаны, изготовлены и внедрены: оборудование, приспособления и инструменты.

Внедрение научных результатов. Результаты исследований приняты к внедрению на *ARР GmbH Alpirsbach* (Германия); работа *Планетарные прецессионные передачи* в 1998 году была удостоена Государственной Премии Республики Молдова в области науки и техники. Отдельные главы диссертации были использованы в учебном процессе департамента *Технологии машиностроения* для подготовки специалистов по специальности 521.1.

SUMMARY

The thesis ***Technological processes generating non-standard profiles of precessional gear*** presented by **Mazuru Sergiu** for conferring the scientific degree of Doctor of Technical Sciences **Thesis** structure. The thesis includes introduction, six chapters, conclusions, bibliography of 349 titles, 3 annexes, 319 basic text pages, 215 figures, 7 tables.

Publications on the thesis topic. The results are published in 109 scientific works (two monographs, articles in journals, communications at international conferences, including 29 patents).

Keywords: precessional transmission, gear non-standardized, profile, technology tooling, grinding, cinematic technology system, cutting tools, machine tool, device, contact line, cinematic process.

The research presented in the thesis and on the basis of published works **solved the main scientific problem:** the development of the theory of gearing of a gear wheel using a disk-shaped tool with profiled periphery, and also based on established laws, connections, developing a system for ensuring gearing profiling.

Field of study: The scientific basis of technological methods of engendering non-standard profiles of precessional gear.

The aim of the work. The aim is to elaborate the technological processes for generating the profiles of precession gear teeth with non-standard variable profile with the extension of the technological possibilities, to increase the quality and precision of the profiled surfaces.

Research objectives: elaboration of the kinematic concept of the technological process of generating by rolling of precession gears with variable and non-standard profile with peripheral profile tool; elaboration of the physico-mathematical model of the rolling process of the convex-concave profile with spherical-disk movement tool; elaboration of the physical model of realizing the process of generating the convex-concave profile with the "disk-tool" with the sphero-spatial motion; the determination of the surface quality indexes processed depending on the shape of the tool peripheral shape, the tool movement kinematics and the rectification procedures; Determination of geometric deviations and determination of admissible technological errors of toothed gear teeth; identifying the nature of technological errors and geometric deviations according to the precision of machining the gears; developing practical recommendations to ensure the quality and precision of the dental flanks of the treacherous planetary transmissions.

Novelty and originality of scientific: consists in the premiere development of the mathematical and physical models of a new principle of generating the teeth of precession gears with variable (non-standard) convex-concave profile of the teeth with a spherical-disk movement tool. The new generation principle allows: to extend the technological possibilities of dental teeth generation with smaller diameters ($d = 20$ mm) and to the largest ones, to increase the productivity of the profile generation, ensures the precision of the teeth of the precession transmissions with variable non-standard profile by the rolling method with peripherally shaped abrasive disk.

Theoretical significance. For the first time, the mathematical model of the teeth generation process with non-standard convex-concave dies was developed with kinematics consisting of 4 movements:

autonomous movement – main cutting movement – rotation of the abrasive tool with the frequency n_1 , *the movement of auxiliary cutting*, quickly performed as a linear movement along the tooth, *tooling motion* – slow rotation of the wheel at an angle θ during a double stroke of the abrasive tool along the tooth, *coordinated movement with wheel running* – displacement of the head in a tangential direction to the point of contact.

The value of the work. The new convex-concave-shaped teeth surface design with a spherical-disk movement tool with a fixed point has been proposed and made in the equipments (29 inventions patents have been obtained, the equipment was developed, executed and implemented, devices and tools.

Implementation of scientific results. The results were implemented at ARP GmbH Alpirsbach (Germany), according to the implementing act. The work *Pre-Planetary Transmissions* in 1998 was appreciated with the highest destination in the field of science and technology – the State Prize of Republic of Moldova. As a co-author I was awarded the title of Laureate of the State Prize of the RM in the field of Science and Technology. Certain chapters of the thesis are included in the curriculum of the Department of Machine Building Technology for the training of specialists in specialty 521.1.

LISTA ABREVIERILOR

R_e	rezistența la întindere
ε	deformații maxime
t	adâncime de așchiere
E	modulul Yung
λ	coeficient termic
LUR	lichid de ungere răcire
σ	tensiuni remanente
R_a, R_z	rugozitatea suprafeței
e_w, e_r	valoarea excentricităților cinematice și, respectiv, geometrice ale roții dințate
Δ_w, Δ_r	valori ale erorii formei roții dințate în direcție tangențială și în direcție radială
$\bar{e}_c$	vectorul erorii de centrare a roții dințate
$\bar{e}_b$	vectorul excentricității poziției dispozitivului față de axa de rotire a mesei mașinii-unelte la prelucrare
$\bar{e}_{p.m.l}$	vectorul erorii periodice a mașinii-unelte în direcție longitudinală
S_{max}, S_{min}	valoarea maximă și valoarea minimă a jocului dintre alezajul roții dințate și dorn
T_{ds}, T_g	toleranța la diametrul elementului de centrare al dispozitivului și, respectiv, toleranța la gaura roții dințate
b	lățimea roții dințate
$\delta_{c.e.s.}, \delta_{c.e.p.}$	cedarea elastică a mecanismelor sculei și, respectiv, a piesei în direcție radială
$\bar{e}_{r.d.}$	vectorul erorii tangențiale, provocate de excentricitatea geometrică a roții de divizare a mesei mașinii-unelte
$\bar{e}_{p.m.p.t.}$	vectorul erorii periodice de „plutire” a mesei mașinii-unelte în plan transversal
$r_{r.d.}$	bătaia radială a roții de divizare a mașinii-unelte
$j_{s.t.}$	rigiditatea sistemului tehnologic
$\Delta\varphi_{r.d.}''$	eroarea cinematică a roții de divizare a mașinii-unelte în secunde unghiulare

$e_{fmax.}$	valoarea maximă a excentricității roții dințate de la imprecizia găurii
Δ_f	eroarea formei găurii roții dințate
$T_{c.g.r.}$	toleranța găurii roții dințate
$T_{disp.f.}$	toleranța la diametrul de centrare a dornului
$T_{t.pr.f.}$	toleranța la bătaia frontală a elementului de așezare a dornului
$T_{b.r.d.}$	toleranța la bătaia radială a dornului strâns între vârfuri
$\left \overline{\rho}_h \right $	valoarea curentă a razei vectorului de amplasare a punctului h
Δ_{r1}, Δ_{r2}	valoarea deformațiilor circumferințelor roților dințate
O_1	centrul circumferinței medii (axa de rotire la prelucrare)
O_2	centrul găurii centrale până la operația de rectificare interioară
O_3	centrul real al profilului roții
T_{disp}	toleranța bătaii fălcilor dispozitivului
$T_{t.r.}$	toleranța radială a bătaii axului principal al mașinii-unelte
ψ'	viteza unghiulară a arborelui principal
L	lungimea liniei de contact
Z_1, Z_2	numărul de dinți ai roților aflate în angrenaj
N	numărul de curse duble la generarea profilului
n_k	frecvența coordonată cu cursele duble ale căruciorului și ale rotirii mesei mașinii-unelte
l	drumul parcurs de-a lungul dintelui
B	lungimea dintelui
S_2	viteza rectilinie a deplasărilor rapide ale sculei în poziția inițială
P_a	forța de așchiere
σ_b	tensiuni de rezistență
Ψ	coeficientul de corecție
μ	coeficientul lui Pausoni
q	numărul refuzurilor (ieșirilor în afara câmpului de toleranță)
ω_1	vectorul întâmplător de interacțiune a componentelor elementare ale erorilor
ρ	raza de rotunjire a granulei

ε	unghiul de ascuțire a granulei
β_{med}	unghiul mediu de înclinare a granulei față de planul de proiectare
h	valoarea ieșirii vârfului grăuntelui
n_k	turația, rot./min. sau rot./s., a discului la intrarea muchiilor așchietoare în secțiunea examinată până la ieșirea din această secțiune
V_d	viteza discului
V_p	viteza piesei
R_{max}	valoarea înălțimii maxime a rugozității profilului
f_a	raportul dintre componenta tangențială P_z și componenta normală P_y a forței de așchiere la rectificare
F_c, F_t	suprafața cementată și, respectiv, suprafața totală
n	frecvența de rotire a sculei
S_0	avansul la o rotație a roții danturate
k	numărul de dinți ai frezei
M_t	momentul de torsiune pe arborele condus
σ_i	tensiunile admisibile de contact la încovoiere
σ_c	tensiunile admisibile de contact.
Θ	unghiul de nutație, egal cu unghiul dintre axele Z și Z_1
ψ	unghiul de precesie
D	diametrul discului abraziv
z_{max}	mărimea maximă a adaosului la piesa ce se prelucrează
n	numărul de proeminențe așchietoare pe disc ce trebuie să fie un număr par
β	unghiul conicității sculei
j	jocul dintre electrozi
r_f	raza de amplasare a canalului în rolă

INTRODUCERE

Actualitatea și gradul de studiere a temei investigate. Evoluția tehnicii în ansamblul ei, prin abordarea construcțiilor din ce în ce mai complexe în toate domeniile industriale, ridică probleme deosebite și în domeniul tehnologiilor de prelucrare mecanică a danturilor roților dințate, o deosebită importanță se atribuie preciziei de execuție și automatizării proceselor tehnologice de generare. Tendința generală în construcția de mașini spre reducerea consumului de materiale și a costurilor de producție se referă și la angrenaje, fapt ce necesită elaborarea unor tehnologii noi.

Roțile transmisiilor conice reprezintă cele mai complicate piese, din punctul de vedere al proiectării și al tehnologiei de execuție. În transmisiile planetare precesionale, roțile de asemenea sunt conice, la care prelungirile generatoarelor dinților se întretaie într-un punct numit „centru de precesie”, iar danturile sunt amplasate pe suprafețe conice. Crearea unei transmisii noi cu angrenaj conceptual nou cu roți conice necesită elaborări tehnologice și constructive inovative, iar diseminarea acestora în producție cere mult timp, în unele cazuri chiar zeci de ani de muncă asiduă a proiectanților, constructorilor și tehnologilor.

Cel mai răspândit procedeu de prelucrare finală a roților dințate îl constituie rectificarea, care asigură o precizie ridicată de execuție dimensională și de calitate a suprafețelor. Totodată, pe suprafețele rectificate ale dinților roților dințate apar arsuri și fisuri, fapt care necesită o cercetare multilaterală a cauzelor ce provoacă defectele respective și impune elaborarea unor metode de înlăturare a lor. Complexitatea problemelor generării danturilor conice ale roților centrale ale transmisiilor precesionale suplimentar derivă din specificul geometriei angrenajului multipar al acestuia, printre care:

- profilul convex-concav nestandardizat;
- profilul variabil al dinților, dependent de parametrii geometrici ai angrenajului: unghiul de nutație Θ , unghiul axoidei conice δ , unghiul conicității rolelor β , numărul dinților roților z_1 și z_2 și coraportul dinților conjugați $z_1 = z_2 \pm 1$;
- precizia de execuție înaltă, impusă de multiplicitatea angrenării.

Extinderea utilizării transmisiilor planetare precesionale ca produse aparte (reductoare) sau ca componente de transformare a mișcării și sarcinii în dispozitivele mașinilor cu destinație generală și specială, în multe cazuri este limitată de posibilitățile neadecvate ale tehnologiei de generare a dinților din angrenajele precesionale. Astfel, tehnologia de generare a dinților angrenajelor precesionale cu profil variabil convex-concav elaborată de academicianul **Ion Bostan** în anii 1980 (cu scula în formă de trunchi de con) nu permite generarea dinților pentru roți cu diametrul mai mic de 20 mm și are o productivitate redusă.

Problemele sporirii calității stratului superficial al dinților roților, de regulă, se rezolvă prin alegerea corectă a cinematicii mecanismului de rectificare, prin alegerea optimă a regimului de rectificare și a caracteristicilor sculei. Tehnologiile clasice de rectificare, inclusiv cele cu discuri din materiale policristaline pe bază de diamant și abrazivi sintetici, cum este nitrura cubică de bor (NCB), nu exclud definitiv defectele care apar în straturile superficiale (fisuri, arsuri, tensiuni remanente). Acest lucru se referă mai ales la dinții roților dințate care au un profil geometric complex, inclusiv executate din oțeluri și aliaje greu prelucrabile.

Din cauza erorilor inevitabile apărute la operațiile precedente de prelucrări mecanice, a deformărilor produsului provocate de influența temperaturilor ridicate în urma tratamentelor termochimice, precum și a vibrațiilor discului de rectificat datorate dezaxării acestuia, rectificarea are loc în condiții neuniforme (aleatorii).

Eliminarea defectelor în urma rectificării este îngreunată de adaosul neuniform legat de erorile inevitabile din cadrul operațiilor precedente ale prelucrărilor mecanice; deformarea semifabricatului roții cauzată de tratamentul chimico-termic; vibrația axului principal provocată de debalansarea discului rectificator și alți factori, ce depind de însăși esența procesului de rectificare.

Ca urmare a acestor considerații, studiul influenței factorilor tehnologici de bază, a sistemului *sculă abrazivă-piesă-mediul de lucru*, dar și a condițiilor de interacțiune dintre forța de așchiere și temperatură, precum și cercetarea căilor noi de rezolvare a problemei de îmbunătățire a calității stratului superficial, apar ca un obiectiv de valoare științifică și aplicativă majoră.

O influență deosebită asupra preciziei prelucrării o are scula (discul abraziv), care determină calitatea stratului superficial al dintelui roții dințate și, implicit, determină indicatorii calitativi de funcționare a angrenajului. În același timp, influența discului rectificator în procesul rectificării depinde nu numai de tipul și dimensiunile granulelor abrazive, structura, liantul și duritatea lor, dar și de parametrii geometrici. Este important că în urma rectificării (cu scule abrazive) în anumite condiții domină efectul copierii suprafeței de lucru (active) a discului rectificator pe suprafața dintelui roții dințate, care poate fi anihilat prin regimurile corecte ale procesului tehnologic de rectificare și prin calitatea sculei abrazive.

Practica demonstrează că până la 80% din toate operațiile de finisare ale prelucrării mecanice a pieselor se efectuează cu ajutorul sculelor abrazive.

Calitatea suprafeței depinde de o serie de factori constructivi și tehnologici. Soluționarea cel puțin a unor obiective din cadrul problemei menționate va permite să ne apropiem de posibilitatea asigurării indicilor de exploatare la proiectarea și execuția pieselor.

Rectificarea se efectuează cu ajutorul sculelor așchietoare cu o amplasare haotică a multiplelor elemente așchietoare – granule abrazive, care au diferite unghiuri de așchiere, prinse în

liantul sculei. În procesul aşchierii cu granule, sculele abrazive şi suprafeţele prelucrate se încălzesc local pe o durată scurtă de timp $1 \cdot 10^{-4} \div 5 \cdot 10^{-6}$, apoi se răcesc.

În industria constructoare de maşini lipseşte utilajul tehnologic şi echipamentul care ar permite implementarea procedeelor de generare a profilelor nestandarde ale angrenajelor precesionale în producere care de fapt fiind o problemă **practică de fabricare**.

Lipsa metodelor de asigurare a preciziei rectificării profilului dinţilor angrenajelor precesionale nu permite să asigurăm nivelul cerut al calităţii angrenajului prelucrat la etapa finală de prelucrare şi a exclude rebutul la operaţia dată.

Asigurarea scopului practic de implementare a procedeelor tehnologice de generare a profilurilor nestandarde ale angrenajelor precesionale se reţine din lipsa metodelor ştiinţifice de justificare al preciziei profilării dinţilor TPP, **care este o problemă ştiinţifică de importanţă majoră**. Rezolvarea acestei probleme cere elaborarea teoriei de profilare a angrenajului şi în baza ei stabilirea legităţilor, legăturilor şi elaborarea unui sistem de asigurare a preciziei de profilare a dinţilor prin metoda rulării cu sculă în formă de disc profilat periferic.

Lucrarea a fost elaborată la Catedrele *Tehnologia construcţiilor de maşini* şi *Teoria mecanismelor şi organe de maşini* ale Universităţii Tehnice a Moldovei, reprezintă continuarea cercetărilor în domeniul transmisiilor planetare precesionale şi tratează problema cercetării şi optimizării tehnologiei de execuţie a transmisiilor planetare precesionale cinematice prin utilizarea metodelor şi procedeelor noi de producere inovative.

Reeşind din cele menţionate, **scopul lucrării** constă în elaborarea procedeelor tehnologice de generare a profilurilor dinţilor angrenajelor precesionale cu profil variabil nestandardizat, cu extinderea posibilităţilor tehnologice, de sporire a calităţii şi a preciziei suprafeţelor profilate.

Pentru realizarea scopului, au fost trasate următoarele **obiective**:

1. Elaborarea conceptului cinematic al procedeului tehnologic de generare prin rulare a danturilor angrenajelor precesionale cu profil variabil şi nestandardizat cu sculă-disc profilată periferic.
2. Elaborarea modelului fizico-matematic al procedeului de generare prin rulare a profilului convex-concav cu sculă-disc cu mişcare sferospaţială.
3. Elaborarea modelului fizic de realizare a procedeului de generare a profilului convex-concav cu sculă-disc cu mişcare sferospaţială.
4. Determinarea indicilor de calitate a suprafeţei prelucrate în funcţie de forma conturului periferic al sculei, cinematica mişcărilor sculei şi regimurile de rectificare.
5. Determinarea abaterilor geometrice şi stabilirea erorilor tehnologice admisibile ale danturilor roţilor dinţate şi conformarea lor la normele preciziei cinematice.

6. Identificarea naturii erorilor tehnologice și abaterilor geometrice în funcție de precizia de prelucrare a roților dințate și interdependenței acestora.

7. Elaborarea recomandărilor practice privind asigurarea indicilor de calitate și de precizie ai profilurilor convex-concave variabile ale flancurilor danturilor transmisiilor planetare precesionale.

Metodologia cercetării științifice. Cercetările teoretice au fost efectuate prin modelări matematice, ținând cont de ultimele realizări în domeniile teoriei angrenajelor, teoriei de aşchiere și prelucrării abrazive. Problema influenței cantitative și calitative a parametrilor tehnologici de prelucrare asupra caracteristicilor de calitate ale suprafeței prelucrate a fost abordată cu utilizarea modelărilor matematice. Condițiile raționale de realizare a proceselor au fost determinate folosind metoda *Simplex* de programare liniară și Programul *MatchCad*.

Procedeele tehnologice de generare a danturilor roților precesionale cu sculă în formă de disc au fost elaborate, experimentate și aplicate pe semiautomatul de model *30A50P* modernizat, dotat cu un dispozitiv elaborat de către autor. Cercetările experimentale ale procedeelor noi de prelucrare mecanică a roților dințate au fost efectuate în laboratoarele Departamentelor *Tehnologia Construcțiilor de Mașini* și *Bazele Proiectării Mașinilor* ale Universității Tehnice din Moldova (UTM) și ale Departamentului *Tehnologia Construcțiilor de Mașini* din Iași (România) .

Noutatea și originalitatea științifică a lucrării constă în elaborarea pentru prima dată a modelelor matematic și fizic ale unui nou principiu de generare a danturilor angrenajelor precesionale cu profil convex-concav variabil (nestandardizat) al dinților cu sculă-disc cu mișcare sferospațială. Principiul nou de generare permite: extinderea posibilităților tehnologice de producere a dinților danturilor cu diametre mai mici ($d < 20$ mm), precum și mai mari; creșterea productivității generării profilului; asigurarea preciziei de rectificare a dinților transmisiilor precesionale cu profil nestandardizat variabil prin metoda rulării cu disc abraziv profilat periferic.

Pentru soluționarea acestei probleme au fost întreprinse următoarele acțiuni:

- pentru prima dată a fost propusă tehnologia generării dinților cu profil convex-concav variabil cu scule precesionale în formă de disc cu contur periferic profilat în arc de cerc;
- a fost identificată interdependența reciprocă a indiciilor de precizie ai roților dințate și a parametrilor regimurilor de prelucrare;
- s-a stabilit nivelul admisibil al erorii semifabricatului și valorii adaosului de prelucrare, pentru a exclude rebutul la rectificarea danturii;
- a fost stabilită eficacitatea rectificării în procesele cu productivitate mare de finisare a danturii roților dințate precesionale cu profil nestandardizat din semifabricate progresive, cu formarea prealabilă a coroanei dințate.

Noutatea rezultatelor obținute este protejată cu 29 de brevete de invenție ale Republicii Moldova.

Realizarea lucrării. Lucrarea a fost efectuată în corespundere cu planurile:

- temelor de cercetări științifice bugetare:

1. *Teoria fundamentală a angrenajului precesional: angrenaje, tehnologii de generare a dinților, calcule ingineresti* (Contract nr. 200 b/s, 2001-2005).

2. *Teoria fundamentală a angrenajelor precesionale cinematice: modele matematice de generare a profilelor în sisteme cu 5 grade de libertate, metode de calcul și control* (Contract nr. 303 b/s, 2006-2010).

3. *Teoria, metode și procedee avansate de fabricație a roților dințate cu profil nestandard al angrenajelor precesionale* (Tema 11.817.05.18F. 2011–2014, implicat în calitate de director de proiect).

4. *Transmisii planetare precesionale de putere și cinematice: dezvoltare constructivă, tehnologii industriale de fabricație și materiale noi pe anii 2015-2018.*

- Programului de Stat în contractele de cercetări științifice:

1. *Sisteme de acționare submersibile ale Complexului Robotizat de Extracție a concrețiunilor fero-manganice de pe fundul Oceanului Planetar* (Contract nr. 068, 2004–2006).

2. *Elaborarea și fabricarea prototipului industrial al reductorului precesional submersibil* (Contract nr. 001/P, 2007-2008).

Valoarea aplicativă a lucrării:

- A fost propus și realizat în echipamente procedeul nou de generare a suprafețelor dinților cu profil variabil convex-concav cu sculă-disc cu mișcare sferospațială cu un punct fix.

- Au fost elaborate tehnologiile de netezire a profilului convex-concav nestandardizat, care asigură o corecție substanțială a erorii formei profilului angrenajului roții dințate până și după operația de rectificare și sporirea duratei de funcționare a transmisiei.

- Au fost elaborate, executate și implementate utilajul, dispozitivele și sculele care asigură prelucrarea transmisiilor precesionale cu profil nestandardizat.

- Au fost propuse metode constructiv-tehnologice de asigurare a indicilor de calitate ai roților dințate.

- Rezultatele cercetărilor au fost implementate la ARP GmbH Alpirsbach (Germania), conform actului de implementare.

- Materialele cercetărilor experimentale sunt utilizate în procesul de studiu la cursurile: *Metode și procedee de prelucrare, Sisteme de tehnologii, Proiectarea asistată de*

calculator a dispozitivelor și verificatoarelor, Tehnologia construcțiilor de mașini ș.a., de asemenea pentru pregătirea doctoranzilor și masteranzilor.

Lucrarea *Transmisii planetare precesionale*, în anul 1998, a fost apreciată cu înalta distincție în domeniul științei și tehnicii – **Premiul de Stat al Republicii Moldova**. În calitate de coautor, mi s-a oferit titlul de **Laureat al Premiului de Stat al RM în Domeniul Științei și Tehnicii**.

Rezultatele de bază ale tezei de doctor habilitat au fost prezentate, discutate și aprobate la ședințele:

- departamentului de profil (*Tehnologia Construcțiilor de Mașini*);
- seminarului științific de profil lărgit al UASM;
- seminarului științific de profil al UTM;
- seminarului interfacultativ FIMCM și FIMT;
- la simpozioane, conferințe, saloane de expoziții.

Rezultatele au fost publicate în revistele științifice: *INTELECTUS*, AGEPI, Chișinău, 1999; *Buletinul Institutului Politehnic din Iași*, tomul XLVI (L), supliment I, 2000, tomul LIV, fascicula Vc, Iași, 2004, tomul XLVIII, supliment I, Iași, 2002, tomul LII, fascicula Va, Secția *Construcția de mașini*, Iași, 2006, tomul LVIII; Universitatea Tehnică Gh. Asachi din Iași, fascicula 3, 2008; *Nonconventional Technologies Review*, nr. 1 din 2009, tomul LX; Universitatea Tehnică Gh. Asachi din Iași, fascicula 2a, 2010, revista *TEHNOMUS* nr. 20, 2013, Suceava.

De asemenea, rezultatele au fost prezentate la diverse conferințe: *CICS Tehnologii moderne în construcția de mașini*, vol. 1, Iasi, 1996; Romanian First International Fourth National Conference on Powder Metallurgy, 4-7 iulie 1996, Cluj-Napoca; *Materialele Conferinței Internaționale Tehnologii moderne, calitate, restructurare*, vol. 4, Chișinău, 1999; *Международный сборник научных трудов Прогрессивные технологии и системы машиностроения*. Выпуск 13, Донецк, 2000; *Materialele Conferinței Internaționale Tehnologii moderne, calitate, restructurare*, vol. 3; Chișinău, 2001; *Materialele Conferinței Internaționale Tehnologii moderne, calitate, restructurare*, vol. 2, UTM, Chișinău, 2005; ediția III a Conferinței internaționale științifico-practice *Probleme teoretice și practice ale economiei proprietății intelectuale*, AGEPI, Chișinău, 2005; The 31st Internationally Attended Scientific Conference *Modern technologies in the XXI century*, Bucharest, 3-4 Novembre, 2005; The 5th International Conference on advanced manufacturing technologies, ICAMaT 2007, 12–14 July 2007, Sibiu; AGIR Publishing House. Academy of Technical Science of Romania. The 32st Internationally attended scientific conference *Modern technologies in the XXI century*, Bucharest, 1-2 Novembre 2007; CȘI Iași–Chișinău *Tehnologii moderne. Calitate. Restructurare*, 31 mai – 3 iunie 2007; The 19th International DAAAM Symposium, Vienna, Austria, 2008, Proceedings of the 13th, 14th, 15th, 16th International

Conference *Modern Technologies, Quality and Innovation*; ModTech 2009, 2010, 2011, 2012, România – Moldova; IX international congress *Machines, Technologies, Materials 2012*, Varna, Bulgaria. 2012; *Машиностроение и техносфера XXI века*. Сборник трудов XI, XII, XIII, XIV, XV, XVI, XVII, XVIII, XIX международных научно-технических конференций 2004-2013 гг., Донецк; ICAD 2011. Proceedings of the 6th International Conference on Axiomatic Design. Editor: Mary Kathryn Thompson, KAIST, Daejeon, Republic of Korea, 2013.

Publicații la tema tezei. Rezultatele cercetării și problemele abordate în teză au fost publicate în 106 lucrări științifice și metodice, inclusiv o monografie, un manual, două articole de sinteză, 21 de articole în reviste, 40 de articole în culegeri ale conferințelor, 29 brevete de invenție, 16 rapoarte științifice, 16 articole științifice de un singur autor.

Volumul și structura tezei. Teza include adnotare în limbile română, rusă și engleză, introducere, șase capitole, concluzii, 319 pagini de text de bază, 349 surse bibliografice, 7 tabele, 215 figuri și 3 anexe.

Conținutul tezei. Capitolul 1 – *Analiza problemei abordate și obiectivele cercetării* – cuprinde descrierea dezvoltării transmisiilor conice și precesionale cu profil nestandardizat și a procedeelor de prelucrare a lor. S-a efectuat o analiză a preciziei, fiabilității și metodelor de optimizare a sistemelor tehnologice. Este analizată influența procedeelor de finisare și ecrusare asupra calității danturii, capacității portante și cauzelor de deteriorare a roților dințate.

În capitolul 2 – *Mecanismul formării componentelor erorii cinematice a roților dințate* – sunt analizate și calculate erorile cinematice ale roților dințate pentru toate operațiile: frezare, șeveruire, tratament termic, rectificarea găurii centrale și de finisare. În baza acestor calcule au fost determinate valorile erorilor roților dințate și nivelul fiabilității sistemului tehnologic. Cunoscând valorile erorilor, s-a realizat optimizarea parametrilor de precizie a sistemului tehnologic al operațiilor de danturare. De asemenea, a fost studiată și modelată rugozitatea în urma rectificării profilului dintelui.

În capitolul 3 – *Elaborarea modelului fizico-matematic al procesului de prelucrare al danturii prin metoda de rulare cu disc profilat* – este descris modelul fizico-matematic al procesului de prelucrare a danturii prin metoda de rulare cu disc profilat. Au fost cercetate cinematica procesului de generare a danturii, linia de contact dintre sculă și roata dințată, variația secțiunii transversale teoretice a așchiilor dintre sculă și roata dințată. S-a efectuat analiza cinetică și fizico-matematică a procesului de rectificare.

Capitolul 4 – *Metodica, standurile și aparatura pentru cercetarea indicilor energetici ai procesului de rectificare* – este consacrat metodicii, standurilor și aparaturii folosit la cercetarea indicilor energetici ai procesului de rectificare. Sunt descrise stația tensometrică, dispozitivul

dinamometric, standul pentru cercetarea discului rectificator în formă de trunchi de con și discul profilat folosit pentru cercetări. Se descrie utilajul și metodica rectificării danturii; standurile și metodica cercetării regimului termic la rectificare; metodica, standurile și aparatura pentru cercetarea uzurii dimensionale; metodica, standurile și aparatura pentru studierea geometriei reliefului suprafeței sculei abrazive.

În capitolul 5 – ***Cercetarea experimentală a procesului de rectificare a danturii transmisiilor precesionale prin rulare*** – sunt prezentate cercetările experimentale ale procesului de rectificare a danturii transmisiilor precesionale prin rulare. Au fost studiate oscilațiile, erorile, rugozitatea, starea stratului exterior, modificările în materialul roții care apar în urma prelucrării și influența lor asupra indicilor de calitate a danturii, precum și regimurile de prelucrare, materialul sculei utilizate la prelucrare.

Capitolul 6 – ***Metode constructiv-tehnologice de asigurare a preciziei indicilor de calitate a roții dințate*** – inserează metodele tehnologice de creștere a nivelului fiabilității tehnologice la executarea roților dințate precesionale. Au fost propuse scheme și dispozitive de bazare a roților dințate care micșorează erorile de bazare; procedee și ștanța de obținere a unor semifabricate la cald și la rece, la care adaosul de prelucrare este minimal; procedee, scule și dispozitive de ecruisare a dinților angrenajului precesional; procedee, scule și dispozitive de rectificare a dinților angrenajului precesional; procedee și dispozitive de prelucrare prin electroeroziune a angrenajului și a formelor de fabricare a roților. De asemenea, este prezentată informația despre lichidul de ungere-răcire utilizat la prelucrare. În baza studiului realizat în urma cercetărilor experimentale sunt elaborate recomandări privind tehnologia de fabricare a roților dințate.

1. ANALIZA PROBLEMEI ABORDATE ȘI OBIECTIVELE CERCETĂRII

Procesele tehnologice de execuție a roților dințate conice sunt caracterizate prin schimbarea multiplă a bazelor tehnologice. Din această cauză, apar erori de execuție ale roții dințate. Cu o instabilitate anumită a parametrilor de precizie finali se caracterizează operațiile de finisare a procesului tehnologic, bazate pe rularea liberă. Această tehnologie asigură o productivitate destul de mare, dar din cauza acțiunii unor factori, nu se asigură normele stabile ale preciziei cinematice.

1.1. Analiza literaturii de specialitate

Dezvoltarea triumfală a transmisiilor conice cu profil nestandardizat și cu înălțime variabilă a dinților, cărora le este consacrată această lucrare, a început relativ nu demult – mai puțin de o jumătate de veac. Întemeietorul (teoretic și practic) acestor transmisii poate fi considerat inginerul american E. Vilidaber [191]. Se consideră că lui îi aparține ideea de a renunța la conjugarea precisă a suprafețelor de contact al dinților roților destinată transmiterii mișcării uniforme.

Până atunci, tehnologia formării suprafețelor laterale ale dinților se baza pe principiile lui Olivie [179], care garantau conjugarea suprafețelor datorită lipsei erorilor. Ca urmare, au apărut o serie întreagă de lucrări consacrate determinării profilului dinților conjugați [178, 198, 204, 205, 208]. Pe principiile lui Olivie sunt bazate lucrările clasice ale transmisiilor cilindrice [94, 169, 259, 262]. Bazele teoriei transmisiilor dințate spațiale sunt expuse în multiple lucrări [215, 243, 244, 245]. Dar, odată cu dezvoltarea tehnicii, principiile lui Olivie au început să se îngusteze. De exemplu, transmisiile conice cu profil nestandardizat, executate în conformitate cu aceste principii, ar trebui să fie cu înălțimea egală a dintelui. Însă dinții de înălțime egală, datorită rezistenței lor mai dure, au cedat locul celor cu înălțime variabilă și, în cele din urmă, nu pot fi executate fără a renunța la principiile lui Olivie. Așa a apărut necesitatea elaborării teoriei angrenajelor dințate cu profiluri conjugate aproximativ reduse.

Roțile cu angrenaj aproximativ reduse nu pot transmite o rotire strict uniformă. Însă gradul acestei neuniformități depinde de forma suprafețelor conjugate ale dinților, iar forma, la rândul său, depinde de valorile parametrilor tehnologici de prelucrare.

Apariția transmisiilor cu angrenaj aproximativ reduse a condus la formularea unor noi obiective, mai întâi – problema sintezei și analizei transmisiilor dințate cu profil aproximativ redus.

Aportul considerabil în realizarea acestor obiective îi aparține lui F. Litvin [94] și discipolilor săi [240]. Cerințele unei atare sinteze, formulate de F. Litvin, constau în următoarele:

1) suprafețele laterale ale dinților trebuie să intre în contact una cu alta în punctul calculat de contact, iar raportul de transmitere în acest moment trebuie să fie egal cu cel dat;

2) prima derivată de la raportul de transmitere la unghiul de rotire a pinionului în punctul de calcul trebuie să fie egală cu zero, iar unghiul dintre liniile de contact al dintelui și al liniei de funcționare trebuie să fie în punctul de calcul apropiat de 90° ;

3) dimensiunea axei mari a petei de contact în punctul de calcul trebuie să fie egală, din start, cu valoarea dată.

Un aport considerabil la teoria sintezei transmisiilor conice cu profil nestandardizat îi aparține lui M. Segal [330]. Algoritmul său de sinteză diferă de sinteza profesorului F. Litvin. La baza algoritmului lui M. Segal se află ideea determinării valorilor parametrilor tehnologici în funcție de mărimea jocului dintre suprafața dintelui roții dințate și familia suprafețelor înfășurătoare, obținute la mișcarea pinionului față de roată. Modificând poziția pinionului în timpul montajului pentru obținerea suprafețelor laterale ale dinților pinionului, putem obține diferite niveluri ale jocurilor dintre suprafețele menționate. Linia nivelului câmpului de toleranță, care corespunde grosimii stratului înlăturat de vopsea, este granița petei de contact. Ecuațiile suprafețelor angrenate reprezintă prin sine șirurile Taylor în regiunea punctului de calcul. Reglarea se determină prin minimizarea funcției calității, care exprimă cerințele aplicate la dimensiunile și forma petei inerțiale de contact. O variantă analogică se utilizează în softul *Chimos* al Firmei *Klingelnberg*.

O serie de lucrări valoroase în domeniul danturării roților aparțin lui K. Pismanik [310]. Metodica de calcul propusă în aceste lucrări se bazează pe alegerea reglării inițiale pentru pinion și roată. Relația inițială se calculează din condiția coincidenței direcției vectorului vitezei față de mișcarea punctelor conjugate ale suprafețelor prelucrate și generate pe direcția vectorului vitezei relative a roții și pinionului la angrenarea lor în punctul mijlociu al dintelui. Deoarece reglările de bază conduc la o calitate nedorită a angrenării, în lucrările menționate este prezentat un aparat matematic ce permite determinarea reglajului de bază. Pentru localizarea petei de contact se folosesc corecțiile de profil și cele longitudinale, determinate de parametrii de sinteză: lungimea necesară a petei de contact și coeficientul conjugării după profil. În lucrările menționate se propun recomandări pentru alegerea parametrilor indicați.

Chiar și aceste corecții nu garantează însă o calitate bună a angrenării dinților. Ca urmare la cele menționate, K. Pismanik a elaborat metodica introducerii corecțiilor suplimentare în reglări, bazată pe rezultatele cercetărilor suplimentare pe mașina-unealtă de rulare-verificare. Acest fapt conduce la un proces de interacțiune între posibilitățile mașinii și calificarea tehnologului.

Lucrările privind sinteza roților conice ale cercetătoarei G. Șeveleva [344, 345] sunt bazate pe teoria contactului cvasiliniar. Esența teoriei constă în asigurarea cerințelor ca pata de contact în punctul de calcul al curburii reduse, a lui Gauss și viteza modificării curburilor principale normale reduse, în lungul direcției principale, să difere puțin de valoarea sa în raport cu cele analogice, în

contactul liniar al suprafețelor. Această metodă permite a se stabili o formă a curburii unei suprafețe care asigură un contact mai amplu, asigurând astfel și o capacitate portantă a transmisiei.

În literatura de specialitate sunt menționate metodica și programul de calcul al reglărilor mașinilor-unelte de danturat, elaborate de N. Hlebalin [342]. Conform acestei metodici, transmisia se sintetizează în baza egalității unghiurilor profilurilor și unghiurilor de înclinare a liniei dinților pinionului și roții în punctul de calcul, în baza legilor modificării suprafeței în lungul dintelui și după profil și a cerințelor modificării lungimii petei de contact pe înălțimea dintelui.

În lucrările lui I. Dusev [263–265], sinteza transmisiilor conice se realizează pe baza contactului local-liniar, conform căruia curbura redusă Gauss a suprafețelor în contact este egală cu zero doar într-o singură poziție (ce asigură contactul liniar). I. Dusev afirma că al treilea șir va permite redistribuirea sarcinii și astfel se va asigura o calitate superioară a transmisiei. Din acest motiv, în transmisie se impune o cerință a egalității nu numai pentru prima derivată, ci și pentru a doua de la raportul de transmitere față de unghiul de rotire al pinionului. După cum se observă în teză, aceste cerințe în majoritatea cazurilor nu sunt utile.

De un real interes în problematica de sinteză a transmisiilor sunt și lucrările profesorului V. Sîzranțev [169, 334–336]. Conținutul lor permite calculul reglărilor în cazul unor restricții tehnologice, și anume în cazul unei anumite forme și dimensiuni a sculei. Acest algoritm permite reglarea mașinii astfel încât roata și pinionul pot fi danturate cu una și aceeași sculă.

O serie de lucrări sunt consacrate sintezei transmisiilor conice cu rulare parțială [252 și alții].

Unele algoritme ale sintezei sunt elaborate de către I. Golifarb și colegii lui [3, 241, 242].

Un șir de lucrări sunt consacrate problemei localizării petei de contact [302, 303].

Un aport considerabil în teoria analizei geometrico-cinematice a angrenajelor conice îi aparține lui M. Baxter [5, 6]. În lucrarea sa [6], cercetătorul observă ce formă trebuie să aibă o curbă ce caracterizează eroarea de poziție unghiulară a roții în cazul funcționării unei perechi de dinți, la o transmisie bine sintetizată, cu angrenaj aproximat. Această curbă deseori este numită ”curba Baxter”.

În esență, algoritmul lui F. Litvin se bazează pe cinci ecuații neliniare. Două dintre acestea reprezintă condițiile de egalitate a normalelor una față de alta în punctul de contact, iar celelalte trei exprimă coincidența razei vectorilor în punctul de contact. Sistemul de ecuații se rezolvă la fiecare fază de angrenare, iar rezultatul reprezintă coordonatele punctului de contact și poziția unghiulară a roții și pinionului.

Lucrări consacrate descrierii algoritmilor originali pe baza analizei geometrico-cinematice a transmisiilor conice cu angrenaj aproximat sunt cu mult mai puține decât în baza sintezei. La ele pot fi atribuite, în afară de cele menționate, lucrările lui I. Guliaev [254, 255], M. Segal [330], V.

Rubțov [325], B. Timofeev [339], G. Șeveliova [344, 345], A. Volkov [225, 226, 227], V. Sîzranțev [169, 334–336] și altele [62, 68, 71, 82, 103, 155, 156].

În lucrările sale, M. Segal determină pata de contact (cu ajutorul jocului dintre suprafața dinților roții dințate și mulțimea de curbe formată la mișcarea relativă a pinionului. În mod analogic rezolvă problema și V. Sîzranțev [169].

V.N. Rubțov a expus rezolvarea problemei sintezei și analizei transmisiilor conice prin mai multe metode [325].

G. Șeveliova a elaborat algoritmul sintezei și analizei atât pentru cazul în care suprafețele în contact sunt descrise prin segmente cu ajutorul șirurilor Taylor, cât și pentru cazul în care suprafețele în contact sunt descrise prin metoda tabelară. În ultimul caz se ia în considerație posibilitatea contactului la două perechi de dinți. Algoritmul menționat se bazează pe presupunerea că suprafețele în contact au o curbura ușoară, fapt ce conduce la devierea rezultatelor, în special la roțile cu unghiuri mari. Acest neajuns este înlăturat în algoritmul lui A. Volkov [226]. Tot în acest algoritm este prevăzută posibilitatea analizei transmisiilor cu coeficientul de acoperire mai mare de 2, adică a transmisiilor în care are loc contactul a trei perechi de dinți.

Există mai puține lucrări în care se face o analiză a funcționării transmisiei conice sub sarcină, cu dinții cu profil nestandardizat. Lucrările cunoscute ale savanților K. Zablonki [194], V. Braghina [216] și V. Dorofeev [261, 262], axate pe determinarea stării tensionate a dinților, se referă la transmisiile cilindrice. De determinarea tensiunilor de contact în transmisiile cilindrice cu dinți curbi s-a preocupat profesorul V. Sîzranțev [334–336]. Toți algoritmi din lucrările menționate au un neajuns: determinarea imprecisă a petei de contact. Acest neajuns, de regulă, este determinat de imprecizia calculării stării tensionate a dintelui la o rețea destul de deasă, la care pot fi obținute pozițiile reale ale petei de contact. Se poate spune că pata de contact și de repartizare a tensiunilor de contact depinde de veridicitatea rezultatelor determinării stării tensionate a dinților, în cazul încărcării transmisiei.

O serie de probleme de contact ale teoriei elasticității au fost rezolvate de L. Galin [229]. Problema determinării concentrării tensiunilor la încovoiere este abordată în lucrarea lui G. Iosilevici [271].

Una dintre variantele metodei elementelor finite [49] este utilizată în lucrările [50, 51]. Pentru determinarea tensiunilor de contact în transmisiile conice cu dinții cu profil nestandardizat, s-a propus un algoritm pe baza unei încărcări ne-hertziene, care pune problema contactului prin metoda teoriei elasticității, la o încărcare consecutivă [57]. Esența algoritmului constă în următoarele: fiecărei faze de încărcare a angrenajului îi corespund datele tabelare ale unei rețele a suprafețelor laterale ale dinților roților. Mai întâi, la poziția unghiulară cunoscută a pinionului se

determină poziția unghiulară a roții, la care suprafețele laterale ale dinților au contact într-un punct. În această poziție se examinează toate celulele rețelei, cu scopul determinării valorii rotirii unghiulare a roții, la care jocul în celulă dispare. Dintre toate valorile unghiulare obținute se alege cea minimă, iar roata se rotește la acest unghi (când pinionul este fix). Apare un punct nou de contact al dinților, iar în poziția veche apare o tensiune de contact. După presiunea determinată se calculează momentul de torsiune și dacă acesta nu atinge valoarea dată, atunci se reanalizează câmpul de jocuri dintre suprafețele dinților în contact (luând în considerație deplasările din contact), pentru a găsi următorul unghi de rotire al roții și așa mai departe, până când momentul transmis va atinge valoarea necesară. Acest algoritm a fost perfecționat de A. Volkov [226] în cazul angrenării simultane a trei perechi de dinți.

Un aport considerabil la rezolvarea problemelor practice privind determinarea parametrilor raționali ai transmisiilor dințate a fost adus de E. Airapetov [204, 205]. El a elaborat un model de calcul aproximativ, care permite calcularea și optimizarea proiectării transmisiei dințate cu condiția satisfacerii unor criterii cum ar fi: calitatea, rezistența de contact a suprafețelor, rezistența la încovoiere a dinților, emisia de zgomot și vibrație minimă, caracteristicile minime de masă și gabarit ale transmisiei. E. Airapetov a izbutit să adune și să prelucereze un volum enorm de date experimentale. Dar cercetătorul, în lucrările sale, operează cu o gamă diversă de coeficienți care nu au o argumentare științifică.

Utilitatea rezolvării hertziene în transmisiile dințate a pus-o la îndoială cercetătorul G. Juravliov [267, 268].

Tensiunile de contact și cele de încovoiere în transmisiile conice cu profil nestandardizat sunt determinate în lucrarea lui L. Wilcox [189, 190]. Algoritmul este următorul: pentru fiecare fază de angrenare se determină linia cu un contact mai amplu, pe suprafața dinților roții, la contactarea lor la faza de angrenare dată. Pe un sector ce aparține petei de contact se aleg 6 puncte și se compune un sistem din 6 ecuații. Părțile din stânga ale ecuațiilor prezintă, prin sine, deplasările punctelor alese pe suprafețele dinților roții în procesul deformării (deplasări de contact); în părțile din dreapta – deplasările de contact, în aceste puncte pe suprafața dinților pinionului, se adună la jocul dintre aceste puncte și deplasările legate de rotirea roții. Funcția influenței care intră în expresia pentru tensiunile de contact se determină prin metoda elementelor finite.

Din sistemul de 6 ecuații se determină presiunea în punctele alese, care sunt funcții ale unghiului de rotire a roții. Pentru găsirea acestui unghi, se descrie a 7-a ecuație, care exprimă condiția de egalitate a momentului de torsiune, obținut din tensiunile de contact în angrenaj. Se presupune că acest contact este multipar, de aceea un sistem analogic se descrie și pentru perechea de dinți vecină. Sistemul total constă din 18 ecuații. După determinarea tensiunilor de contact, în

punctele examinate se rezolvă problema determinării tensiunilor de încovoiere prin metoda elementelor finite.

O altă lucrare [190] a lui Wilcox descrie algoritmul expus mai sus pentru cercetarea influenței formei și poziției petei de contact asupra stării tensionate a dinților transmisiilor conice.

Influenței erorilor de montaj ale roților dințate asupra angrenajului conic sunt consacrate lucrările [5, 6, 192]. În prima lucrare se examinează problema alegerii elementelor constructive și parametrilor tehnologici, care asigură o sensibilitate mai mică a caracteristicii de angrenare (poziția petei de contact și neuniformitatea rotirii) de la erorile de montaj.

În lucrările [53, 192] sunt descrise rezultatele cercetărilor experimentale ale influenței erorilor de montaj asupra tensiunilor de încovoiere.

Influența deformațiilor elastice din sistemele de transmitere asupra calității angrenajului conic cu dinți nestandardizați este examinată în lucrarea [313].

Sintezei și analizei transmisiilor conice hipoidale sub sarcină sunt consacrate lucrările lui Baier [1, 5].

Toate lucrările menționate mai sus (o bună parte nu sunt amintite) au stat la baza elaborării modelului matematic pentru asigurarea procesului de danturare a roților conice cu profil nestandardizat. Liderul în acest domeniu este Firma americană *Gleason*, care a lansat pe piață programul *TCA* (*Tooth contact analysis*) la începutul anilor 70 ai secolului al XX-lea, destinat sintezei și analizei transmisiilor conice și hipoidale, apoi programul *LTCA* (*Load tooth contact analysis*) – un complex în care analiza se efectuează ținând cont de încărcare. Firma americană nu publică algoritmi pe care sunt bazate produsele *TCA* și *LTCA*. Aceste produse sunt, de regulă, vândute pe piață numai cu utilajul de danturare.

Conform schemelor analizate, prezentate în materialele de reclamă ale Firmei *Gleason* [167, 168], se observă că teoria de bază a algoritmului geometrico-cinematic al analizei în *TCA* este relativ similară celei din lucrările [226, 227] (desigur, locul de frunte îi aparține Firmei *Gleason*).

Încă un complex de programare, *Kinos*, foarte vestit în lume, este elaborat de Firma germană *Klingelnberg*. Ideile acestui complex de programe sunt mai aproape de lucrarea [333]. Diferența principală dintre *Kinos* și *TCA*, după materialele firmelor (*Klingelnberg*, la fel ca *Gleason*, nu publică algoritmi săi) foarte sărace, constă în aceea că în complexul de programe *Kinos* există subprograme de recalculare a reglărilor, în funcție de rezultatele măsurărilor suprafeței laterale a dintelui pe mașina de măsurat în trei coordonate. Complexul *Kinos* a fost ulterior completat cu un subprogram pentru analiza transmisiei conice sub sarcină.

Programele de calcul al reglărilor ale Firmelor *Gleason* (SUA) și *Enims* (Rusia) nu dau întotdeauna rezultatele dorite. Deseori, reglările obținute necesită o corecție, determinată în baza

cercetărilor experimentale după execuția perechii de roți. Corecția reglării cere de la tehnolog o calificare foarte serioasă. Procesul selectării reglării, de regulă, este urmat de un șir de interacțiuni. Fiecare interacțiune îmbină în sine o modificare a reglajului mașinii-unelte, la prelucrarea repetată a dinților, combinată cu cercetarea experimentală a transmisiei.

În Rusia, primul complex programabil pentru sinteza și analiza roților conice și hipoidale cu profil nestandardizat este *Voga* [333], elaborat sub conducerea lui M. Segal. O particularitate a acestui complex constă în existența unui principiu ierarhic de utilizare a programelor. Inițial, reglarea se calculează în ipoteza că perechea dințată va fi executată la cel mai simplu utilaj (fără modificarea rulării, fără înclinarea axului principal etc.). Apoi, dacă rezultatele analizei nu dau un rezultat pozitiv, se conectează mijloacele de îmbunătățire a angrenajului. În complexul *Voga* nu sunt programe de analiză a funcționării transmisiei sub sarcină.

Complexul programabil (CP) *Expert* [358], elaborat la MVTU *Stankin*, la Catedra de mecanică teoretică, sub conducerea profesorului G. Șeveliova, este foarte apropiat de *LTCA*, dar în acest complex lipsesc programele de sinteză, deoarece el este folosit în exclusivitate pentru verificarea reglărilor, pentru rezultatele obținute la diferite întreprinderi.

Există programul lui N. Hlebalin [342] pentru calculul reglărilor roților dințate conice și hipoidale cu profil nestandardizat, dar acesta nu este acoperit cu un program de analiză.

Este elaborat un program în ȚNIITMAȘ pentru calculul transmisiilor conice și hipoidale la rezistență, bazat pe GOST-ul 21354-87 [223], pentru roțile cilindrice. Rezultatele acestui program sunt foarte approximate.

1.2. Transmisiile planetare precesionale și procedeele de prelucrare a angrenajului

Dezvoltarea transmisiilor planetare precesionale [2, 7, 8, 9], în evoluția lor de la ideea conceptuală până la fabricare, a impus necesitatea extinderii ariei de cercetări științifice în diverse domenii, inclusiv în cel tehnologic, cercetări orientate să asigure producătorului posibilitatea unei fabricații de calitate, cu costuri reduse, astfel încât produsul să fie competitiv pe piață.

Fabricarea oricărui produs bazat pe un nou tip de transmisie mecanică, cu roți dințate cu profil al dinților diferit de profilul comun, standardizat, necesită mai întâi elaborarea unei tehnologii specifice de generare a danturii. În lipsa acestui important segment de concepție tehnologică, procesul de dezvoltare și de aplicare a transmisiei respective se oprește la etapa de idee.

Aceste constatări se referă în totalitate și la transmisiile planetare precesionale (TPP), care se caracterizează atât prin particularitățile constructiv-cinematice unice ale acestor angrenaje, cât și prin principiul funcțional original pentru transformarea mișcării. Analiza și realizarea concretă a

particularităților constructiv-cinematice în ansamblul lor prezintă interes, deoarece acestea definesc avantajele de bază ale TPP.

Avantajele funcționale ale TPP derivă, în special, din condiția asigurării multiplicității absolute (grad de acoperire 100%) a angrenării dinților roților conjugate. Realizarea acestui deziderat a fost condiționată, la rândul său, de simbioza exclusivă a unor premise interdependente, și anume:

- satelitul efectuează o mișcare sferospațială cu un punct fix, imobil;
- diferența dintre numărul de dinți ai danturilor conice conjugate în ansamblul satelit-roți centrale nu poate fi decât ± 1 ;
- respectarea continuității funcției de transformare a mișcării de rotație.

S-a constatat – teoretic și experimental – că multiplicitatea absolută a angrenării cu respectarea acestor trei condiții poate avea loc doar în cazul **utilizării profilului variabil al dinților**, în funcție de cinci parametri geometrici specifici ai angrenajului spațial. În oricare angrenaj precesional spațial deci, profilul dinților roții central este univoc dependent de unghiurile axoidei conice de nutație și de conicitate a bolțurilor satelitului, de numărul de dinți și de raportul numărului de dinți pentru fiecare angrenaj.

Este de menționat faptul că printre transmisiile utilizate în lume nu există o altă transmisie cu profil variabil al dinților. În acest sens, poate fi apreciată **originalitatea transmisiilor planetare precesionale elaborate de autori**. Aceste particularități unice determină avantajele de bază ale TPP: capacitatea portantă sporită datorită existenței multiplicității angrenării, dimensiuni de gabarit și masă reduse, posibilități cinematice de excepție. Aceste avantaje nu pot fi realizate prin metode clasice de generare a danturii datorită caracterului complex al profilului dinților. Imposibilitatea utilizării în cazul TPP a metodelor clasice rezultă și din faptul că profilul preconizat este unul specific convex-concav, care nu poate fi aproximat cu alte profiluri existente. Adaptarea utilajului de generare prin metode clasice de asemenea nu este posibilă, deoarece variabilitatea formei profilului impune utilizarea unor scule speciale pentru fiecare tipodimensiune de angrenaj. La schimbarea valorică neesențială doar a unuia dintre cei cinci parametri geometrici ai angrenajului se impune utilizarea unei scule specifice. Acest fapt complică mult producerea TPP pe scară industrială obișnuită, deoarece crește esențial costul produsului, producătorul urmând să se asigure cu scule speciale pentru fiecare tipodimensiune de roată dințată, fapt ce are un impact negativ asupra competitivității pe piață.

Plecând de la aceste considerente, în perioada 1984–1986, profesorul universitar **Ion Bostan** a elaborat teoria fundamentală a unei tehnologii noi de generare a danturilor cu profil variabil convex-concav (diferit de cel standardizat) pentru flancurile dinților. Tehnologia propusă se bazează

pe utilizarea mișcării sferoidale incomplete a sculei cu geometrie constantă, care permite concomitent modificarea longitudinal și de profil a dinților.

Tehnologia de generare a constituit o parte componentă din teza de doctor habilitat a prof. Ion Bostan, susținută în anul 1989 la Universitatea Tehnică de Stat *N. Bauman* din Moscova, ulterior publicată în monografia *Transmisii planetare precesionale cu angrenaj multipar* [8] și protejată cu certificate de autor și brevete de invenție [2, 7].

În baza acestei tehnologii, colectivul de autori [2] a dezvoltat ulterior procedeele de generare a danturilor prin mișcare sferospațială a sculei în formă de trunchi de con, cu tehnologii de generare a danturilor angrenajului precesional cu sculă precesională în formă cilindrică pe mașini-unelte cu comandă numerică cu 3 grade de mobilitate, cu 5 grade de mobilitate; au elaborat tehnologia de creare a acestor profiluri variabile pe mașini-unelte performante, precum și tehnologii neconvenționale bazate pe prelucrarea cu laser și fascicul de electroni, prin electroeroziune cu fir și electrod masiv, prin turnare din mase plastice și presare cu sinterizare din pulberi metalice etc. [2].

Extinderea utilizării transmisiilor planetare precesionale ca produse aparte (reductoare) sau ca componente de transformare a mișcării și sarcinii în dispozitivele mașinilor cu destinație generală și specială, în multe cazuri este limitată de posibilitățile neadecvate ale tehnologiei de generare a dinților din angrenajele precesionale. Astfel, tehnologia de generare a dinților angrenajelor precesionale cu profil variabil convex-concav, elaborată de acad. I. Bostan în anii 1980 și dezvoltată ulterior de [2] colectivul de autori cu tehnologii expuse mai sus, nu permite generarea dinților pentru roți cu diametrul mai mic de 20 mm și au o productivitate redusă.

1.3. Analiza metodelor de apreciere a preciziei sistemelor tehnologice de danturare

Determinarea cantitativă a indicilor tehnologici de execuție a pieselor este o problemă tehnologică dificilă. Dar această determinare este necesară în cazul proiectării și exploatării proceselor tehnologice: elaborarea și determinarea măsurilor de sporire a preciziei de prelucrare a sistemelor tehnologice; alegerea variantei optime a procesului (operației) tehnologic proiectat; alegerea echipamentului tehnologic; depistarea factorilor ce provoacă refuzul sistemelor tehnologice etc. [231].

Din motivul probabilității asigurării normelor de precizie a roților dințate, indicate în documentația tehnico-normativă, o atenție deosebită actualmente este acordată stabilității sistemelor tehnologice de danturare după parametrul calității execuției producției.

Pentru determinarea stabilității sistemelor tehnologice de danturare după parametrul calității executării producției în funcție de obiectivele rezolvate, pot fi utilizați indicii realizării sarcinii de

execuție pe calitate (după parametrii calității producției) și preciziei (proceselor tehnologice și echipamentului tehnologic).

Determinarea realizării sarcinii după parametrul calității execuției producției se efectuează cu scopul determinării probabilității că sistemul tehnologic va asigura execuția producției în corespundere cu cerințele documentației tehnico-normative. Pentru sistemele tehnologice proiectate, valoarea indicilor de realizare a sarcinilor se determină prin metode de calcul. Pentru sistemele tehnologice în funcție se folosesc metode: de înregistrare, de calcul și experimental-statistice.

Scopul cercetării stabilității sistemelor tehnologice după parametrul de precizie este: examinarea posibilității utilizării procesului tehnologic examinat pentru executarea produsului cu parametri de calitate stabiliți; determinarea modificării caracteristicilor de precizie ale sistemelor tehnologice în timp și determinarea corespunderii lor cerințelor înaintate în documentația tehnico-normativă; obținerea informației pentru reglarea procesului tehnologic (operației). La verificarea preciziei sistemelor tehnologice, în etapa de pregătire a producției, după criteriile de alternativă și cantitate, se va alege corespunzător metoda kvalitetelor și cea de calcul. În etapa execuției în serie se folosesc metode experimental-statistice [231].

După părerea autorului [219], pentru analiza stabilității sistemelor tehnologice mai des sunt utilizate metodele de calcul. Metodele date se bazează pe folosirea modelelor matematice de modificare a parametrilor de calitate de execuție a producției ori a parametrilor procesului tehnologic, ținând cont de fizica refuzurilor (de natura calitativă a procesului de uzare, îmbătrânire, deformațiilor de temperatură etc.). În [231] sunt cuprinse diverse date privind proprietățile sistemelor tehnologice de clasa dată, folosirea datelor despre modificările logice în timp ale factorilor de influență a sistemelor tehnologice și parametrilor de calitate a producției.

Analiza metodelor de determinare a preciziei sistemelor tehnologice de danturare [315, 316, 338 ș.a.] mărturisește despre faptul că rezultatele calculelor pot fi prezentate în formă de expresii analitice sau statistice (de probabilitate).

În calitate de moment pozitiv poate fi utilizată metoda analitică de calcul de prognozare a valorilor posibile ale erorilor roților dințate în etapa de proiectare a produsului. Neajunsul metodelor examinate constă în lipsa datelor factorului de timp la cercetarea funcționării procesului tehnologic [337, 358 ș.a.].

O încercare de a soluționa această problemă a fost întreprinsă de autorii lucrării [237], care au cercetat modificarea calității roților dințate în timp. Atenția primordială în aceste lucrări este concentrată asupra problemelor sporirii parametrilor de exploatare a roților, pe seama optimizării regimurilor și condițiilor de prelucrare, iar elaborării metodelor de determinare a nivelului

fiabilității sistemelor tehnologice, cu scopul asigurării indicilor de calitate a roților dințate, i se acordă puțină atenție.

În lucrările [101, 102, 103, 134, 138, 213] se remarcă faptul că practic este imposibil a se ține cont de caracteristicile specifice ale sistemelor tehnologice la cercetarea lor prin metode analitice de calcul. Astfel de particularități sunt fluctuația parametrilor sistemului tehnologic în timpul funcționării, multitudinea și probabilitatea proceselor și efectelor ce determină starea sistemului. În corespundere cu cele menționate, atingerea obiectivelor propuse se consideră un proces complex multifactorial, cu o mulțime infinită de stări.

Particularitățile menționate au fost cauza limitării utilizării metodelor analitice de calcul la cercetarea fiabilității sistemelor tehnologice, în general, și a subsistemelor tehnologice de danturare, în particular.

Cele mai argumentate pentru cercetarea preciziei de prelucrare și asigurarea stabilității sunt, din punctul de vedere al sporirii obiectivității rezultatelor obținute, metodele de calcul bazate pe teoria probabilității și pe statistica matematică [126, 138 ș.a.].

Majoritatea lucrărilor [102, 103, 134, 138, 213 etc.] sunt consacrate elaborării și analizei probabilității metodelor de calcul orientate spre cercetarea sistemelor tehnologice complicate. Pentru atingerea obiectivelor determinării preciziei sistemelor tehnologice, metodele date nu au găsit o utilizare dorită. Însă dacă să se vor lua în considerație particularitățile funcționării sistemelor tehnologice, rezultatele cercetărilor experimentale pot fi utilizate pentru elaborarea metodelor de determinare a nivelului fiabilității prelucrării pentru asigurarea indicilor de precizie normați ai pieselor.

O răspândire largă în determinarea indicilor de precizie ai sistemelor tehnologice a obținut-o metoda „curelor de distribuție” [231], menționată inițial în lucrările [218, 219, 222]. Această metodă presupune cunoașterea legii distribuției erorilor sumare de prelucrare și a caracteristicii câmpului de dispersie. Determinarea legii distribuției este bazată pe utilizarea datelor statistice aproximate cu ajutorul teoriei distribuției.

Există două ramificații de bază ale acestei metode: analiza statistică prin intermediul selectărilor mari și prin selectările mici [228].

În majoritatea lucrărilor consacrate determinării preciziei de prelucrare a sistemelor tehnologice, autorii preferă metoda selecțiilor mari, care nu totdeauna este necesară. În particular, la utilizarea metodei selecțiilor mici pot fi prognozate momente de timp ale apariției dereglărilor în sistemele tehnologice [228], ceea ce permite determinarea nivelului fiabilității prelucrării pentru obținerea indicilor normați ai preciziei pieselor în orice perioadă de timp.

Cu scopul cercetării fiabilității sistemelor tehnologice de danturare pot fi utilizate metodele experimental-statistice (de măsurare). Acestea sunt bazate pe utilizarea datelor măsurărilor parametrilor calității producției executate, obținute în urma cercetărilor selective speciale ale sistemelor tehnologice ori încercărilor speciale ale sistemelor tehnologice sau elementelor lor [237].

În condiții de producere, pentru determinarea preciziei sistemelor tehnologice deseori se folosește metoda „diagramelor în puncte” [250], care a fost dezvoltată din metoda selecțiilor mici [252].

Pentru a urmări stabilitatea procesului tehnologic de execuție a roților dințate într-o perioadă de timp, pot fi utilizate metodele de control preventiv – a „amplitudinii medii”, a „valorilor extreme” [358].

Neajunsul metodelor de analiză statistică menționate constă în faptul că acestea permit doar a urmări stabilitatea prelucrării, și nu permit a determina cantitativ fiabilitatea procesului tehnologic cercetat [258, 260, 290, 293].

O utilizare mai largă în industria constructoare de mașini (mai concret, în procedeele de danturare) o au metodele experimental-statistice de analiză a rezultatelor observărilor experimentale, cu elaborarea modelelor empirice de prezentare a datelor [358]. Tot lor li se atribuie și analiza dispersionată, care permite determinarea nivelului influenței fiecărui factor cercetat asupra preciziei de prelucrare a piesei.

În corespundere cu recomandările [231, 322, 328, 330, 338, 358], metodele de bază experimental-statistice, folosite pentru determinarea preciziei sistemelor tehnologice, sunt metodele „selecțiilor momentane” și „abaterilor relative”.

Semnele pozitive ale metodelor statistice de determinare a preciziei și fiabilității sistemelor tehnologice după parametrul calității de execuție a producției denotă că ele dau rezultate foarte apropiate de metodele de calcul. De asemenea, permit cercetarea sistemelor tehnologice prin descrierea analitică care, de regulă, nu poate fi posibilă din mai multe motive structurale sau funcționale [358].

Pintre neajunsurile de bază ale metodelor abordate putem numi: excluderea din examinare a etapei de proiectare a proceselor tehnologice, din motivul că se cercetează sistemele tehnologice funcționale; necesitatea colectării unui număr voluminos de date statistice, care cer cheltuieli atât de timp, cât și de materiale pentru realizarea cercetărilor. În afară de aceasta, statistica refuzurilor este semnalul invers care permite să se facă cu întârziere o impresie despre fiabilitatea sistemului tehnologic.

Analiza rezultatelor datelor practice [290, 293] demonstrează că valoarea erorii medii de determinare a preciziei și fiabilității sistemelor tehnologice, în funcție de condițiile concrete, poate atinge cifra de 20%.

Neajunsurile expuse sunt factorii care stopează implementarea mai pe larg a metodelor experimental-statistice pentru determinarea preciziei și fiabilității sistemelor tehnologice.

Autorii lucrărilor [237, 252], pentru determinarea preciziei sistemelor tehnologice, propun utilizarea unei metode de cercetare combinate, când componenta erorii așteptate de prelucrare se determină ca valoare posibilă, iar valoarea sumară a erorilor se calculează după dependențele analitice, prezentate în formă de sumă a componentelor aritmetice sau geometrice. Calculul aritmetic al erorilor dă un rezultat foarte majorat. O adunare geometrică a componentelor este o metodă aproximată de determinare a erorilor, fiindcă după datele măsurărilor parametrilor structurali ai componentelor nu este posibilă obținerea caracteristicilor unghiulare [231]. Pentru rezolvarea acestei probleme, este necesar de a utiliza un aparat matematic corespunzător.

În lucrările [134, 138, 213], pentru calculul componentelor erorii cinematice a roților dințate se recomandă utilizarea metodei analizei armonice. Dar metoda dată poate fi folosită doar pentru un calcul prealabil, deoarece nu permite să fie evidențiate componentele structurale elementare, care au o perioadă de măsurare egală [231]. Acest neajuns duce la imposibilitatea determinării raportului cantitativ dintre erorile provocate de unele surse tehnologice la cercetarea prin metoda analizei armonice.

La determinarea îndeplinirii sarcinilor după parametrul de calitate a executării producției, pentru sistemele tehnologice funcționale poate fi utilizată metoda înregistrării [231]. Metoda de înregistrare nu cere realizarea cercetărilor selective ale sistemelor tehnologice și este bazată pe analiza informației înregistrate în procesul dirijării întreprinderii după documentația tehnică, aprobată în corespundere cu regulamentul (în urma controlului preciziei proceselor tehnologice, numărului partidelor lansate, defectelor etc.).

Principalul neajuns al metodicilor de calcul experimental-statistice și de înregistrare a determinării preciziei și fiabilității sistemelor tehnologice constă în faptul că prin ele nu se diferențiază la examinare sursele de formare a erorilor și ponderea influenței lor asupra parametrilor de precizie și calității la fabricarea producției. Ca urmare, vom lua decizii tehnologice care sunt puțin argumentate și care vor împiedica elaborarea metodelor practice optime de sporire a fiabilității proceselor tehnologice (operațiilor), necesare asigurării indicilor normați de precizie a pieselor prelucrate.

După părerea autorului lucrării [213], cauza neajunsului indicat se ascunde în lipsa, în etapa contemporană de dezvoltare a industriei constructoare de mașini, a dependențelor ce ar face legătura

dintre parametrii de precizie ai pieselor și caracteristicile structural-parametrice ale proceselor tehnologice de execuție.

Totodată, diversitatea funcțiilor cercetate ale sistemelor tehnologice complică efectuarea unei detalieri a componentelor elementelor [322, 328, 330].

Rezolvarea acestei probleme a fost întreprinsă prin elaborarea unui șir de metode și metodici de calcul al valorilor posibile ale erorilor de prelucrate a pieselor și de determinare a preciziei (indicilor de precizie) sistemelor tehnologice [338, 353].

Determinarea preciziei sistemelor tehnologice (metoda erorilor elementare [231]) și a valorilor erorilor așteptate ale pieselor (metodica sumării erorilor de producere vectoriale [250, 252]) se realizează în baza calculului erorii căutate prin sumarea componentelor elementare ale erorilor posibile [134, 138, 213], prezentate în formă vectorială a lanțurilor dimensionale.

Însă aceste metodologii și metodici [290, 293] au următoarele neajunsuri: necesitatea realizării unui volum enorm de lucrări experimentale (ca durată și manoperă); luarea deciziei când formal mecanismul nu a provocat erori ce sunt caracteristice tehnologiei de execuție a roților dințate; necesitatea prelucrării unui volum mare de date statistice pentru determinarea caracteristicilor erorilor posibile [102, 103, 134, 138, 213].

Determinarea preciziei sistemelor tehnologice prin metoda kvalitetelor [231] se realizează în etapa pregătirii tehnologice a producerii, în cazul în care există documentația tehnică normativă și GOST-ul, care reglementează valorile posibile ale parametrilor de calitate utilizabile la execuția produsului în funcție de kvalitet (treapta de precizie), echipamentul utilizat și utilajul tehnologic.

Neajunsul de bază al metodei kvalitetelor se ascunde în valorile așteptate ale parametrilor de calitate a producției, care sunt cu mult mai mici ca urmare a operării cu valorile maxime ale erorilor elementelor sistemelor tehnologice.

Scopul cercetărilor efectuate utilizând metodele examinate [102, 103, 134, 138, 213] este determinarea valorilor posibile ale erorii de prelucrare a pieselor și analiza preciziei sistemelor tehnologice. Obiectivul principal în această lucrare – determinarea nivelului fiabilității sistemului tehnologic după parametrul *calitatea executării producției* cu ajutorul metodelor date – nu a fost examinat.

1.4. Analiza metodelor de optimizare a sistemelor tehnologice

Problema asigurării stabilității sistemelor tehnologice de danturare în scopul realizării indicilor normați de precizie a roților dințate poate fi atribuită la o categorie de probleme multifactoriale extremale [338], ce demonstrează necesitatea depistării factorilor posibili care prevalează după valori și determină starea sistemului tehnologic.

Sistemele tehnologice de danturare au o destinație foarte strictă și conțin o mulțime de elemente care se află în interacțiune reciprocă [338]. De aceea, aceste obiecte pot fi atribuite la categoria sistemelor complicate [219, 220, 222, 338].

Rezultatele obținute în teoria optimizării [219, 337] și sistemologie [260] demonstrează că optimizarea sistemelor complicate poate fi efectuată la nivelul parametrilor sau rezultatelor structurale, acceptate la examinarea structurii sistemului tehnologic.

Problemele metodologice, teoria sistemică și teoria optimizării matematice au fost dezvoltate pe larg în lucrările [86, 88, 91, 94–96]. S-a acumulat o practică solidă necesară proiectării sistemice a diferitor obiecte [238], care poate fi extinsă și asupra sistemelor tehnologice examinate.

Între mulțimea de lucrări consacrate cercetării structurilor diferitor sisteme și procese [237, 260], sunt cunoscute câteva metode de formare a mulțimii de variante structurale ale obiectelor proiectate: euristică [219], metoda Poluianov, metoda pe elemente, metoda înmulțirii consecutive a structurilor [338] și altele. Însă analiza efectuată în lucrările [238, 260] demonstrează că niciuna din metodele cunoscute nu permite formal a depista toate structurile sistemului tehnologic. Aceasta înseamnă că metodele existente nu asigură o rezolvare principială în privința sintezei optime a sistemelor tehnologice de danturare.

După părerea autorului lucrării [338], tehnologia execuției roților dințate se caracterizează printr-un șir de particularități ce determină necesitatea elaborării metodelor speciale de analiză și sinteză a sistemelor tehnologice optime pentru producerea roților dințate, care diferă de cele ce pot fi utilizate pentru îmbunătățirea sistemelor de prelucrare a altor piese în industria constructoare de mașini (carcase, corpuri de revoluție etc.). Paralel cu teoria optimizării structurilor, o dezvoltare solidă a obținut-o și teoria optimizării obiectelor și proceselor [219, 220, 260, 338]. Este acumulată o practică bogată în optimizarea parametrică a sistemelor tehnologice [338].

În momentul de față, o atenție deosebită este acordată dezvoltării metodelor de optimizare a regimurilor de așchiere [337, 338, 339]. În lucrările date, la un nivel înalt se rezolvă obiectivele legate de metodele apriorice de optimizare a regimurilor de așchiere.

Există lucrări în care este expusă optimizarea parametrilor constructivi ai sculelor [330]. Sunt bine studiate o serie de probleme de optimizare a legilor modificării parametrilor de reglare și parametrilor regimurilor de așchiere la dirijarea adoptivă a proceselor [337]. O atenție deosebită se acordă optimizării structural-parametrice privind asigurarea productivității necesare a sistemelor tehnologice [338].

Cercetările efectuate au permis o sporire simțitoare a eficacității și calității întreprinderilor constructoare de mașini. În multe lucrări consacrate optimizării parametrice a sistemelor

tehnologice lipsesc metodele și metodicile de căutare a valorilor optime ale nivelului fiabilității prelucrării, necesare asigurării indicilor de precizie normați ai pieselor și parametrii de precizie corespunzătoare ai elementelor sistemelor tehnologice.

Factorul ce reține rezolvarea problemelor analizei și sintezei sistemelor tehnologice optime ale operațiilor de danturare, după părerea autorului lucrării [338], este lipsa unor cercetări fundamentale teoretice privind determinarea legității „formarea reală a angrenajului” roților dințate. Acest fapt determină necesitatea depistării surselor tehnologice de formare a erorilor, stabilirii interacțiunii dintre factorii tehnologici și abaterile roții dințate, analizei mecanismelor formării erorilor pieselor prelucrate. Rezultatele acestor cercetări pot fi puse la baza modelelor matematice pentru determinarea valorilor prognozate ale erorilor roților dințate după caracteristicile de precizie cunoscute ale elementelor sistemelor tehnologice, determinarea fiabilității sistemelor tehnologice funcționale și celor proiectate, optimizarea parametrilor de precizie ai elementelor sistemelor tehnologice și căutarea valorii nivelului optim al fiabilității de prelucrare.

1.5. Stratul superficial și valoarea lui pentru determinarea calității roților dințate

1.5.1. Stratul superficial al pieselor și influența lui asupra calității

Una dintre problemele actuale ale industriei constructoare de mașini este asigurarea cu produse de calitate înaltă, care poate fi dirijată în timp prin modificarea stratului exterior. Aceasta cere, mai întâi de toate, piață de desfacere, produse fiabile și rezistente la uzură [54].

Progresul inevitabil în domeniul construcției de mașini și perfecționarea sistemului de dirijare a proceselor de producere facilitează execuția produselor printr-un număr rațional de operații tehnologice [219, 221, 223, 230]. De aceea, are o mare importanță minimizarea numărului de operații și faze tehnologice care determină procesul tehnologic de execuție a produsului cu cheltuieli minime. Este important faptul că minimizarea se bazează nu numai pe concentrarea tehnologică și organizatorică a operațiilor, dar și pe nivelul inovațional al construcției produsului, care permite reducerea numărului operațiilor și, în același timp, posibilitatea formării caracteristicilor necesare ale calității stratului superficial [152, 230].

Așadar, este important a examina condițiile care sunt necesare pentru realizarea procesului tehnologic inovativ [68, 230, 254], și anume:

- cheltuieli minime de execuție a produsului;
- precizie ridicată de execuție;
- creșterea dinamică a numărului, nomenclurii și calității produselor executate;

- obținerea unor produse calitativ noi, de o fiabilitate și durabilitate sporite, fără cerințe față de reparare și cu cheltuieli minime;
- produse cu mase și gabarite reduse;
- materiale de construcție noi, de calitate înaltă, programate la o masă minimă a produsului;
- flexibilitate a volumului de producere a produselor în funcție de tipul producției (unicat, în serie, în masă);
- implementarea celor mai performante soluții tehnice în domeniul informaticii și electronicii în tehnologia de execuție a produselor.

Toate cele menționate sunt determinate de evoluția tehnologiei de execuție a produselor, de cerințele înaintate față de stratul superficial al pieselor și de cheltuielile minime de exploatare și execuție [71, 75, 230].

Din punctul de vedere al utilizării proceselor tehnologice, ele trebuie să asigure:

- formarea produsului (piesei) cu precizia geometrică impusă la proiectare;
- formarea stratului superficial cu cerințe și caracteristici necesare.

Respectarea cerințelor menționate este impusă și de accelerarea proceselor și metodelor de execuție și modificarea stratului superficial. Factorul care îmbină și armonizează aceste cerințe este *tehnologia materialelor*. Noile materiale de construcție impun elaborarea unor noi tehnologii [157, 158, 159].

După cum prezintă cercetările [5, 50, 53, 56, 70], ponderea diferitor procedee în volumul de producere al procesului de prelucrare este diferită. Apare tendința de minimizare a procedeelelor costisitoare pentru asigurarea preciziei de obținere a semifabricatului [22, 38]. Astfel, apare necesitatea dezvoltării unor tehnologii ce ar asigura și caracteristicile necesare ale *stratului superficial* (SS). Actualmente, o atenție deosebită se acordă rugozității suprafeței și, într-o măsură mai mică, altor proprietăți ale stratului superficial, precum și costului de execuție și exploatare [38, 207].

Strategia formării stratului superficial se inițiază de la momentul obținerii semifabricatului și se finalizează în momentul obținerii proprietăților mecanice. O asemenea strategie este compusă din anumite faze (etape), prezentate în figura 1.1 [207, 221, 237, 264].

Analizând modelul prezentat, este necesar să se ia în considerație tendințele, direcțiile și procedeele de evoluție a tehnologiei constructoare de mașini, mai ales în domeniul de formare a stratului superficial în diverse faze (etape).

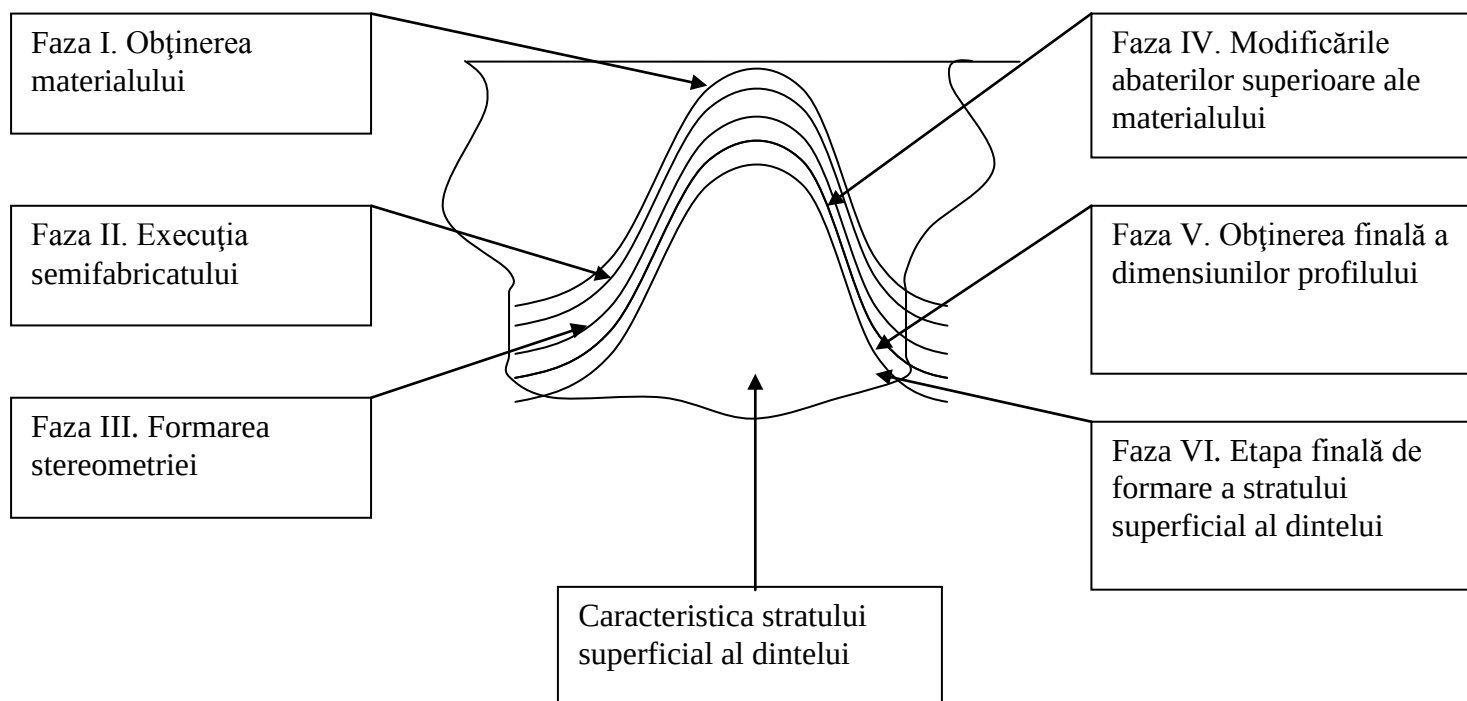


Fig. 1.1. Fazele (etapele) de formare a stratului superficial al dintelui

1.5.2. *Proprietățile și caracteristica stratului superficial și factorii tehnologici care le influențează*

Starea stratului superficial trebuie modificată îndeosebi în procesul tehnologic, în funcție de cerințele condițiilor de exploatare a organelor de mașini. În același timp, trebuie de ținut cont și de stabilitatea datelor experimentale obținute, care se referă la stratul superficial, pentru diverse procese tehnologice de execuție a organelor de mașini. De aceea, analiza și aprecierea stării stratului superficial trebuie să fie realizate de către tehnolog împreună cu un specialist în tribologie.

Este evident că problema formării stratului superficial se rezolvă eficient atunci când sunt cunoscute cerințele de exploatare concrete și tipurile constructive de piese. În majoritatea cazurilor, acolo unde este posibil, tribologul trebuie să se bazeze pe cercetările efectuate, care i-ar permite să prognozeze durabilitatea elementelor constructive (pieselor) executate. Cele menționate sunt prezentate într-o formă schematică în figura 1.2. Astfel de cercetări sunt necesare pentru a respecta cerințele consumatorului, care exploatează produsul în condițiile sarcinilor determinate, și pot să acționeze simțitor asupra caracterului calitativ de formare a proprietăților stratului superficial la execuția lui.

Problema formării stratului superficial se rezolvă, mai întâi de toate, de către constructor, care trebuie să ia în considerație cerințele de exploatare, prescrierea proprietăților și caracteristicii în etapa de proiectare. Totodată, aceste cerințe trebuie să se refere nu numai la caracteristicile

geometrice ale piesei (forma, dimensiunile, înălțimea neregularităților suprafețelor). La proiectarea organelor de mașini, de exemplu a roții dințate (transmisiei mecanice), au o importanță majoră cerințele tehnice descrise în desenul tehnic și cerințele privind proprietățile fizico-chimice și mecanice, precum și caracteristicile stratului superficial [230].

Desigur, obiectivele menționate nu pot fi atinse fără o informatizare totală. Lipsa unor date nu permite să fie formulate cerințele și condițiile de realizare a lor.

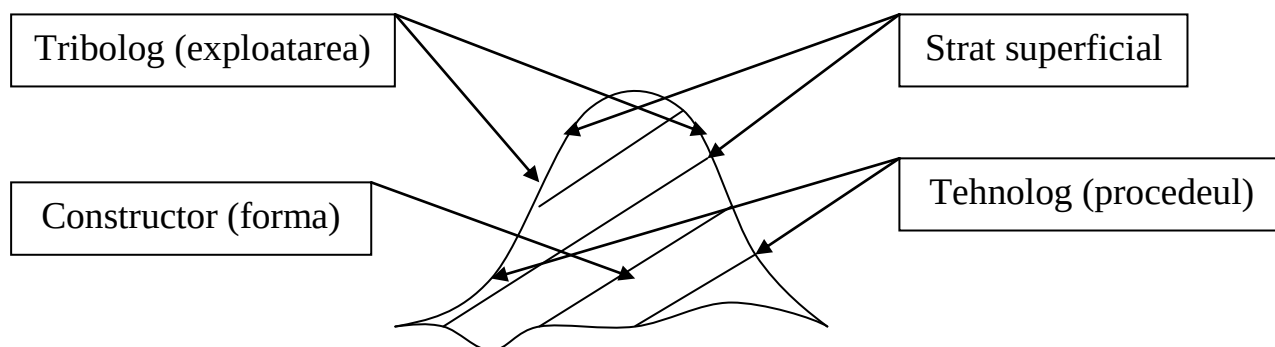


Fig. 1.2. Schema formării și exploatării stratului superficial

Cercetările științifice privind studierea stratului superficial trebuie să fie orientate spre determinarea detaliată a caracteristicilor, adică a proprietăților chimice, fizice și mecanice.

Trebuie de precizat că atunci când se vorbește de starea stratului superficial, se face apel la o serie de indici a căror valoare depinde de proprietățile materialului prelucrat, precum și de condițiile în care are loc formarea acestuia.

Folosind datele din literatura de specialitate, problema stratului superficial poate fi prezentată sub forma expusă în figurile 1.3, 1.4 și 1.5. Totodată, nu trebuie scăpat din vedere faptul că aceste proprietăți se modifică în urma realizării procesului tehnologic.

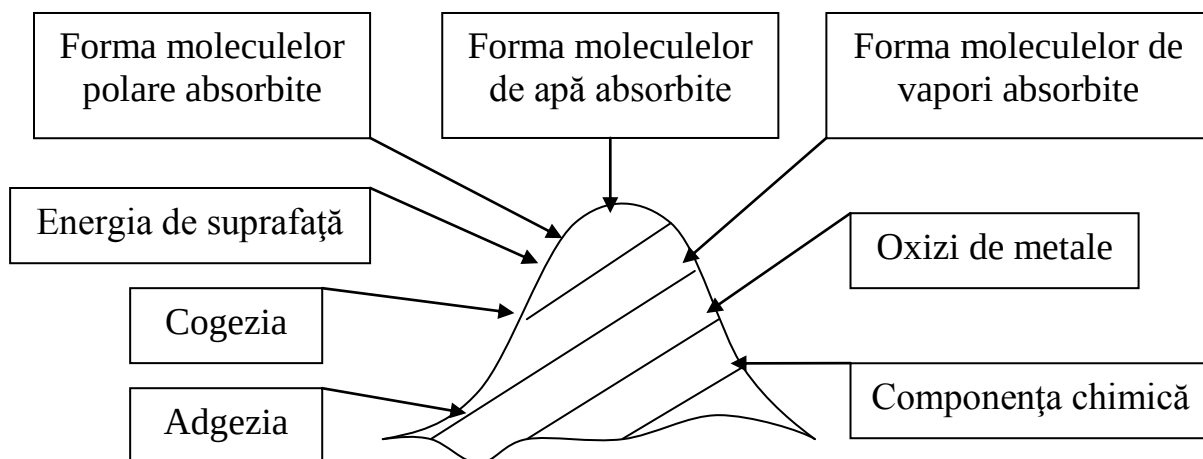


Fig. 1.3. Proprietățile chimice ale stratului superficial

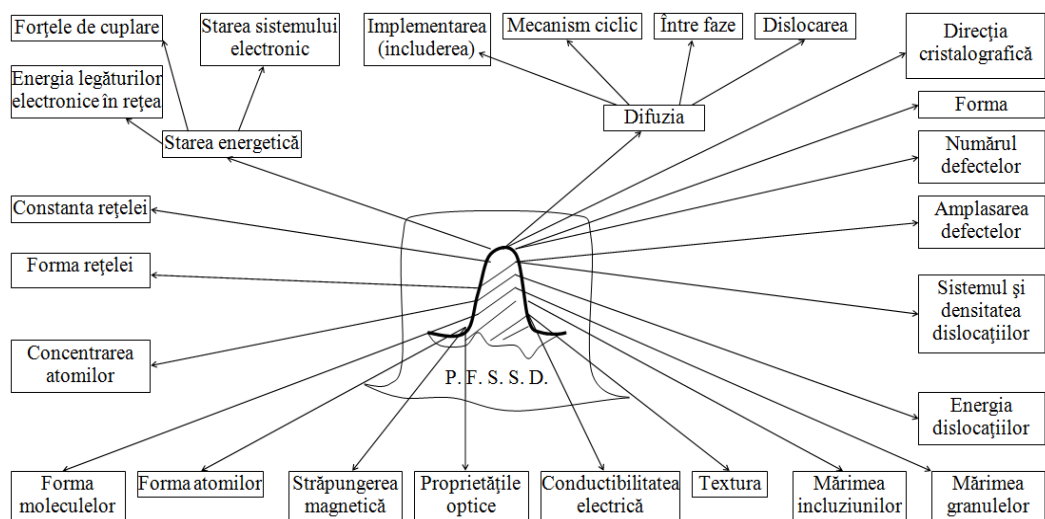


Fig. 1.4. Proprietățile fizice ale stratului superficial al dintelui (PFSSD)

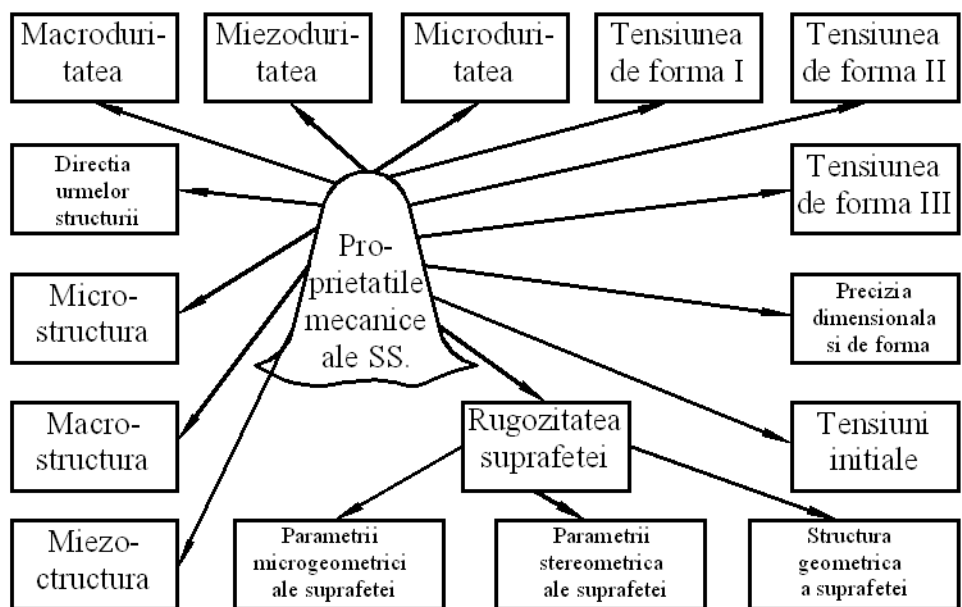


Fig. 1.5. Proprietățile mecanice ale stratului superficial

Unor modificări substanțiale se supun proprietățile chimice ale stratului superficial ca, de exemplu, forma moleculelor de apă, gaze, aburi etc. adsorbite la nivelul suprafeței. Asupra lor are influență nu numai procesul tehnologic (figura 1.2), dar și mediul în care se află elementul constructiv (piesa, produsul). De aceea, se cere să se acorde o atenție maximă cercetării stării stratului superficial, mai ales proprietăților lui chimice.

În cercetările stării stratului superficial se cere să se țină cont și de acțiunea complexă a sistemului tehnologic *mașină unealtă – sculă – dispozitiv – semifabricat* și, desigur, de condițiile de prelucrare, precum și de influența lichidului de răcire-ungere (LRU). Schematic, acțiunea complexă poate fi prezentată prin schemele din figurile 1.6–1.12.

Este necesar să se țină cont de faptul că prelucrarea abrazivă, ca operație finală a procesului tehnologic, este însoțită de efecte termice. Muchiile așchietoare care participă la procesul rectificării sunt amplasate haotic și asupra stratului de metal influențează altfel decât la prelucrarea prin așchiere cu scule cu tăiș definit. Acest proces, care este legat de construcția mașinii-unelte (MU), are specificul său, care depinde, de exemplu, de modalitatea procedeului de prelucrare a sculei rotitoare (discului abraziv). Însă putem să ne așteptăm și la formarea altor proprietăți ale stratului superficial în timpul realizării procesului de rectificare a danturii.

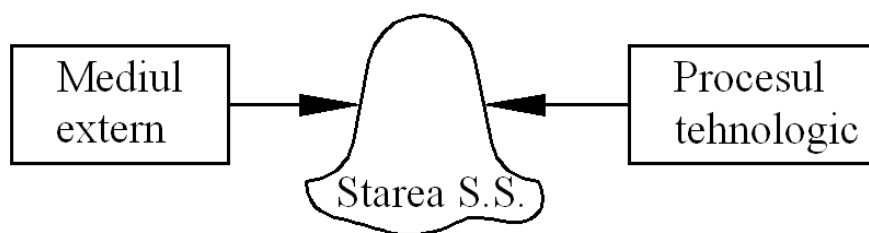


Fig.1.6. Influența procesului tehnologic și a mediului extern asupra stării stratului superficial

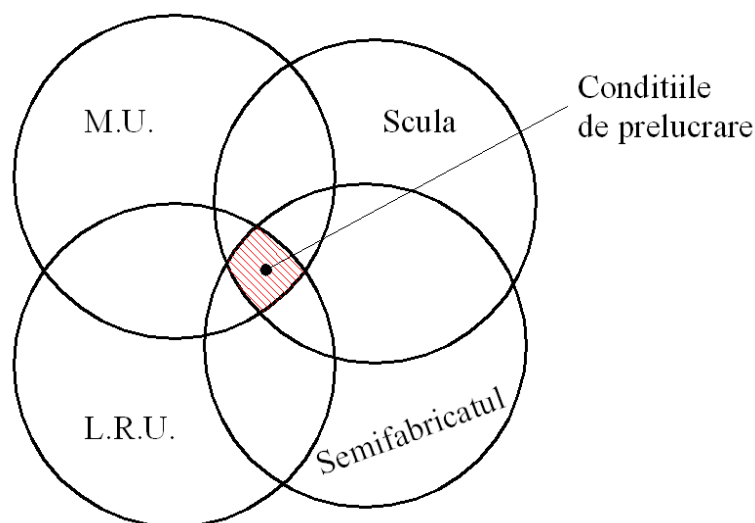


Fig. 1.7. Influența factorilor tehnologici (FT) asupra formării stratului superficial



Fig. 1.8. Influența mașinii-unelte asupra formării stratului superficial

În același timp, caracterul realizării procesului va fi influențat de oscilațiile dinamice ale sistemului, urmate de sporirea erorii forme, dimensiunilor și rugozității suprafeței. Aceasta provoacă creșterea imediată a temperaturii în zona de așchiere, care la rândul său modifică structura și tensiunile remanente în stratul superficial al materialului prelucrat. Deci, tipul sculei utilizate, metoda de ascuțire, nivelul dezechilibrului static și dinamic al sistemului au o valoare esențială.

Astfel de efecte au loc și la prelucrarea cu discul abraziv care, fiind în mișcare, provoacă oscilații în urma uzurii neuniforme a granulelor abrazive, măcinării lor ori îmbibării cu lichid de răcire-ungere. Procesul rectificării devine instabil datorită faptului că adâncimea de așchiere este variabilă în timp.

O altă latură a problemei apariției erorilor de prelucrare în procesul de rectificare o constituie impuritățile care se găsesc în LRU și care pătrund în zona de așchiere și exercită inevitabil modificări la formarea stratului superficial al angrenajului rectificat.

Toate cele menționate justifică importanța ce se acordă factorilor expuși mai sus, care influențează formarea stratului superficial al organelor de mașini și, în special, al roților dințate, mai ales în etapa finală a procesului de execuție a acestora.

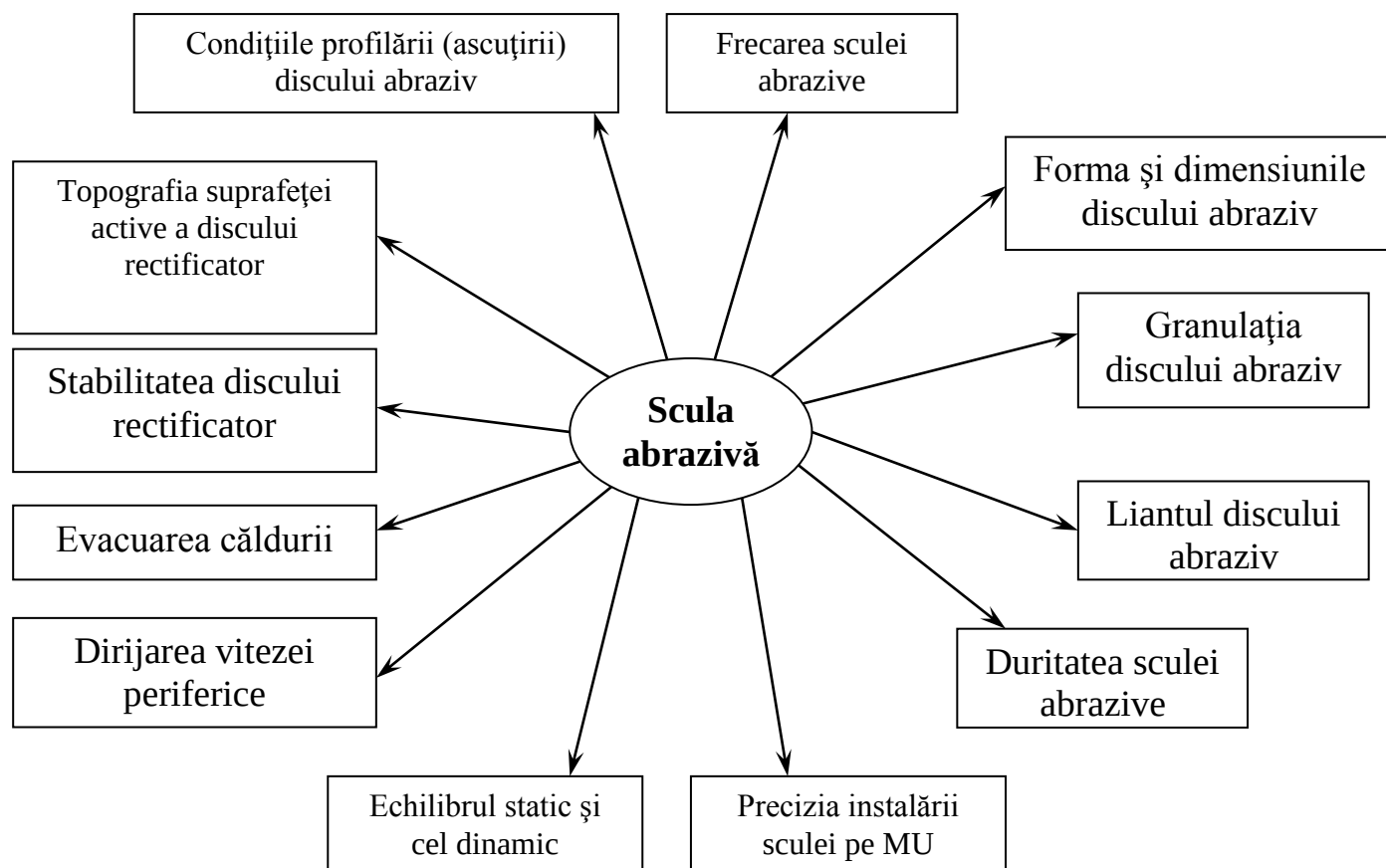


Fig. 1.9. Influența sculei abrazive asupra formării stratului superficial al dinților

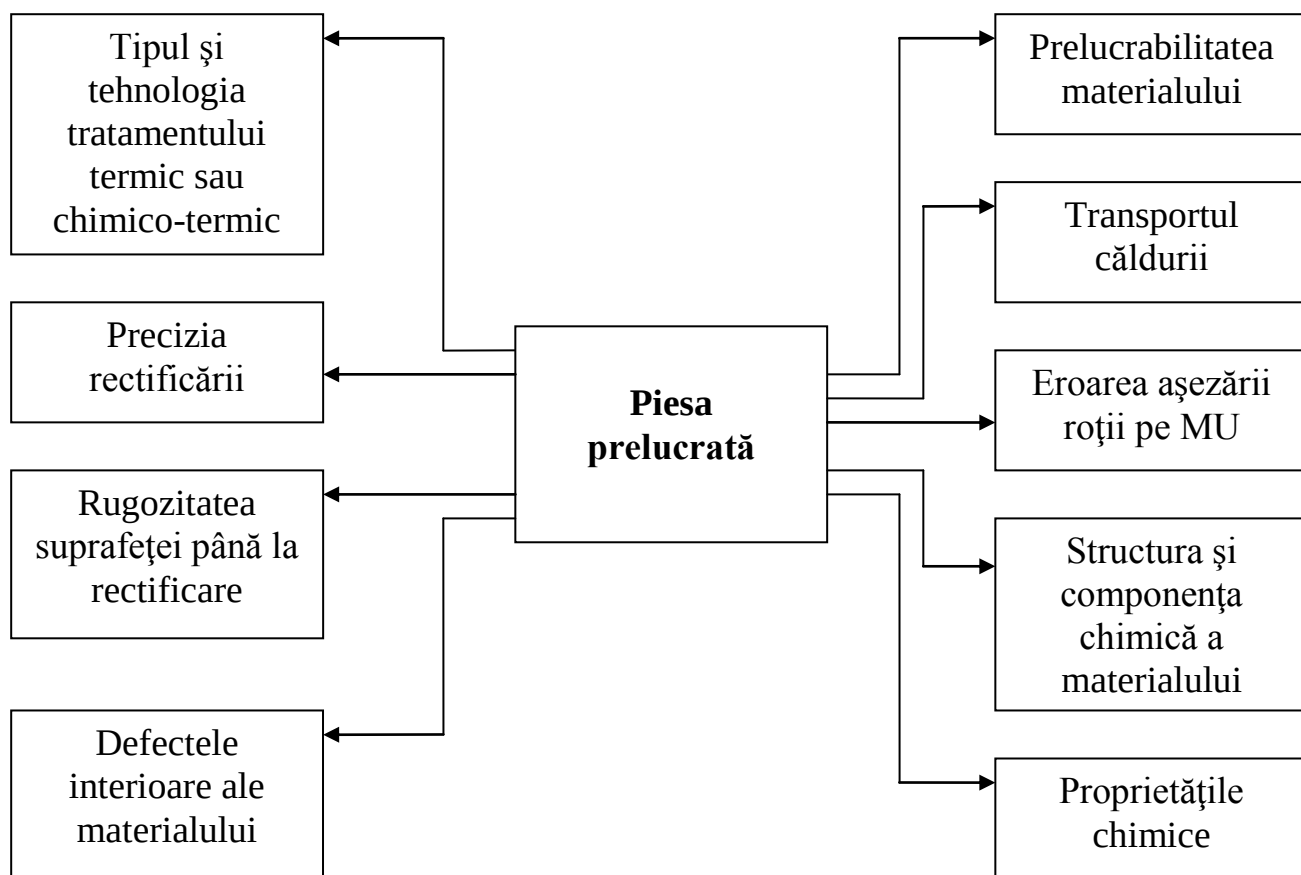


Fig. 1.10. Acțiunea roții prelucrate asupra formării stratului superficial

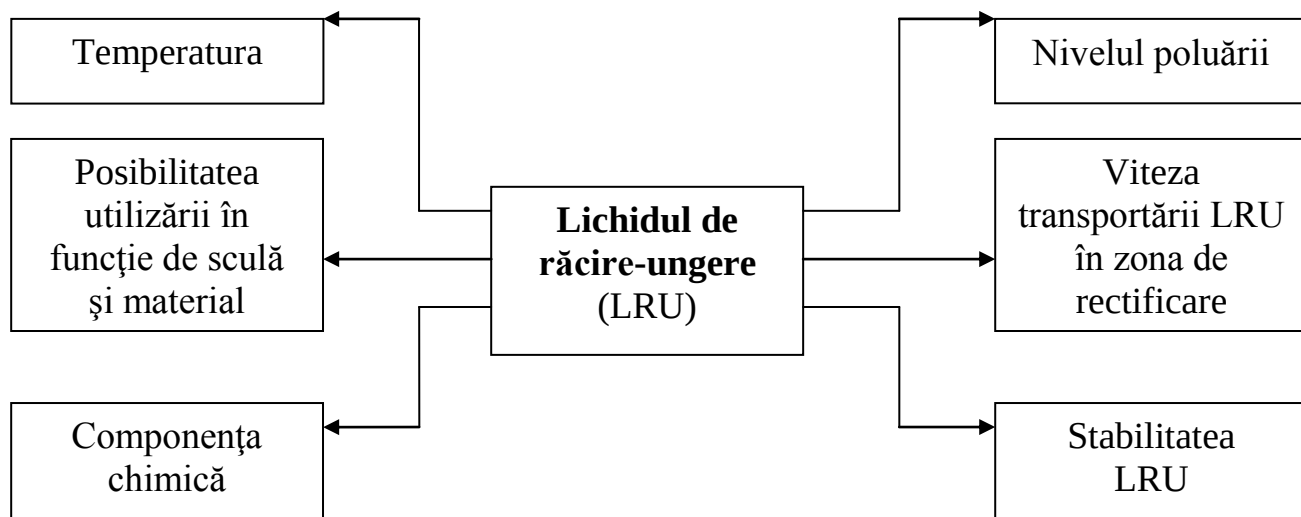


Fig. 1.11. Acțiunea lichidului de răcire-ungere asupra formării stratului superficial

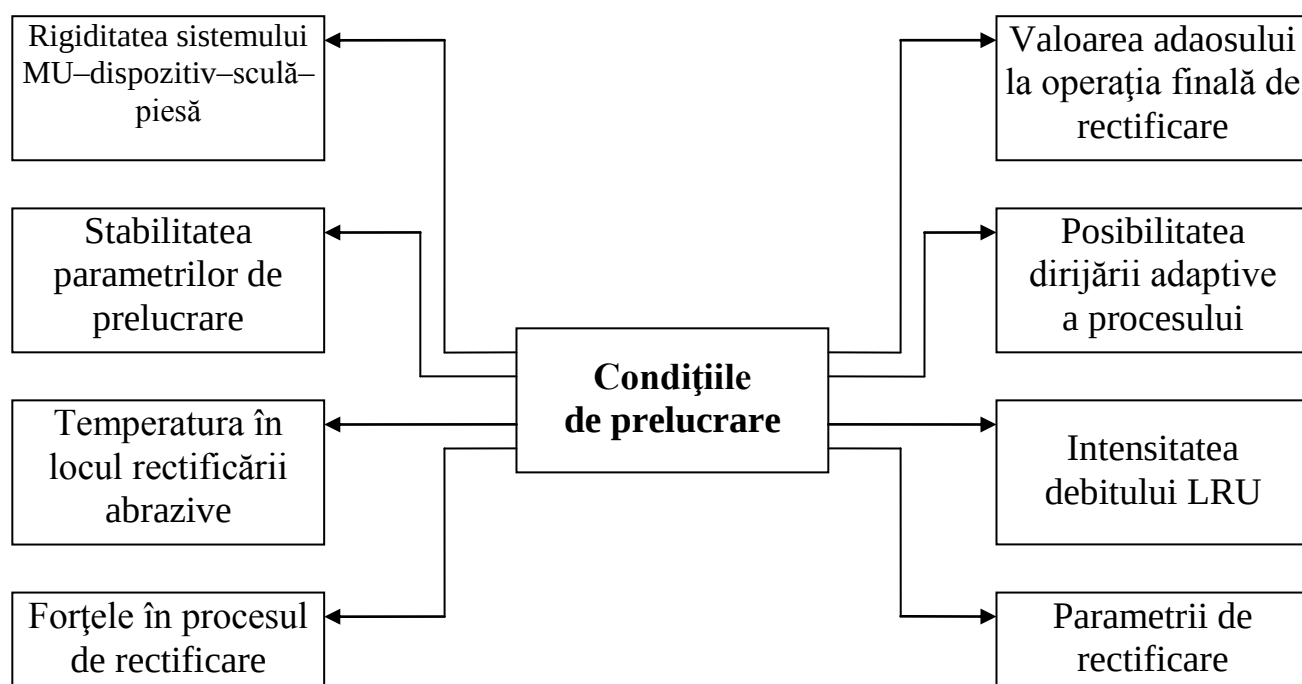


Fig. 1.12. Influența condițiilor de prelucrare asupra formării stratului superficial

1.5.3. Proprietățile fizico-chimice ale stratului superficial al organelor de mașini

Modificările structurale și influența lor asupra stratului superficial. Cauza tensiunilor din structura materialului constă în modificarea volumului în secțiune a materialului, prin faptul că austenita cu un volum specific mai mic se transformă în alt volum specific mai mare (martensită, beinită, perlită, ferită) [50, 54, 64]. Tensiunile remanente din structură în stratul superficial apar întotdeauna cu cele termice și stimulează apariția tensiunilor de întindere, iar în miez se formează tensiuni de comprimare. În unele cazuri [71], transformarea austenitei are loc mai devreme, fapt ce cauzează apariția în miez a tensiunii de comprimare, iar în cel exterior – de întindere. [75]. O astfel de distribuție a tensiunilor inițiale este cauzată de modificările de faze, prezentate în figura 1.13.

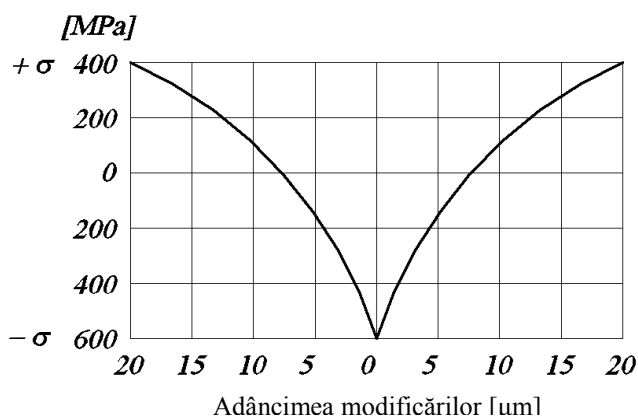


Fig. 1.13. Distribuția tensiunilor structurale, cauzate de modificările de faze

Putem observa trecerea tensiunilor de la suprafața exterioară spre direcția miezului și care se transformă din tensiuni de întindere în tensiuni de comprimare, cauza acestei schimbări constând în modificările care au loc în stratul superficial al materialului prelucrat. Modificările valorilor tensiunilor remanente și determinarea evoluției lor ne permite să determinăm acțiunea termică, precum și modificările structurale legate de aceasta. De aceea, determinarea evoluției și caracterului tensiunilor inițiale, atât pe adâncimea stratului exterior, cât și la suprafața materialului prelucrat, are o valoare esențială.

Analizând distribuția microdurității în stratul superficial, putem formula următoarea concluzie: modificările structurale în stratul superficial, în măsură mai mare, sunt cauzate de distribuția căldurii, care este suficientă pentru formarea structurilor de martensită (figura 1.14) [92]. Influența temperaturii și acțiunea frecării se micșorează pe adâncimea stratului.

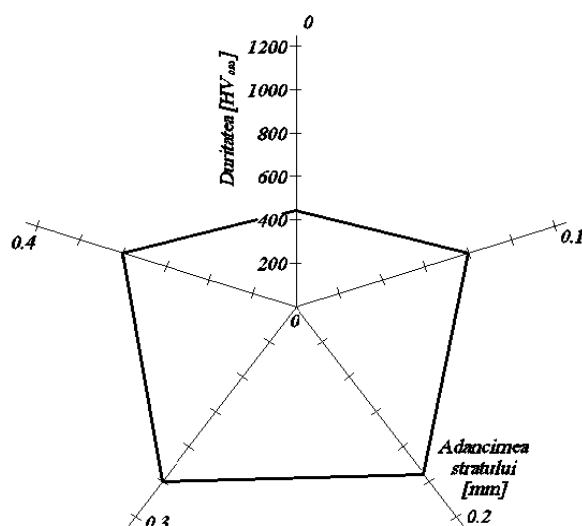


Fig. 1.14. Distribuția microdurității în stratul superficial al materialului prelucrat

Marburger [92] expune părerea că distribuția tensiunilor remanente și a durității [283, 302] apărute ca rezultat al acțiunii mecanice a sculei asupra materialului nu este esențială.

Tensiunile de comprimare apărute și care au valori descrescătoare spre adâncime împiedică acțiunea tensiunilor de întindere, iar micșorarea durității este însoțită nemijlocit de creșterea tensiunilor de întindere [99].

Modificările structurale duc la creșterea erorii profilului dintelui și a abaterii de la axa dintelui. Mărirea acestei erori este cauzată de apariția modificărilor structurale și de creșterea valorii tensiunilor de comprimare, ce se modifică în funcție de adâncimea la care se găsesc în stratul superficial.

Tensiunile remanente. Pentru stratul superficial, tensiunile inițiale remanente reprezintă factorul de bază în etapa sa de formare. Încă în anul 1914, E. Heyn [70] a întreprins determinarea procesului de formare a tensiunilor remanente. A fost urmat apoi de o mulțime de alți cercetători, care au realizat multiple și costisitoare cercetări [194], elaborând metode noi de măsurare de lungă durată [47, 49, 105, 106, 111, 134, 138, 144, 145]. Motivația cercetărilor a fost faptul că tensiunile remanente fac parte din proprietățile de bază ale stratului superficial și că acestea determină valoarea rezistenței acestuia la sarcinile de exploatare [199, 201]. În afară de cele menționate, tensiunile inițiale sunt rezultatul acțiunii acelei energii care se exprimă prin apariția unui câmp neuniform al energiei elastice.

Autorul [176], cercetând diverse stări de tensiune, a folosit noțiunea de *tensiuni interioare*, utilizată apoi de o serie de cercetători [101]. Însă această definiție nu este exactă, deoarece tensiunile care apar sub acțiunea forțelor exterioare sau în lipsa lor sunt tensiuni interioare. O astfel de părere o au Cullity [54] și Moretti, de aceea ei au folosit termenul *tensiuni proprii* [99]. Alții [182, 199, 201] sunt adepții denumirii de *tensiunii remanente* sau *tensiuni lăsate*, utilizate în cazul tensiunilor care există în corp, indiferent de acțiunile exterioare.

În principiu, toate tensiunile pot fi divizate astfel:

- tensiuni care apar în corp în timpul acțiunii forțelor exterioare asupra lui;
- tensiuni rămase în corp, după ce acțiunea forțelor exterioare este stopată.

În cazul tensiunilor în corpuri la care nu sunt solicitări ale forțelor exterioare, se folosește definiția de *tensiuni remanente* [99].

Există și altă clasificare a tensiunilor, și anume: tensiuni de ordinul întâi, tensiuni de ordinul doi și tensiuni de ordinul trei, însă nu toți susțin această clasificare [257], din care cauză se folosește și o altă clasificare, ce separă tensiunile remanente în macro- și microtensiuni. Însă este necesar a se ține seama de faptul că tensiunile remanente diferă de altele mai întâi prin metoda de formare în material. Mai frecvent sunt amintite următoarele metode: asamblarea (montarea), sudarea, turnarea, metode mecanice și termice. Tensiunile sunt introduse intenționat ori întâmplător, ca efect de însoțire a proceselor tehnologice mecanice sau de asamblare.

Folosind termenul de *distorsiune a rețelei cristaline*, trebuie de înțeles că domeniul de răspândire a tensiunilor remanente este comparabil cu dimensiunea unei celule cristaline elementare. În cazul dat nu este potrivită noțiunea de *tensiune* [329] în sensul în care este acceptată în teoria elasticității. Determinarea tensiunilor remanente de ordinul trei [173] este o eroare, deoarece aceste tensiuni pot apărea nu numai în cazul deformațiilor plastice, ci pot fi de origine termică sau structurală. Mai bine-venită în cazul dat ar fi definiția mezotensiunii.

Efectele fizice care au loc în stratul superficial și influența lor asupra stării tensionate.

Indiferent de metoda prin care a fost prelucrată piesa (cu muchie așchietoare sau cu abraziv), se formează tensiuni remanente [154, 302]. În procesul exploatarei, când suprafața piesei se supune diferitelor sarcini și toată piesa se află în stare încărcată, apar tensiuni suplimentare cu frecvență dinamică variabilă. Dacă tensiunile dinamice sunt nule, iar cele statice nu depășesc rezistența la rupere, atunci rezistența elementului nu are limită. Cauza rezistenței limitate este apariția tensiunilor dinamice cu valoare ce depășește limita rezistenței la oboseală (figura 1.15) [50, 61, 105].

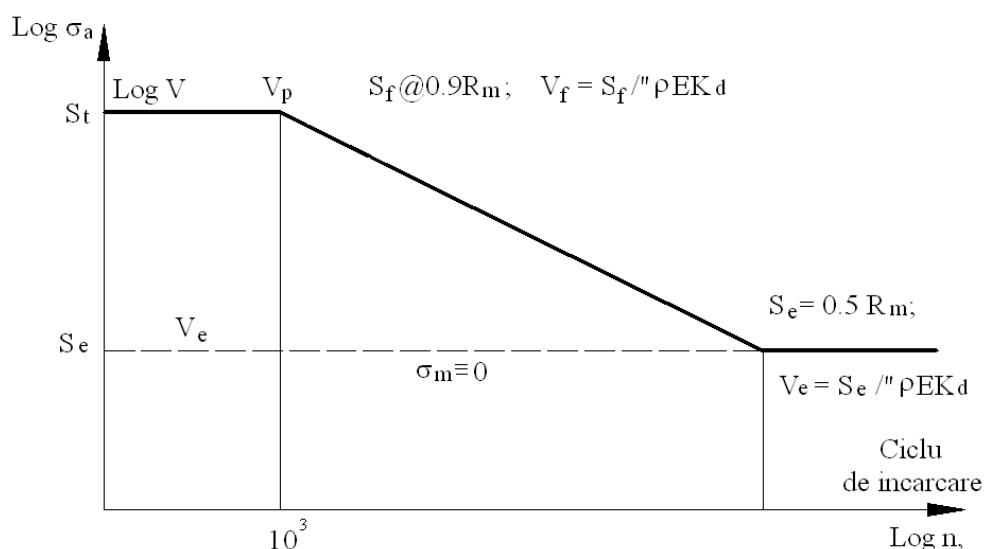


Fig. 1.15. Diagrama tensiunilor a lui A. Vöhler pentru oțeluri fier-carbon

În general, tensiunile provoacă în material un șir de efecte compuse [294, 299, 337], urmate de o serie de modificări ce depind de valoarea acestor tensiuni și de numărul ciclurilor, care este și factorul ce determină forma de distrugere a materialului [333, 338, 344].

Dacă ne referim la dinții roților dințate, fisura de la oboseală apare pe suprafața supusă deformațiilor (la existența tensiunilor remanente de întindere). În asemenea condiții apare frettingul (uzura) [329, 348]. Rolul hotărâtor aici îl are starea tensiunilor, adică valoarea, direcția și variația tensiunilor remanente în stratul superficial [50]. Din această cauză, o serie de autori [92] văd legătura tensiunilor date cu modulul lui Yung, cu rezistența la întindere R_e și cu deformațiile maxime ϵ .

Starea tensiunilor în stratul superficial este determinată de forma și condițiile acțiunii tehnologice pe stratul superficial al organelor de mașini în procesul execuției lor.

Condițiile de rectificare și proprietățile stratului superficial. În procesul rectificării dinților roților dințate, modificările proprietăților și caracteristicilor stratului superficial au loc în timp. Modificările respective sunt rezultatul introducerii în interiorul acestuia a energiei necesare

pentru înlăturarea materialului în procesul rectificării. Totodată, are loc și deformarea stratului superficial, care depinde de valoarea forței de așchiere [154].

Sunt cunoscute rezultatele cercetărilor experimentale pentru determinarea rezistenței așchierii la rectificarea dinților roților dințate. Există modele ale forțelor de așchiere care stau la baza formării tensiunilor remanente și care permit explicarea procesului frecării așchiei de suprafața prelucrată și de apariție a fisurilor pe suprafață (figura 1.16.) [173].

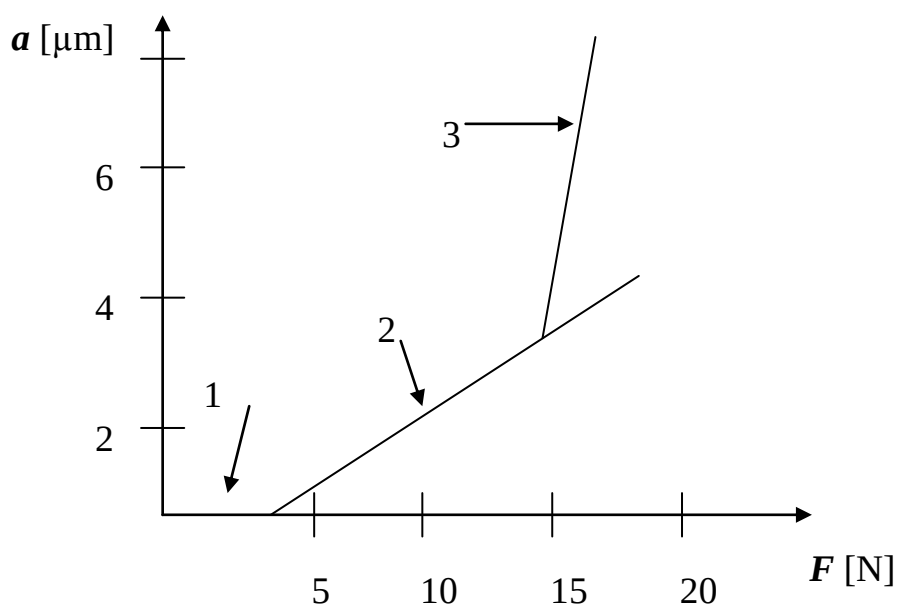


Fig. 1.16. Legătura dintre adâncimea de așchiere (a) și forța de așchiere (F):
1 – frecare, 2 – zgâriere, 3 – așchiere

Așadar, creșterea adâncimii de așchiere este însoțită de majorarea forțelor de așchiere, care la rândul lor micșorează valoarea tensiunilor de întindere în stratul superficial rectificat al dintelui roții dințate. Este recunoscut faptul că tensiunile remanente influențează rezistența organelor de mașini [281], au legătură cu căldura care apare în zona de așchiere, ce formează tensiunile de întindere, modificând duritatea și structura [281, 333]. În funcție de caracterul și valoarea forțelor ce acționează la așchiere [333], ele pot provoca creșterea tensiunilor de comprimare ori micșorarea tensiunilor de întindere. S-a întreprins o încercare a descrie matematic [281] valoarea influenței forțelor de așchiere asupra procesului de formare a tensiunilor remanente.

Micșorarea forțelor de așchiere și a adâncimii de așchiere duce la creșterea influenței frecării [281]. În consecință, crește volumul de căldură în zona de așchiere, fapt ce conduce la apariția tensiunilor termice, care pot fi determinate prin expresia [281, 333]:

$$\sigma = \frac{E}{1-\mu} \lambda(t_{\varphi} - t) \quad (1.1)$$

unde: E – modulul Yung; μ – coeficientul Poisson; λ – coeficientul termic; t_{φ} – temperatura medie; t – temperatura curentă a suprafeței.

Temperatura în timpul rectificării poate provoca apariția unei noi zone tratate termic și a unui strat moale sub aceasta [30, 31, 34]. Acest proces poate fi însoțit de transformări de tensiuni în stratul superficial. În ambele cazuri, tensiunile remanente au acțiune asupra proprietăților mecanice, fizice și chimice ale materialului, așa cum este prezentat în figura 1.17 [341].

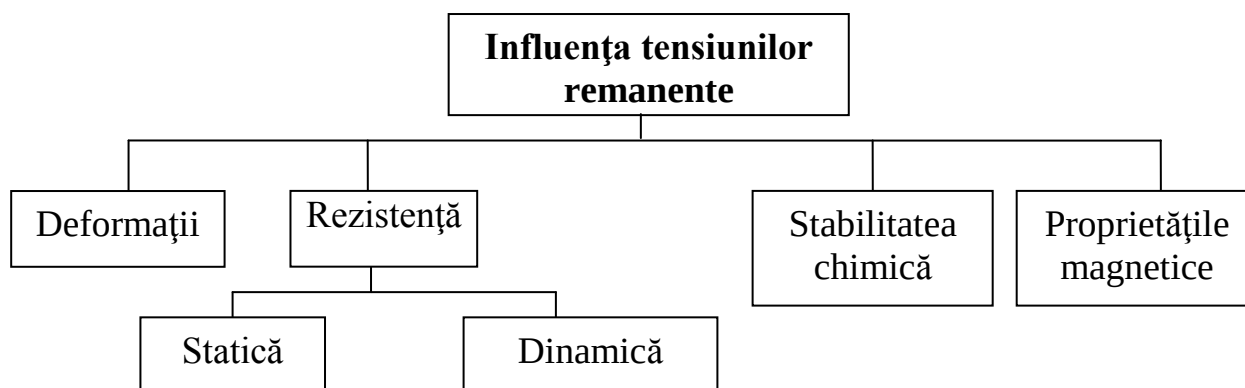


Fig. 1.17. Influența tensiunilor remanente asupra proprietăților stratului superficial al produsului prelucrat

Dacă în procesul acțiunii tehnologice nu au loc modificări de fază și structură în material, atunci influența termică ce predomină va provoca tensiuni de întindere, iar influența mecanică în cazul deformațiilor de întindere va provoca apariția tensiunilor remanente de comprimare. Este cunoscut faptul că forțele tangențiale dau naștere la o cantitate mare de căldură, care are ca efect creșterea temperaturii [30, 31, 34, 35].

Raportul dintre proprietățile termice și cele fizice formate depinde de temperatura care modifică proprietățile stratului superficial, totodată și tensiunile remanente [341].

Procesul rectificării dinților roților dințate prin metoda rulării se caracterizează prin faptul că viteza așchierii variază din cauza modificării razei sculei, iar secțiunea adaosului poate fi examinată ca o suprafață de forma dată. Acest fapt explică de ce în timpul rectificării se modifică condițiile de așchiere în zona de contact al discului rectificator cu dintele ce se prelucurează.

De asemenea, un rol hotărâtor în procesul rectificării îl are avansul și numărul curselor duble ale sculei abrazive. S-a stabilit că la utilizarea unor regimuri neraționale de rectificare, apare un strat alb de călire dublă, martensită de revenire și austenită reziduală [284, 341]. De aceea, condițiile de prelucrare au o importanță majoră în procesul de rectificare, iar alegerea lor incorectă poate provoca

creșterea rezistenței la așchiere, sporirea uzurii discului rectificator, majorarea temperaturii în zona de rectificare și stări nedorite ale tensiunilor remanente în stratul superficial al suprafeței prelucrate.

Condițiile de prelucrare au o valoare deosebită pentru repartizarea și valoarea tensiunilor, amplasate atât pe înălțimea dintelui, cât și pe adâncimea lui [101, 105, 106, 108, 109, 121]. Utilizarea regimurilor neraționale de prelucrare duce la apariția fisurilor și la creșterea austenitei reziduale. Fisurile apar din cauza revenirii structurii martensitice, care are legătură cu formarea tensiunilor remanente.

Crearea în stratul superficial a unei asemenea stări a tensiunilor remanente ar putea efectiv să influențeze asupra rezistenței la oboseală [320, 321], mai ales că transformarea tensiunilor de întindere în cele de comprimare poate duce la amplificarea triplă a limitei la oboseală [321].

În ultimul timp se întreprind încercări de dirijare a procesului de deformare, cauzat de condițiile de prelucrare [35, 105, 106, 108, 109]. Acest fapt duce la stimularea unor concepții de dirijare prin intermediul deformațiilor de a optimiza redistribuirea tensiunilor remanente. Acest obiectiv al cercetărilor este orientat spre procesul de rectificare, deoarece în cadrul acestuia se modifică:

- dimensiunea și forma stratului rectificat;
- dimensiunea, forma și curbura suprafeței de contact al discului rectificator cu produsul prelucrat;
- viteza așchierii, din cauza varierii razei sculei în zona de contact al discului rectificator cu înălțimea dintelui roții dințate.

Cele menționate necesită determinarea valorii forțelor care participă la rectificare.

O analiză aparte trebuie efectuată și asupra discului abraziv în procesul rectificării [101, 108, 121]. În timpul rectificării apare următoarea situație concretă [266]:

- la prelucrare participă efectiv doar 10-15% dintre granulele abrazive, care se află pe suprafața de lucru a discului rectificator;
- o parte dintre granulele abrazive deformează plastic și elastic suprafața dintelui prelucrat;
- altă parte nu participă la procesul de rectificare;
- creșterea vitezei de așchiere provoacă sporirea temperaturii în zona de contact;
- creșterea temperaturii favorizează modificările proprietăților de adeziune în zona de contact al materialului abraziv cu cel rectificat.

Cele expuse demonstrează că discul rectificator provoacă apariția tensiunilor remanente, legate în general de efectul termic. O valoare mai mare o are poziția discului rectificator față de dinte în zona de contact [165]. Procesul contactării discului rectificator cu suprafața prelucrată este examinat în mai multe lucrări [101, 272, 320,]. S-au întreprins încercări de a elabora un model

matematic, care, din păcate, nu s-a soldat cu succes [272]. În altă lucrare s-a determinat că discul rectificator cu abrazivi din corindon sporește de două ori temperatura în zona de aşchiere faţă de discul cu abrazivi din borazon. Efecte analogice se observă şi la rectificarea cu discuri cu suprafaţa activă întreruptă.

În general, se poate constata că rectificarea provoacă modificări structurale în zona de aşchiere, care schimbă simţitor tensiunile remanente în stratul superficial [2, 7, 101, 105]. Caracterul acestor tensiuni şi valoarea lor depind de temperatură, de forţele de aşchiere, de parametrii tehnologici şi de proprietăţile fizico-chimice ale materialului prelucrat [81].

Forţele de aşchiere şi temperatura depind de caracteristica discului abraziv şi metoda de rectificare, mai ales că rectificarea danturii se manifestă prin neuniformitatea forţelor de aşchiere, fapt ce justifică dificultăţile de modelare a acestui proces faţă de alte procedee de rectificare.

În cadrul procesului de rectificare a danturii au fost examinate mai multe probleme: poziţia golului dintre dinţi faţă de discul rectificator, starea tensiunilor în stratul superficial şi legătura lui cu deteriorările care apar ulterior [272]. Rectificarea roţilor dinţate cu anumite regimuri de aşchiere provoacă tensiuni de întindere. Odată însă cu creşterea numărului de curse duble ale discului, se poate micşora valoarea tensiunilor de întindere. Acest fapt demonstrează că acţiunea termică se micşorează odată cu evacuarea ei mai rapidă din zona de contact al discului cu piesa prelucrată.

Un rol important în procesul de rectificare îl are şi LUR. Volumul lichidului transportat în zona de aşchiere influenţează valoarea temperaturii. Este recunoscut faptul că odată cu sporirea cantităţii de LUR, temperatura în timpul rectificării se micşorează. În acelaşi timp, deformaţiile stratului superficial al materialului prelucrat, pe care se exercită acţiunea termică [101], pot avea valori diferite şi depind de viteza de repartizare a energiei.

Este necesar a sublinia că cinematica procesului de rectificare a dinţilor, mai ales regimurile de aşchiere, au o valoare esenţială pentru apariţia tensiunilor remanente [134, 135]. Vibraţiile care apar în timpul rectificării dinţilor roţilor dinţate provoacă instabilitatea procesului de rectificare, iar prin aceasta, grosimea stratului îndepărtat devine variabilă. Cazul dat, la rândul său, provoacă variaţia forţelor de aşchiere şi neuniformitatea volumului de căldură ce apare în zona de aşchiere. Aceasta, la rândul ei, modifică caracterul repartizării şi valoarea tensiunilor remanente, duritatea prin modificarea structurii stratului superficial [134, 135].

În procesul rectificării, cauza modificării tensiunilor remanente în stratul superficial [7] poate fi termică, structurală sau datorată deformaţiilor mecanice. În funcţie de cauza ce predomină, în stratul superficial rectificat pot avea loc modificări esenţiale ale valorii şi caracterului distribuirii tensiunilor remanente, ce sunt stabilite în urma cercetărilor altor procese de rectificare. De aceea,

pentru dinții roților dințate, procesul de rectificare, din punctul de vedere al modificării proprietăților stratului superficial, cere să fie cercetat.

Rolul căldurii în formarea stratului superficial. În principiu, sunt două modele de formare a tensiunilor remanente, și anume *meccanic* și *termic*. În cazul modelului termic, care este caracteristic procesului de rectificare, tensiunile remanente formate au caracter de întindere. În urma acțiunii proceselor termice se observă o stare tensionată ori deformată, cu formarea deformațiilor remanente [101]. În unele condiții, această stare își modifică forma sau poate să dispară. Dar sunt cazuri când tensiunile remanente termice au caracter constant. Deci are loc echilibrarea forțelor interioare corespunzătoare într-un domeniu oarecare [196].

Este cunoscut faptul că câmpul tensiunilor în stratul exterior se caracterizează prin mai multe valori și cu mari gradient de tensiuni în faza relației [320, 321, 324]:

$$\sigma = E\varepsilon_1(1-\nu) = E\alpha_1(T_1 - T_2), \quad (1.2)$$

unde: α_1 – coeficientul mediu liniar al dilatării termice; E – modulul lung; T_1 – temperatura inițială; T_2 – temperatura finală a deformațiilor termice de întindere:

$$\varepsilon_1 = \sigma / E(1-\nu), \quad (1.3)$$

de unde

$$\sigma = \left(\frac{\alpha_1 \Delta T E}{1-\nu} \right), \quad (1.4)$$

unde: $\Delta T = T_1 - T_2$.

Tensiunile de întindere sunt dăunătoare [157], fiindcă micșorează proprietățile de exploatare ale produsului și pot provoca microfisuri [173].

Microfisurile apar mai întâi din cauza temperaturii înalte temporare la rectificare mai mari de punctul A_{c3} și din cauza modificărilor structurale [101, 105, 106, 108, 109, 121], care au loc sub acțiunea diferențelor de temperaturi în statul exterior din microdomeniul materialului prelucrat. Când valoarea tensiunilor remanente depășește limita rezistenței materialului prelucrat, atunci are loc procesul microfisurării stratului superficial. Acest efect demonstrează atât concentrarea tensiunilor remanente, cât și intensitatea lor înaltă.

Teoria formării termotensiunilor a fost analizată de către un șir de cercetători [283]. Este semnificativ faptul că viteza modificărilor este neuniformă pe secțiunea materialului prelucrat a dintelui. De aceea, modificările neuniforme volumice în material provoacă apariția tensiunilor

remanente [101, 105, 106, 108, 109, 121]. Cauzele apariției tensiunilor termice sunt neuniformitatea răcirii, încălzirea mai jos de punctul A_1 și dilatarea termică legată de aceste efecte.

Tensiunile structurale sunt provocate de modificarea volumului (transformărilor martensită-austenită) prin trecerea de limita temperaturilor critice (de exemplu, în austenită, perlită, martensită, bainită). Deci, sporirea difuziei în corpurile solide se observă doar într-un interval de temperaturi medii, în temperaturile ridicate prevalează efecte provocate de variațiile de temperaturi. Efectul Soreta [279] denotă că fluxul de martensită în orice sistem depinde de gradientul concentrării și temperaturii. Astfel, dacă într-un metal sau în alt sistem multicomponent are loc gradientul de temperatură, putem aștepta o migrație a atomilor de martensită într-o regiune mai caldă sau mai rece.

Creșterea tensiunilor de întindere, provocată de acțiunea termică, micșorează rezistența la oboseală [326] (figura 1.18).

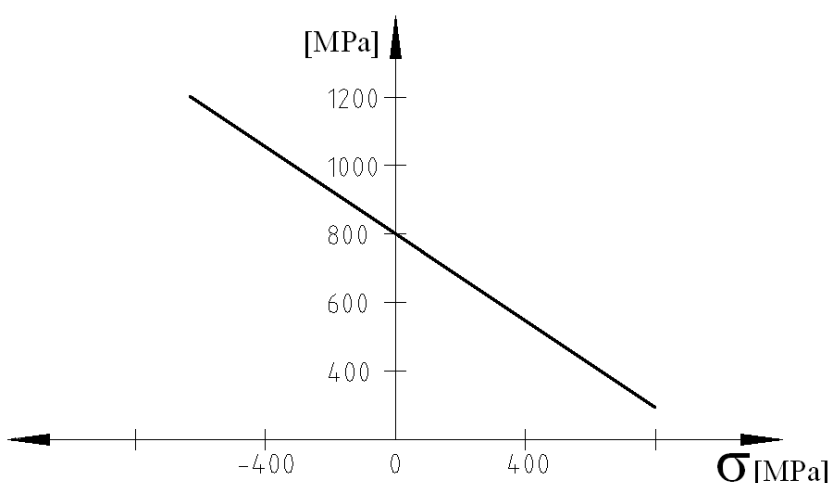


Fig. 1.18. Dependența rezistenței la oboseală de tensiunile de întindere în stratul superficial după prelucrare

În urma rectificării s-a depistat apariția tensiunilor inițiale de întindere foarte înalte în stratul superficial al roților dințate [101], care ating valoarea de 1000 [MPa] (figura 1.19).

Căldura în stratul superficial, la o adâncime mai mare de 10 μm , mărește simțitor valoarea tensiunilor remanente de întindere și doar la adâncimi mari – și a tensiunilor de comprimare. Așadar, există o legătură a temperaturii cu tensiunile remanente. De asemenea, caracterul acestei legături impune o cercetare experimentală mai aprofundată, pentru depistarea modificării proprietăților stratului superficial, mai ales pentru dinții rectificați ai roților dințate.

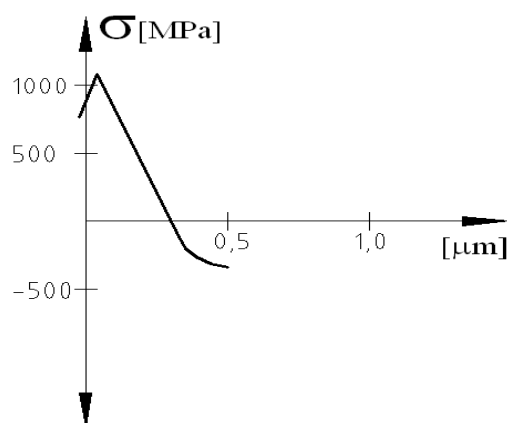


Fig. 1.19. Dependența rezistenței la oboseală de tensiunile maxime în stratul superficial după prelucrare

1.6. Procedeele de finisare ca etapă principală de asigurare a calității danturii

Dezvoltarea metodelor tehnologice de formare a stratului exterior are un rol foarte important pentru a asigura o calitate superioară a produsului în construcția de mașini și pentru progresul tehnic. Proprietățile de exploatare ale stratului superficial se asigură prin faza finală a procesului tehnologic [101, 272, 279]. De aceea, alegerea metodelor de prelucrare finală și selectarea parametrilor corespunzători au o importanță majoră pentru procesul de formare a elementelor mașinilor, mai ales pentru roțile dințate. O mare atenție se acordă formării stratului superficial, a cărui stare determină rezistența materialului [103, 104, 105, 320, 321, 324].

Utilizarea pe scară largă a transmisiilor dințate în industrie implică o creștere a volumului de muncă de cercetare, îndreptată spre îmbunătățirea proprietăților produselor, cu scopul asigurării stabilității funcționării, creșterii capacității de a transmite sarcini mari, reducerii emisiei de zgomote și vibrații mici etc. Astfel, roțile dințate fac parte din grupa pieselor la care în stratul superficial au loc tensiuni maxime, ce provoacă modificarea indicilor de tensiune ai materialului stratului superficial, urmată de apariția diferitor defecte. Este necesară și optimizarea parametrilor procesului de rectificare, ținând cont de starea stratului superficial al dinților roților dințate, mai ales a celor cu o duritate mai mare de HRC 30.

Este recunoscut faptul că proprietățile stratului superficial suportă o serie de transformări în urma procesului tehnologic de obținere a produsului, adică în procesul de transformare a semifabricatului în piesă finită [101, 348]. Starea finală a stratului superficial determină longevitatea piesei în condițiile actuale de exploatare. Acest fapt solicită cunoașterea bună a proprietăților și caracteristicilor stratului superficial al danturii.

1.7. Influența procedeeelor tehnologice asupra capacității portante a roților dințate

1.7.1. *Ereditatea tehnologică a operațiilor de obținere a semifabricatului*

Formarea stratului exterior al materialului se limitează la structură și componență fizică [88]. În momentul obținerii semifabricatului se modifică proprietățile și caracteristica stratului superficial al diferitor materiale: oțeluri, fonte, metale neferoase și materiale sintetice [67, 193].

Metodele de obținere a pieselor din materiale sintetice permit obținerea lor în forma finală fără prelucrare ulterioară [106, 169]. Aceasta are loc datorită faptului că se realizează, de regulă, starea necesară a stratului exterior [151]. Doar o parte foarte mică a acestor produse se supun metodelor suplimentare de prelucrare, scopul constând în obținerea unui exterior cât mai estetic, dar nu modificarea stratului exterior. Starea stratului exterior a acestor produse se formează prin alegerea corespunzătoare a metodei de execuție [334].

Semifabricatelor executate din fontă sau oțel le sunt caracteristice adaosuri mari de prelucrare (prin așchiere). Valoarea adaosului depinde de metoda de obținere a semifabricatului, de dimensiunile de gabarit și poate atinge uneori cifra de 30 mm [351]. Îndepărtarea unui astfel de adaos cere timp, energie și sculă corespunzătoare. Cercetările efectuate demonstrează că adaosul de prelucrare se poate micșora prin utilizarea proprietăților stratului exterior al semifabricatului [351].

Obținut în procesul turnării, stratul exterior al semifabricatului (coaja) se caracterizează printr-o serie de avantaje [351]. Utilizarea semifabricatelor turnate cu adaosuri minimale mărește eficacitatea procesului tehnologic prin faptul că se reduce costul procesului, în unele cazuri până la 40% [351]. Starea stratului exterior al unui astfel de semifabricat se caracterizează printr-o duritate sporită, în comparație cu miezul, până la 40%, tensiuni remanente de comprimare și o microstructură favorabilă. Dezavantaje: rugozitate sporită și unele modificări în stratul superficial din cauza compușilor chimici. Se mai poate adăuga și faptul că cele mai favorabile proprietăți ale stratului superficial se află la o adâncime de 0,5÷1,5 mm și care depind de grosimea pereților semifabricatului și de metoda de obținere a acestuia.

O influență deosebită în formarea calității stratului exterior o au efectele care însoțesc procesul de turnare. Cu scopul de a obține semifabricate turnate cu dimensiuni precise, se folosesc materiale de protecție în formă de pulberi, care se introduc în forma de turnare. Astfel, se obțin caracteristici dorite în stratul exterior [96].

O metodă progresivă de turnare prin presare a oțelului și fontei este FERRO-DIE. Prin această metodă pot fi realizate semifabricate cu masa până la 1,6 kg, temperatura de turnare pentru fontă 1275÷1350°C și pentru oțel ~ 1550°C, iar presiunea utilizată 750÷1000 MPa [334]. Această

metodă permite obținerea roților pentru transmisiile cu lanț, a roților dințate, a mecanismelor de acționare hidraulice și a semifabricatelor pentru automobile.

Rugozitatea obținută este $R_a = 1,25 \div 2,5 \text{ } \mu\text{m}$, tensiunile remanente sunt de comprimare, iar duritatea pe stratul exterior crește în limita de 25%. Prelucrarea finală a acestor semifabricate constă în obținerea preciziei dimensionale prin lepuire, netezire sau rulare.

Produsele întreprinderilor metalurgice constituie o grupă importantă. În funcție de destinația lor, pot fi supuse modificării formei în procesul prelucrării plastice [52, 98]. Unele semifabricate, după prelucrarea plastică, se supun prelucrării ulterioare termice, care servește pentru micșorarea tensiunilor remanente ce au loc în procesul deformării, precum și pentru a îmbunătăți starea stratului exterior [98, 99, 203]. Aceste semifabricate deseori sunt supuse unor operații tehnologice care au drept scop micșorarea rugozității sau pregătirea suprafeței prin acoperiri cu anticorozive [53, 125, 127].

Suprafețele semifabricatului, care vor fi supuse prelucrării ulterioare, sunt influențate de precizia dimensională și de formă, tipul materialului și metoda de producere. O bună parte din produsele obținute prin procedee de deformare plastică, în condiții de prelucrare în masă, pot fi executate din semifabricate de precizie ridicată.

Semifabricatele executate prin deformare plastică se caracterizează prin rugozitatea suprafeței $R_a = 0,09 \div 1,25 \text{ } \mu\text{m}$, tensiuni remanente de comprimare $\sigma = 300 \div 500 \text{ MPa}$ și creșteri ale mircordurității $\Delta\mu\text{HV} - 20 \div 30\%$ [53, 98, 125, 203].

Perfecționarea stereometriei piesei și structurii materialului este o problemă strategică majoră în cadrul procesului tehnologic. Aceste acțiuni apropie cotele semifabricatului de dimensiunile nominale ale piesei. Principalul scop este de a obține forma dorită a piesei înainte de tratamentul termic și de modificarea componenței chimice a stratului exterior prin tratamentul chimico-termic [53, 96]. Partea principală a suprafețelor semifabricatului va fi supusă procesului optimal de așchiere, în urma căruia se obțin dimensiunile necesare și forma respectivă.

1.7.2. *Modele tehnologice de formare a stratului superficial*

La realizarea stratului superficial în urma procesului tehnologic pot fi folosite următoarele două modele principale: 1. Modelul bazat pe procese în urma cărora se îndepărtează materialul (prelucrări prin așchiere, electroeroziune etc.); 2. Modelul bazat pe procedee de deformare plastică, fără îndepărtarea materialului.

Modelul I. În procesele de așchiere, formarea stratului superficial este destul de anevoioasă, mai ales că aceasta este influențată de apariția tensiunilor remanente, care se modifică în urma acestor procedee [99, 133]. La o bună parte dintre suprafețele piesei nu sunt cerințe ridicate față de

precizie. Ele sunt supuse prelucrării cu un singur scop – de a înlătura stratul exterior, egalând astfel tensiunile și îmbunătățind rugozitatea suprafeței [351]. În mod obișnuit, stratul exterior al acestor suprafețe nu are anumite cerințe. Aceste suprafețe deseori sunt supuse tratamentului termic sau chimico-termic, urmărindu-se modificarea stării stratului exterior. După prelucrarea prin aşchiere se obțin proprietățile necesare și caracteristicile stratului exterior [52, 85, 99]:

- rugozitatea depinde de condițiile și parametrii de aşchiere, de geometria sculei și variază în limitele $1 \mu\text{m} < R_a < 5 \mu\text{m}$;
- tensiunile remanente de comprimare în stratul superficial constituie $50 \text{ MPa} < \sigma_w < 250 \text{ MPa}$;
- adâncimea de amplasare a tensiunilor remanente $0,04 \text{ mm} < h_g < 0,15 \text{ mm}$, după prelucrarea de degroșare $h_g \sim 0,25 \text{ mm}$;
- sporirea durtății cu ($\Delta\mu\text{HV}\%$) $100\% < \Delta\mu\text{HV} < 200\%$.

În procesul rectificării suprafețelor dure, stratul superficial se formează în alt mod. În urma rectificării (degroșare ori finisare) se modifică tensiunile remanente în stratul superficial. Acestea depind de ereditatea tehnologică și de condițiile de efectuare a procesului de rectificare [53, 85]. Modificarea tensiunilor remanente negative (comprimare) în cele pozitive (întindere) poate fi semnificativă și urmată de apariția fisurilor în stratul superficial. Acest fapt înseamnă că tensiunile depășesc tensiunile-limită ale rezistenței materialului [53].

În piesele de formă complexă, după prelucrarea lor prealabilă prin aşchiere și prelucrarea termică sau termico-chimică, precizia finală necesară se asigură prin procedee de electroeroziune [53, 85]. Prelucrarea prin electroeroziune nu produce modificări esențiale în stratul exterior al piesei. Este modificată doar rugozitatea, care depinde de parametrii și condițiile de realizare a procesului și variază în limita $0,5 \div 3,2 \mu\text{m}$.

Metodele utilizate la formarea semifabricatului și transformarea lui în piesă finită sunt orientate spre obținerea caracteristicilor geometrice de precizie necesare. Aceasta ar exclude prelucrarea lui prin aşchiere și utilizarea nemijlocită, după tratamentul termic, a procedeelor de prelucrare prin electroeroziune.

Modelul II. Precizia pieselor și proprietățile stratului superficial după prelucrarea plastică, în unele cazuri, permit excluderea prelucrării prin aşchiere. Un astfel de procedeu este prelucrarea plastică cu matrice rotativă. Proprietățile stratului în urma prelucrării se caracterizează prin tensiuni remanente de comprimare ($\sim 300 \text{ MPa}$), cu o stare suficientă de ecruisare ($\Delta\mu\text{HV} \sim 200 \div 350\%$) și o rugozitate a suprafeței ($0,16 \mu\text{m} < R_a < 2 \mu\text{m}$) [53, 85]. Unele procedee prin deformare plastică permit obținerea finală a piesei, prin care se asigură următoarele proprietăți și caracteristici ale stratului exterior:

- rugozitatea suprafeței depinde de condițiile de prelucrare și parametrii de așchiere, geometria sculei și se modifică în limitele $1 \mu\text{m} < Ra < 5 \mu\text{m}$;
- tensiuni remanente în stratul superficial, în majoritatea cazurilor, de comprimare $50 \text{ MPa} < \sigma_w < 250 \text{ MPa}$;
- adâncimea la care se află tensiunile remanente $0,05 \text{ mm} < h_g < 0,5 \text{ mm}$;
- creșteri ale durității cu $50\% < \Delta\mu\text{HV} < 300\%$.

Pentru perfecționarea structurii materialului și stratului superficial, în principiu, se utilizează două tipuri de procese. În primul intră procesele care formează structura pe toată secțiunea piesei, egală cu cea a stratului exterior. În a doua – procesele care îmbunătățesc stratul exterior, asemenea celor descrise în manualul lui T. Buracovschi [53] și ale altor cercetători.

Se consideră precizia finală a unei piese, când aceasta se încadrează în limitele toleranței în treapta IT8 și este obținută prin [85]:

- rectificare;
- electroeroziune de precizie.

Materialele abrazive noi și procedeele perfecționate permit ca erorile caracteristice acestor metode să nu depășească $0,1 \mu\text{m}$. Proprietățile stratului superficial, obținute în procesul rectificării, depind de procedeele și regimurile de prelucrare [85].

Rectificarea finală permite, în general, să se obțină rugozitatea $0,08 \mu\text{m} < Ra < 1,6 \mu\text{m}$, cu unele modificări ale stratului exterior.

Există exemple de prelucrare a unor piese, când în urma rectificării în stratul superficial se formează tensiuni remanente de comprimare. Valoarea și semnul tensiunilor remanente ating nivelul dimensiunii granulei abrazive. Creșterea durității stratului superficial se află în domeniul: $\Delta\mu\text{HV} = 125 \div 150\%$ la o adâncime $0,03 \div 0,05 \mu\text{m}$.

Prelucrarea prin electroeroziune se utilizează în calitate de procedeu de prelucrare finală pentru piese cu forme complicate, nemodificând proprietățile stratului superficial, cu excepția rugozității, care în funcție de condițiile de prelucrare este în domeniul: $0,025 \mu\text{m} < Ra < 1,6 \mu\text{m}$ [85].

Obținerea proprietăților și caracteristicilor stratului superficial este scopul de bază al procesului tehnologic proiectat în funcție de cerințele constructive. Așadar, putem diferenția două tipuri de procese tehnologice, care permit obținerea caracteristicilor necesare ale stratului superficial:

- obținerea stratului superficial simultan cu caracteristicile preciziei geometrice, care pot fi orientate spre mărirea sau spre micșorarea ei;
- obținerea stratului superficial fără modificarea preciziei geometrice.

Procedeele de formare (figura 1.20) a proprietăților stratului superficial și metodele de realizare a lor (figura 1.21), luând în considerație proprietățile și caracteristicile obținute, pot fi clasificate după următoarele criterii:

- influența de modificare predominantă a rugozității suprafeței;
- sporirea durității stratului superficial;
- modificarea structurii stratului superficial,
- influența asupra modificării stării tensiunilor stratului superficial;
- existența unei legături cu alte caracteristici ale stratului superficial.

La utilizarea metodelor mecanice de formare a caracteristicilor stratului superficial pot fi folosite acționări dinamice sau statice ale sculelor cu scopul de a majora valoarea ecruisării.

Pentru îmbunătăți rugozitatea, pot fi utilizate cuțite cu diamant. Suprafața prelucrată cu o astfel de sculă se caracterizează printr-o rugozitate ($R_a = 0,03 \div 0,05 \mu m$) și o majorare a durității. Datorită progresului în domeniul studiului materialelor, este posibil de a forma stratul superficial al materialelor dure cu o rugozitate în limitele $R_a = 0,09 \div 0,63 \mu m$ [53, 85].

Utilizarea suplimentară a energiei electrice permite de a dirija procesul de așchiere și, în unele limite, de a dirija și starea stratului superficial [52].

Astfel, există posibilitatea de alegere a unei metode optime de execuție a stratului superficial, prin care se pot obține condițiile necesare de exploatare a suprafeței produsului.

1.8. Influența procedeeleor de durificare asupra capacității portante a roților dințate

În baza multiplelor cercetări experimentale și datelor sistematizate de exploatare, s-a constatat că odată cu creșterea durității suprafețelor active ale dinților se majorează și capacitatea portantă a roților dințate [101, 221, 223, 272, 279, 282, 284, 291, 293, 294, 302, 304, 308, 311, 314, 316, 320, 321, 324]. Pentru transmisii medii și de putere se folosesc roți cu durități ale stratului superficial al dinților de HRC 40–63, asigurate prin cementare, urmată de călire și revenire, azotare, nitruare, călire prin curenți de înaltă frecvență etc.

1.8.1. Influența tratamentului de cementare

După datele [279], stratul optim după rezistența la uzură, încovoiere și contact este stratul cu o concentrare de carbon de 0,8-1% la o adâncime egală cu aproximativ 0,15 de la grosimea totală a dintelui. La momentul actual, este acceptată duritatea în limitele HRC 59-61 [194]. Dar nu totdeauna durității maxime a stratului cementat îi corespunde rezistența maximă la uzură.

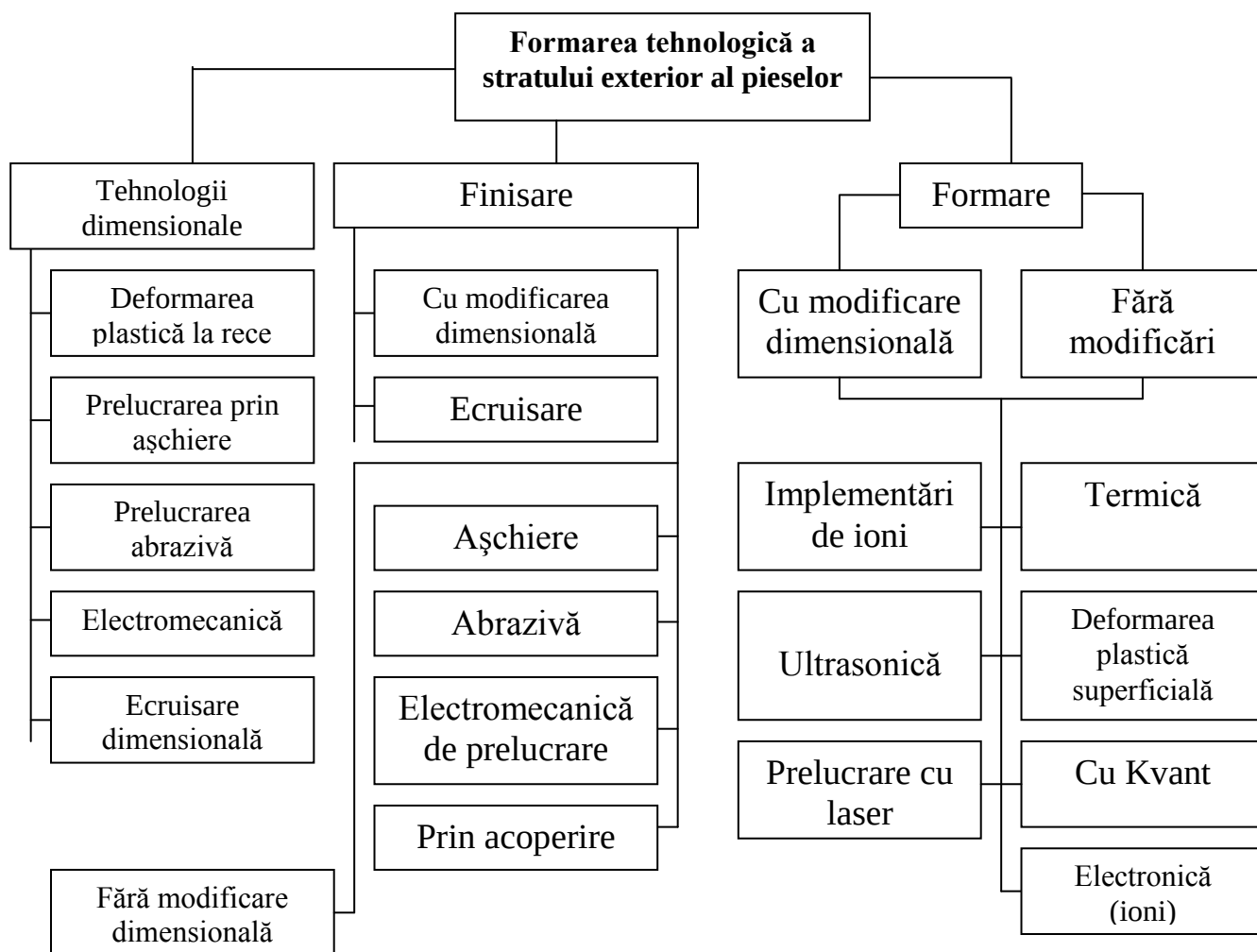


Fig. 1.20. Metodele de formare a stratului superficial al organelor de maşini

C. Zabłonski observă că rezistența la uzură sporește la micșorarea durtății de la HRC 62 până HRC 50 [194]. Aproape aceleași rezultate au obținut și alți cercetători [308]. D. Papsev, cercetând uzura și rezistența la contact a roților din oțel supus cementării 18X2H4BA a stabilit că rezistența la uzură se reduce la micșorarea durtății (sub HRC 54). Diminuarea rezistenței la uzură în experimentele date poate fi explicată prin prezența austenitei reziduale, care posedă proprietăți mecanice joase (HRC 18–19). Astfel, nu există o părere unică despre influența durtății asupra rezistenței la uzură.

Asigurând o duritate maximă a suprafețelor dinților, procesul de cementare este însoțit totuși de o serie de neajunsuri, principalul fiind instabilitatea procesului, caracterizată prin dispersarea valorilor indicilor de rezistență, durata foarte mare a operațiilor termochimice, deformații esențiale și, ca urmare, necesitatea utilizării unui proces tehnologic puțin productiv, cum este rectificarea danturii.

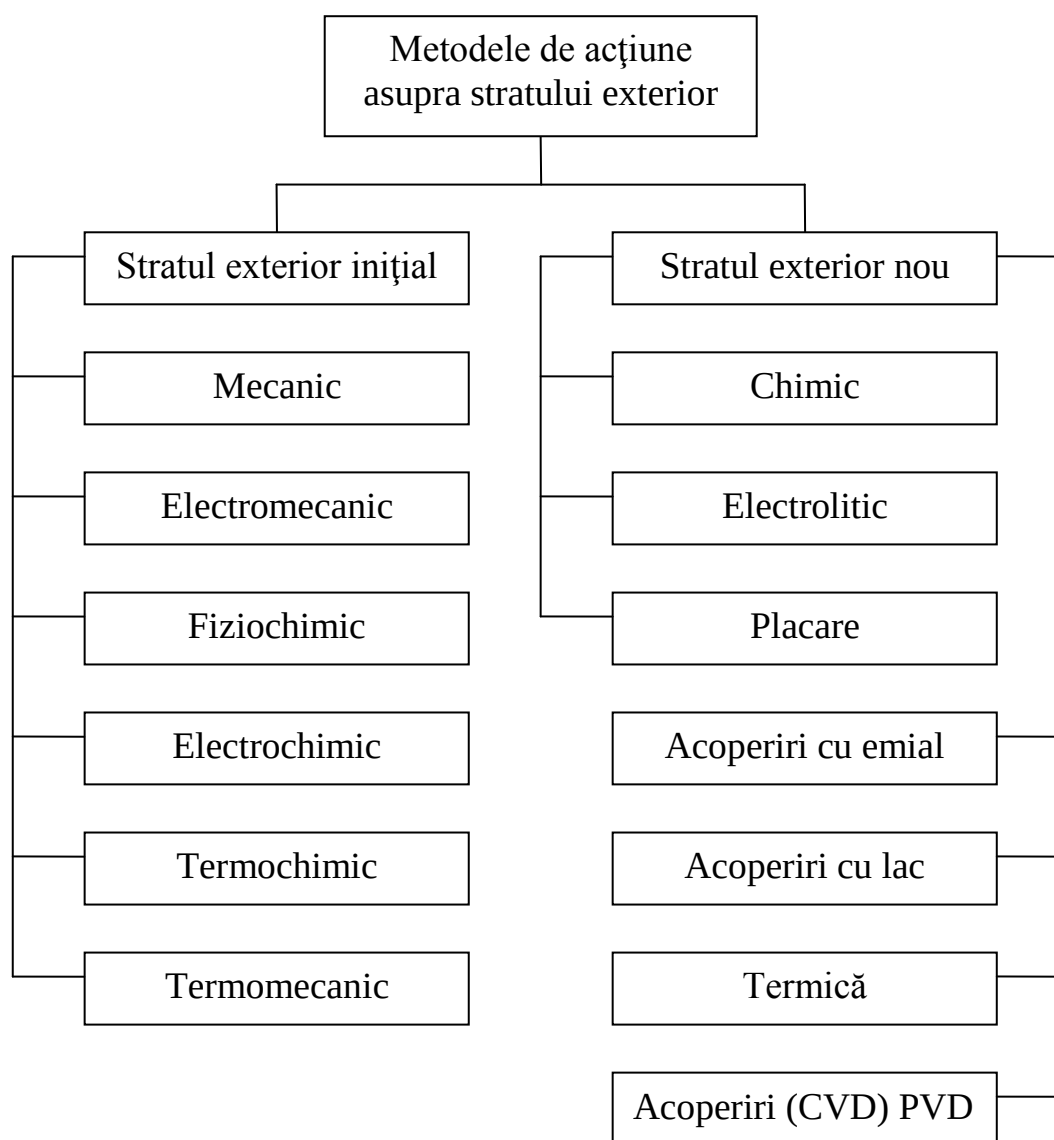


Fig. 1.21. Metodele de formare a stratului exterior cu scopul obținerii proprietăților și caracteristicilor necesare

Modificările structurale care au loc în procesul tratamentului termic provoacă [324], de exemplu, variația lungimii normalei comune a dinților roților dințate (pentru $m = 5$), executate din oțel 12X2H4A supus cementării (în urma deformațiilor), ce constituie 0,03–0,05 mm. Totodată, erorile altor parametri ai roților dințate cresc odată cu micșorarea rigidității construcției roții.

În lucrarea [311] se menționează că la cementare stratul cel mai rezistent la uzură se formează la o adâncime de 0,1 mm de la suprafața piesei. Deoarece adaosul la rectificare, în majoritatea cazurilor, depășește această valoare (atingând 0,3 mm), de multe ori efectul cementării se reduce. Utilizarea rectificării după tratamentul termochimic (TTC) este însoțită de o serie de neajunsuri, care se referă la domeniul de producere. De exemplu, pentru a asigura stratul cementat

necesar într-o piesă care se supune rectificării, creșterea grosimii stratului impune majorarea timpului de cementare (0,1 mm/oră) la 3-5 ore și necesită cheltuieli suplimentare.

Se afirmă că o creștere a rezistenței pieselor la cementare are loc datorită tensiunilor remanente de comprimare în stratul exterior, deoarece limita la oboseală a însuși stratului cementat este foarte joasă, chiar mai joasă de limita la oboseală a miezului metalului. După datele [314], tensiunile maxime de comprimare (36–40 kgf/mm) se află nemijlocit în strat la o adâncime până la 0,6 mm.

În alte studii mai precise se afirmă că în oțelul cementat zona cu valori ale tensiunilor de comprimare se amplasează nu la suprafață, ci la o adâncime de 0,3-0,6 mm [316]. În apropierea suprafeței se observă micșorarea substanțială a tensiunilor remanente de comprimare și chiar trecerea lor în tensiuni de întindere. Totodată, nemijlocit la suprafață (până la o adâncime de 0,1 mm), în oțeluri cementate se observă modificări esențiale de structură: scade brusc conținutul austenitei remanente, se micșorează concentrația carbonului în stare solidă după călire. Aceste neajunsuri modifică simțitor indicii la rezistență ai oțelului cementat.

Astfel, pentru a micșora deformațiile, a forma tensiuni remanente de comprimare și pentru a bloca efectele negative ale TTC, trebuie să includem în procesul tehnologic și operația de netezire cu deformare plastică a stratului superficial, care ar fi o rezervă de majorare a capacității portante [302, 304, 308].

1.8.2. Influența tratamentului de nitrurare

În comparație cu cementarea, nitrurarea asigură o duritate mai înaltă la o valoare mai mică a deformațiilor în procesul prelucrării TTC. Sporirea proprietăților de exploatare a roților dințate se asigură datorită modificării componenței chimice, a durității esențiale (până la HV1200) și a tensiunilor remanente de comprimare (până la 11 kgf/mm). Stratul nitrurat se caracterizează prin proprietăți mecanice foarte joase (până la 0,1 din rezistența miezului) [279]. Ca urmare a valorii foarte mici a stratului ecruizat și a rezistenței foarte joase a miezului, roțile dințate nitrurate sunt foarte sensibile la suprasarcini și la neuniformitatea repartizării sarcinii, fapt care micșorează longevitatea roților dințate de 2÷7 ori. Roțile dințate nitrurate asigură creșterea rezistenței la o rugozitate nu mai joasă de R_a 1,25 μ m. La o rugozitate mai joasă scade rezistența și longevitatea pieselor.

Conform datelor din [394], rectificarea danturii reduce simțitor efectul de durificare obținut la operațiile de TTC și este cauza mai multor efecte negative care duc la deteriorarea dinților. Utilizarea nitrurării permite să se excludă defectele în stratul exterior prin faptul că se realizează după rectificarea danturii, iar roțile dințate nu se mai prelucrează mecanic. Indiferent de faptul dacă stratul superficial are o duritate destul de mare până la HV 850 și tensiuni remanente până la 110

kgf/mm, niturarea nu se utilizează pentru transmisii dințate, care funcționează în condițiile tensiunilor de contact mari, cauza fiind adâncimea stratului durificat termic de până la 0,3. . 0,4 mm.

1.8.3. Influența călirii prin curenți de înaltă frecvență (CÎF)

Rezistența sporită la oboseală în urma călirii prin CÎF se justifică prin faptul că tensiunile remanente se distribuie uniform. Cele menționate sunt valabile pentru piese de formă cilindrică cu tăieturi și creștături înfășurate cu stratul încălzit prin CÎF.

Însă pentru o configurație a piesei mai complicată, de exemplu pentru roțile dințate, sporirea rezistenței la oboseală în mare măsură depinde de raza de curbură lângă piciorul dintelui, marca oțelului, adâncimea stratului etc. La un conținut sporit de carbon în oțel, tensiunile remanente se repartizează neuniform și, ca urmare, crește riscul formării fisurilor [311].

Distribuirea tensiunilor remanente pe grosimea stratului călit al dinților depinde de valoarea modulului. De exemplu, la $m = 5$ mm, razele de curbură lângă piciorul dintelui sunt relativ mici. Acest fapt poate da naștere la apariția tensiunilor remanente de întindere în stratul exterior. A fost stabilit experimental [284] că tratamentul de călire (CÎF), cu ieșirea stratului la baza dintelui, micșorează rezistența la oboseală cu 50% față de călirea în volum al dinților [272]. La roțile cu moduli medii se folosește călirea (CÎF). Ca urmare, dinții obțin plasticitate joasă și o bună tenacitate. În urma acestei prelucrări crește rezistența la contact și rezistența la uzură a flancurilor dinților, însă se micșorează rezistența la oboseală [282]. De aceea, roțile dințate prelucrate prin acest procedeu termic se exploatează în condițiile uzurii intensive și cu sarcini lente.

1.8.4. Influența tratamentului combinat

Există situații în care prelucrarea dată se combină într-o schemă tehnologică unică printr-o deformare plastică (DP) superficială și transformări fazice la prelucrarea termică.

Cercetările [311] demonstrează că stratul superficial după DP și TTC obține o structură mai uniformă și mai favorabilă a martensitei obținute după TTC fără DP și un conținut mai mic de austenită remanentă (de 2-3 ori) în stratul exterior, prelucrate după schema DP + TTC, în comparație cu piesele prelucrate doar cu TTC [308].

O altă metodă de mărire a capacității portante a roților dințate este prelucrarea combinată de TTC cu netezirea flancurilor dinților [223]. În urma netezirii dinților roților dințate prelucrate – cementare, călire și revenire – s-au obținut următoarele caracteristici ale stratului exterior al dinților: valoarea ecruisării a sporit cu 168%, rugozitatea suprafeței s-a micșorat de la $R_z = 20$ μm până la $R_a = 0,68$ μm , tensiunile remanente de comprimare au constituit 64,2 kgf/mm². Rezistența la uzură și la oboseală a sporit față de cele necruisate de 2 și, respectiv, 1,8 ori. La utilizarea netezirii cu DP în

procesul executării roților dințate se exclude operația de rectificare, ceea ce permite o reducere a costului executării acestora.

1.8.5. Prelucrarea electromecanică (PEM)

Autorii lucrării [223], cercetând metoda dată de durcisare a roților dințate din oțel 45 ($m = 2,5$ mm, $z = 20$, $b = 10$ mm), au stabilit că duritatea stratului exterior al dinților după PEM este de 2 ori mai mare decât cea inițială și se întinde pe o adâncime de 0,8–1,3 mm. Stratul ecruisat la suprafața dintelui reprezintă în sine o martensită nestructurată cu o duritate HV 690, rugozitatea suprafeței scade de la $R_z = 20$ μ m până la $R_z = 2$ μ m. Rezultatele cercetărilor experimentale efectuate cu role din oțel 40X demonstrează că, în urma PEM, numărul ciclurilor până la măcinare s-a majorat de 10 ori, în comparație cu rolele nedurcisate. Rezistența roților prelucrate prin PEM din oțel 45, $m = 2$ mm, $z = 80$, nu cedează după rezistență la uzură roților călite până la HRC 46–48. Dar acest tip de prelucrare nu se utilizează la durcirea roților dințate înalt solícitate, care funcționează în condițiile sarcinilor variabile ca sens.

1.8.6. Prelucrarea flancurilor dinților prin deformare plastică (DP)

Se consideră că DP joacă un rol pozitiv la mărirea rezistenței la încovoiere în condițiile de exploatare de contact – ciupire la oboseală. La prelucrarea flancurilor dinților prin deformare plastică crește densitatea dislocării metalului în straturile exterioare, se înrăutățește deplasarea lor, sporește nivelul tensiunilor de comprimare, proces care micșorează apariția și evoluția formării fisurilor de la oboseală [311]. Totodată, suplimentar crește rezistența la oboseală, prin faptul că se reduce rugozitatea suprafeței și se obține o structură texturată de metal.

În [324] s-a propus o instalație pentru DP a dinților de modul mare prin rulare cu 3 role dințate. Ca urmare, stratul ecruisat pe suprafața flancurilor dinților roților dințate ale locomotivei ($m = 10$ mm, $z = 75$, material – oțel 40XH) s-a majorat cu 40–80%, la o adâncime de 2,5–3,5 mm, rugozitatea corespunde R_a 0,63 μ m. Ecrisarea este neîntreruptă pe toată suprafața profilului dintelui, inclusiv în golul dintre dinți; totodată, în fundul dintelui ecrisarea era mai mare decât în vârful dintelui. În stratul ecruisat al metalului apar tensiuni remanente de comprimare de la 90 până la 100 kgf/mm². Această metodă permite să se excludă procesul, puțin productiv, de rectificare a danturii și să se majoreze de 1,8 ori rezistența la oboseală a roților dințate.

În lucrarea [314] se afirmă că rularea cu DP a roților dințate este mai indicată decât șeveruirea. Roțile dințate prelucrate prin procedeul dat se evidențiază printr-o duritate mai înaltă, rezistență la oboseală, uzură și încovoiere mai ridicate și cu o rugozitate mai mică a dinților față de cele prelucrate prin șeveruire. Însă, pe lângă avantaje, acest procedeu are și dezavantaje, și anume:

1. Necesită forțe radiale extrem de mari.
2. Pentru ecrisare pe astfel de instalații sunt acceptabile doar roți foarte rigide.

3. Se cer suprafețe mari de amplasare a utilajului tehnologic.
4. Se ecrusează doar flancul dintelui, fundul dintelui rămâne necruisat.

La rularea la rece a roților dințate, factori semnificativi sunt numărul de rotații și presiunea sculelor, care trebuie să aibă o anumită valoare în funcție de material și diametrul produsului. Depășind un anumit număr de rotații, pentru fiecare tip de piesă obținem efecte negative, cum ar fi: sporește rugozitatea dinților, apare fenomenul de exfoliere a metalului, scade precizia prelucrării. Avantajul acestui procedeu este acela că duritatea crește cu 13%, iar capacitatea portantă este cu 12% mai mare [324].

Cu scopul măririi rezistenței la oboseală a roților dințate, acestea se prelucrează cu un jet de alicie din oțel cu diametrul de 0,8–1,0 mm. Adâncimea stratului ecruisat nu depășește 0,8 mm. Procedul permite a spori duritatea suprafeței, a modifica structura (forma și orientarea granulelor cristaline) și a forma tensiuni remanente de comprimare. În lucrarea [272] se expune informația că, datorită acestui procedeu, durabilitatea crește cu 15-20% [241] sau chiar cu 25–116% [304]. Neajunsurile procedurii sunt la viteze mari ale aliciei; lovitura este rigidă și se răsfânge asupra uniformității ecruisării, apare uzura rapidă a aliciei, se produc zgomote puternice și sunt necesare suprafețe mari pentru amplasarea utilajului.

O variantă a metodei reprezintă prelucrarea cu jet de lichid și alicie. Rezistența aliciei crește față de procedeul expus mai sus, dar după prelucrare piesele trebuie să fie spălate [305].

Institutul Materialelor Extradure [223] a propus o metodă nouă de rulare cu role din carburi metalice. Rezistența la uzură a flancurilor dinților sporește cu cca 30%, sarcina portantă crește cu 20% și se micșorează conținutul de austenită reziduală în stratul exterior al roților.

Uzina de Motoare din Iaroslavl (Rusia) folosește rularea de calibrare la rece. Astfel, se micșorează rugozitatea de două ori (până la R_a 0,63-0,21 μm), se ecrusează stratul exterior, sporește rezistența de contact cu 15–20%, parțial se corectează parametrii geometrici ai dinților.

O firmă germană [101] produce mașini-unelte speciale pentru prelucrarea roților prin deformare plastică, în care se folosesc role de rulare. Aceste mașini sunt complicate după construcție, costisitoare și sunt destinate pentru prelucrarea roților dințate cu modul mic.

Pentru ecruisarea roților dințate se folosește și ștemuirea. Se obțin tensiuni remanente de comprimare destul de înalte și duritatea crește cu 30–50%. Rugozitatea după ștemuire $R_z = 160\text{--}40 \mu\text{m}$ [304, 320].

Au apărut însă și metode noi, cum ar fi barofragmentarea – prelucrarea roților dințate cu presiuni mari de cca 1800-2000 MPa în lichid [304, 320], netezire cu diamant, prelucrarea statico-impulsivă. Procedeele menționate asigură o serie de avantaje: duritatea sporește cu cca 15%, rezistența la coroziune se mărește de 3 ori, crește longevitatea etc.

Toate metodele examinate sunt utile pentru roți de dimensiuni medii și puțin încărcate. Partea cea mai încărcată – curbura de trecere – nu se ecrusează suficient din cauza vitezei maxime a rolei de deformare în această zonă, sau ecrusarea se realizează prin divizarea parțială, care nu are o utilizare largă din cauza productivității.

1.9. Analiza cauzelor de deteriorare a roților dințate

Indiferent de domeniul de utilizare a roților dințate și de condițiile de funcționare, cele mai frecvente metode de distrugere a dinților sunt: uzura, griparea, ruptura la oboseală la baza dintelui și ciupirea de contact [204, 206, 212, 294]. Cauzele principale de distrugere a roților dințate de putere sunt: crăpăturile apărute la baza dintelui – 55%, uzura – 40%, știrbirea dinților – 5% [279]. Vom examina mai amănunțit cauzele principale de deteriorare a dinților roților dințate.

Uzura suprafeței este cauza principală de ieșire din uz înainte de termen a organelor de mașini, a roților dințate folosite în aparatele de zbor și cele de transport feroviar. După datele din lucrările [279, 324, 349], normativele resursei de funcționare a roților de tracțiune a locomotivelor indică 1,8 milioane km de drum parcurs. În realitate, pinionul are 600 mii km, iar roata – 820 mii km. La majoritatea transmisiilor de putere, pinionul se execută din oțel de cementare, cromnichel 12X2N4A, 20XN3A, 20X3MBΦ ș.a. Aceste piese sunt supuse unor tratamente complicate, care constau din cementare, călire și revenire. Acestor oțeluri aliate le sunt caracteristice existența, după călire și revenire, a unei cantități ridicate de austenită remanentă (50–60%), care micșorează duritatea și, ca urmare, și rezistența la uzură.

Se specifică două forme ale uzurii: abrazivă și fără participarea abrazivului, în funcție de distrugerea parțială, în unele condiții, a filmului de ulei dintre suprafețele contactante ale dinților. La aceste condiții putem atribui: calitatea joasă de prelucrare a dinților, viteza sumară de rostogolire insuficientă a profilurilor, proprietățile lubrifiantului, condițiile de funcționare necorespunzătoare. Uzura abrazivă are loc în transmisii deschise, dar este posibilă și în cele închise, dacă în lubrifiant sunt particule tari.

A. Petrusевичi [320] remarcă faptul că uzura este posibilă și în condițiile ungerii hidrodinamice de contact în timpul deformării plastice a unor proeminente ale suprafeței și în cazul formării și îndepărtării peliculelor de oxizi de pe suprafața metalului. Rezistența la uzură a roților dințate puternic solicitate este determinată de duritatea suprafețelor de contact ale dinților. Uzura, ca urmare a deformării plastice, deseori are loc în metale cu o duritate redusă, dar curgerea plastică se observă și în metale cu tratament termochimic.

În lucrarea [314], S. Polevoi susține faptul că pe dinții cu suprafața cementată și tratament termic de călire a roților dințate, în procesul funcționării are loc deformarea plastică a straturilor,

legată de acest fenomen, și modificarea reliefului suprafeței, microdurității și a tensiunilor interioare.

Rezistența la uzură a suprafeței prelucrate prin netezire cu diamant se mărește de 2-3 ori față de cea rectificată și cu 20-40% în comparație cu cea poleită. Ecrisarea uniformă, prealabilă a stratului superficial sporește limita de curgere și majorează rezistența deformării plastice, care are loc la rostogolirea pieselor, fiind una din cauzele micșorării uzurii. Rezultatele cercetărilor experimentale denotă faptul că ecrisarea suprafeței prin deformare plastică este un mijloc sigur de sporire a rezistenței la uzură a pieselor. Uzura după DP a suprafeței față de rectificare se micșorează la oțelul 45 cu 26%, la oțelul 40X – cu 37% [308, 314, 316].

Griparea (pittingul) apare în sectoarele dinților unde are loc alunecarea maximă. Griparea poate fi de intensitate variabilă – de la apariția unor mici zgârieturi până la deteriorarea acestor suprafețe, cauzată de blocarea mecanismului sau de deteriorarea lui. În teoria ungerii hidrodinamice de contact, prezentate de A. Petrusevici [320], cauzele apariției gripării sunt expuse în felul următor. În procesul angrenării dinților conjugați, paralel cu transmiterea sarcinii prin stratul hidrodinamic, o parte din sarcină se transmite prin proeminențele suprafeței. În funcție de condițiile de funcționare (viteză, temperatura în zona de contact, viscozitatea uleiului), grosimea peliculei poate fi mai mică decât suma înălțimilor ambelor profiluri conjugate, ca urmare contactul are loc pe vârfurile mai evidențiate ale profilurilor. Suprafața reală de contact constituie o parte mult mai mică din cea calculată. Ca urmare a presiunilor mari, în locul contactului real, pelicula de ulei este distrusă și are loc transportarea particulelor de pe o suprafață de contact pe alta și, în consecință, pe dinte apar zgârieturi.

În baza analizei în experimente pe role a caracterului contactului dintre suprafețele cu ungere, când are loc frecarea cu rostogolire și alunecare, autorii [320, 321] au ajuns la următoarele concluzii:

1. Rugozitatea inițială a suprafeței supuse ungerii, exploatată în condițiile frecării cu rostogolire și alunecare, nu va influența rezistența suprafeței spre gripare, dacă această suprafață nu se supune rodării.

2. Rezistența suprafeței la deteriorare depinde în general de suprafața vârfurilor neregularităților, caracterizată prin lungimea petei de contact a profilului în direcție axială.

Ruptura la oboseală a dinților este cazul cel mai periculos de deteriorare, deoarece aceasta provoacă ieșirea bruscă din uz a transmisiei dințate.

Se cunoaște că 60-70% din roțile dințate ale mașinilor-unelte sunt respinse ca rebut din cauza rupturilor [272]. În lucrarea [283] sunt examinate diferite cazuri de deteriorări la oboseală: ale

dinților coroanei cu începutul ruperii de la diafragmă, de la butuc etc. Majoritatea defectelor roților dințate au loc ca urmare a tensiunilor remanente de întindere [279].

Una dintre cauzele micșorării rezistenței la oboseală a roților înalt solícitate este distrugerea dintelui în zona polului de angrenare; acest tip de deteriorare apare foarte des la roțile cementate și apoi rectificate. Fisurile inițiale se formează pe suprafața activă, aproximativ în zona polului de angrenare a dintelui.

Cauzele principale ale rezistenței joase a dinților la oboseală este neuniformitatea distribuirii sarcinii pe lățimea dintelui (dereglarea petei de contact), existența tensiunilor remanente de întindere [272, 279, 282, 291, 294, 304, 308, 314, 316, 320].

Rezistența la rupere și oboseală a roților dințate în mare măsură este determinată de starea stratului în fundul dintelui, după datele [279]. În aceleași condiții, urmele lăsate de la prelucrarea mecanică la curbările de trecere micșorează rezistența în mare măsură. Pentru roțile de putere, după rectificarea danturii, rugozitatea transversală se înlătură cu ajutorul unui răzuitor de construcție specială. Indiferent dacă se mărește costul roții, unele uzine efectuează o astfel de operație suplimentară, deoarece modificarea orientării urmelor lăsate de sculă permite sporirea rezistenței dinților până la 45% [279].

Din punctul de vedere al economiei și tehnologiei, materialul pentru roțile dințate trebuie să asigure un complex de proprietăți. Însă, chiar respectând normele stabilite la alegerea materialului și indicii stării stratului superficial (duritate și microstructură), roțile cementate deseori ies din funcțiune din cauza ruperii la oboseală. În momentul de față, în toată literatura utilizată în țară se recomandă duritatea HRC 58-63. În SUA [155, 156, 157], chiar și pentru roți înalt solícitate, se admite duritatea suprafeței dinților HRC 55, fapt care cere reexaminarea influenței durității asupra capacității portante a transmisiei.

Drept măsuri pentru sporirea rezistenței la încovoiere a dinților, în afară de îmbunătățirea formei lor (cu scopul de a micșora tensiunile în secțiunea periculoasă), se utilizează și metode tehnologice care exclud neuniformitatea structurii în stratul superficial, în apropierea secțiunii periculoase. De exemplu, rectificarea fundului dintelui se realizează până la prelucrarea termochimică.

Prelucrarea suprafeței prin DP înlătură tensiunile remanente de întindere în stratul superficial al materialului și le înlocuiește cu cele de comprimare, astfel se justifică creșterea esențială a rezistenței la oboseală după PDP.

Ciupirea (pitingul) de contact. Localizarea deteriorării în stratul exterior este specifică măcinării. Ca efect, deteriorarea se observă ca suma de adâncituri care apar în decursul unui anumit număr de cicluri de încărcare a suprafeței de contact. Măcinarea este posibilă doar la frecarea semilichidă: adânciturile de la ciupire apar neuniform, dar cu deplasare în timp, fapt explicat prin

aceea că rezistența suprafețelor este diferită și tensiunile sunt repartizate neuniform pe suprafața de contact.

Neregularitatea flancurilor dinților provoacă modificări esențiale în tensiunile de contact din stratul exterior, neprevăzute la calculul de contact, care depind nu numai de valoarea absolută a mărimii neregularităților, dar și de profilul și orientarea lor. Mai favorabile sunt rugozitățile transversale, când liniile vin perpendicular pe axa de alunecare.

Sarcina ce corespunde inițierii deformațiilor plastice în neregularități, corespunzătoare și rezistenței de contact a suprafeței cu o anumită rugozitate, poate fi amplificată prin două căi:

1. Mărind duritatea suprafeței.
2. Prin formarea unui microrelief mai favorabil.

Ciupirea de contact pe vârfurile neregularităților este cauza rebutării roților dințate rectificate, executate din oțel aliat 12X2H4A cu duritatea de HRC 61 [279]. Deteriorările tipice ale reductoarelor motoarelor de avion model *AH-20* sunt: ciupirea de suprafață – 90%, crăpături și rupturi ale dinților – 10% [324, 349]. Indiferent dacă dimensiunile defectelor sunt mici, lățimea câmpului deteriorat este destul de impunătoare. Defectele de la ciupirea materialului se orientează de-a lungul liniilor rețelei de rectificare.

Rezultatele cercetărilor la rezistența de contact a probelor rectificate, prelucrate cu PDP [272, 279], relevă faptul că numărul ciclurilor de încărcare până la apariția pittingului pentru oțelul 40X (HRC 45-50) este egală cu 1,00-1,45 și 3,32-3,60 mil. cicluri. La ecruisarea dinților, mai pronunțat se supune deformării stratul exterior al metalului, stare ce influențează foarte mult rezistența la oboseală.

Astfel, calitatea suprafeței roților dințate, obținută în operațiile de finisare, influențează foarte mult capacitatea portantă a transmisiilor dințate.

1.10. Concluzii la capitolul 1

Starea stratului exterior, adâncimea, proprietățile și caracteristicile acestuia depind în mare măsură de materialul piesei (de exemplu, al roții dințate), dar au legătură strânsă și cu precizia și forma acesteia.

Majoritatea roților dințate sunt rectificate după tratamentul termic (TT) sau termochimic și din acest punct de vedere se cere a păstra stratul superficial obținut în aceste etape. După TT este necesar a înlătura stratul exterior deformat, care poate avea o valoare foarte mare, și de acest fapt trebuie să se țină cont la rectificare.

Asupra modificării stării stratului exterior în procesul rectificării, care poate influența caracteristicile geometrice de precizie, are impact și mașina-unealtă. Pe ea apar erori legate de întreg sistemul *mașina-unealtă – dispozitiv – sculă – piesă*: insuficiența rigidității mașinii-unelte, deformațiile termice și valoarea uzurii elementelor ei în urma exploatării etc.

O influență deosebită asupra preciziei prelucrării o are scula (discul abraziv), îndeosebi asupra caracteristicii stratului superficial al dintelui roții dințate, valoarea și caracterul influenței căruia la momentul actual sunt puțin studiate. În același timp, impactul discului rectificator în procesul rectificării depinde nu numai de tipul și dimensiunile granulelor abrazive, structura, liantul și duritatea lor, dar și de parametrii geometrici. Este important faptul că în urma rectificării (cu scule abrazive) se exercită efectul copierii suprafeței de lucru (active) a discului rectificator pe suprafața dintelui roții dințate.

Micșorarea cantității de căldură degajate la rectificare se realizează prin LUR. Dar în cazul dat trebuie determinată calitatea optimă și volumul necesar de LUR în zona de așchiere.

Foarte importantă este cunoașterea regimurilor de așchiere la rectificare; alegerea corespunzătoare a acestora ar permite să obținem precizia geometrică necesară a dinților roților dințate și caracteristicile cerute ale stratului superficial. De aici apare necesitatea de a modifica intenționat calitatea stratului superficial al dinților roților dințate în procesul prelucrării finale la rectificare.

Scopul lucrării constă în elaborarea procedeele tehnologice de generare a profilurilor dinților angrenajelor precesionale cu profil variabil nestandardizat, cu extinderea posibilităților tehnologice de sporire a calității și a preciziei suprafețelor profilate.

Pentru realizarea scopului, au fost trasate următoarele **obiective**:

1. Elaborarea conceptului cinematic al procedeei tehnologic de generare prin rulare a danturilor angrenajelor precesionale cu profil variabil și nestandardizat cu sculă-disc profilată periferic.
2. Elaborarea modelului fizico-matematic al procedeei de generare prin rulare a profilului convex-concav cu sculă-disc cu mișcare sferospațială.
3. Elaborarea modelului fizic de realizare a procedeei de generare a profilului convex-concav cu sculă-disc cu mișcare sferospațială.
4. Determinarea indicilor de calitate a suprafeței prelucrate în funcție de forma conturului periferic al sculei, cinematica mișcărilor sculei și regimurile de rectificare.
5. Determinarea abaterilor geometrice și stabilirea erorilor tehnologice admisibile ale danturilor roților dințate și conformarea lor la normele preciziei cinematice.
6. Identificarea naturii erorilor tehnologice și abaterilor geometrice în funcție de precizia de prelucrare a roților dințate și interdependenței acestora.
7. Elaborarea recomandărilor practice privind asigurarea indicilor de calitate și de precizie ai profilurilor convex-concave variabile ale flancurilor danturilor transmisiilor planetare trecesionale.

2. MECANISMUL FORMĂRII COMPONENTELOR ERORII CINEMATICE A ROȚILOR DINȚATE

2.1. Premisele teoretice

Procesele tehnologice ale execuției roților dințate, pe măsura construcției funcționale și complexității structurale, a schimbului multiplu al bazelor tehnologice ale piesei, conțin un număr important de erori armonice elementare, care, la sumarea lor pe produs, formează erori periodice.

Cercetarea mecanismului formării erorilor pieselor prelucrate, depistarea surselor tehnologice care provoacă astfel de erori, stabilirea legăturii dintre factorii tehnologici și erorile roților dințate pot fi posibile doar în baza unor principii de abordare sistematică, și anume [337]:

- examinarea procesului tehnologic în întregul său, dar și la nivelul unor componente structurale separate;
- evidențierea relațiilor care apar la interacțiunea dintre elementele sistemului tehnologic și a relațiilor dintre sistem și mediu;
- examinarea tuturor proceselor și efectelor care exercită acțiune asupra modificării parametrilor cercetați ai sistemului tehnologic.

Luând în considerație primul principiu pentru rezolvarea obiectivului propus, apare necesitatea examinării variantelor componenței nivelurilor structurale ale procesului tehnologic de danturare (tabelul 2.1).

Caracterul distinctiv al acestor recomandări, caracterizate de generalizarea nivelurilor sistemelor tehnologice [200, 306-319], reprezintă un nivel superior de analiză a fazelor procesului tehnologic. Acesta permite a depista, în funcție de al doilea principiu, legăturile constante sau variabilele în timp și, totodată, oferă posibilitatea examinării procesului tehnologic ca un întreg. În acest mod, traseul tehnologic poate fi examinat nu doar ca sistem, ci și ca subsistem, care face parte dintr-o componentă mai complexă – *sistemul procesului tehnologic*.

Clasificarea prezentată în tabelul 2.1 are o utilizare practică în etapa inițială de determinare și de asigurare a fiabilității sistemelor tehnologice, a operațiilor de danturare. Ar fi rațional să examinăm structura procesului tehnologic în general din una dintre variantele 1–7. Apoi, la examinarea tehnologiei de prelucrare a roților dințate, executate conform variantei procesului tehnologic ales, să se examineze structura acestuia conform uneia dintre variantele 11–16.

Pentru a cerceta mecanismul formării erorilor roților dințate la operațiile evidențiate, fiecare dintre ele ar fi rațional să le prezentăm ca un sistem constituit din următoarele elemente: așezări, poziții, faze și treceri (variantele 17–19).

Tabelul 2.1. Variantele componentei nivelurilor structurale ale procesului tehnologic de danturare

Componenta structurală	Procesul tehnologic	Traseul tehnologic	Operația tehnologică	Așezare	Faze	Treceri
20				sist	subsist	element
19			sist		subsist	elem
18			sist	subsist		elem
17			sist	subsist	element	
16		sist			subsist	elem
15		sist				elem
14		sist			elem	
13		sist	subsist			elem
12		sist	subsist		elem	
11		sist	subsist	elem		
10	sist				subsist	elem
9	sist			subsist		elem
8	sist			subsist	elem	
7	sist		subsist			elem
6	sist		subsist		elem	
5	sist		subsist	elem		
4	sist	subsist				elem
3	sist	subsist			elem	
2	sist	subsist		elem		
1	sist	subsist				

Analiza mecanismului formării erorii cinematice a roților dințate, în corespundere cu al treilea principiu al abordării sistemice, trebuie să fie realizată ținând cont de caracterul lui complex

[251-253, 337 etc.]. Eroarea cinematică a roților dințate, în conformitate cu complexul de verificare [246], poate fi determinată în baza unor indici ca bătaia radială F_{rr} și variația normalei comune F_{vwr} .

Pentru determinarea legității formării componentelor radiale și tangențiale ale erorii cinematice a roților dințate, este mai rațional ca structura lor să fie prezentată în formă de sumă a erorilor geometrice și cinematice, a erorii de formă a coroanei dințate [251-253, 337]. Aceste erori, la rândul lor, pot fi prezentate în forma unor componente elementare, care apar din cauza acțiunii unor surse tehnologice.

Din lucrările [249-253, 337 ș.a.] rezultă că componentele erorilor cinematice ale roților dințate pot fi descrise sub forma unor acțiuni periodice care îndeplinesc condițiile Dirihle. Acestea pot fi prezentate sub forma polinomului trigonometric (șirul Fourier), ce permite înlocuirea curbei empirice cu o sumă de armonici cu frecvențe discrete echidistante:

$$f(x) = \frac{a_0}{2} + \sum_{k=1}^n (a_k \cdot \cos k_\varphi + b_k \cdot \sin k_\varphi), \quad (2.1)$$

unde: $a_0/2$ – membrul constant al șirului (ordonata medie a funcției); k – numărul de ordine al componentei care face parte din eroarea cercetată a roții dințate; n – numărul de componente care se iau în considerație la cercetarea erorii roții dințate; a_k, b_k – coeficienți ai șirului; φ – modificarea discretă a unghiului de rotire a roții dințate (unghiul de pas al amplasării dinților).

Deoarece curbele erorilor roților dințate reprezintă niște funcții expuse prin valori discrete, pentru determinarea caracteristicii șirurilor pot fi utilizate ecuațiile Bessel [218].

Amplitudinea și unghiul de fază al armonicii de ordinul întâi caracterizează componenta periodică a erorii roții dințate și determină parametrii excentricităților (modulele și direcțiile vectorilor) [218]. Totalitatea armonicilor ulterioare reflectă caracterul variației erorii formei coroanei [249-253]. Astfel, prezentarea oscilației lungimii normalei generale și bătaii radiale a coroanei roții dințate în formă de polinoame trigonometrice, în corelație cu metodologia analizei armonice, permite a le exprima prin sume ale componentelor vectoriale [249-253]:

$$F_{vwr} = 2 \cdot \overline{e_w} w + \overline{\Delta_x}, \quad (2.2)$$

$$F_{rr} = 2 \cdot \overline{e_r} r + \overline{\Delta_x}, \quad (2.3)$$

unde: e_w, e_r – valori ale excentricităților cinematice și, respectiv, geometrice ale roții dințate; Δ_w, Δ_r – valori ale erorii formei roții dințate în direcția tangențială și, respectiv, în direcția radială.

Prezentările teoretice, în corelație cu obiectivele prezentate și metodele de cercetare acceptate, pot servi ca bază pentru determinarea legităților acceptate de formarea componentelor erorilor cinematice ale roților dințate la prelucrarea operațiilor în baza metodei de rulare liberă.

2.2. Analiza mecanismului formării componentelor erorii cinematice a roților dințate la frezarea danturii

Erorile elementare armonice, caracteristice sistemelor tehnologice ale frezării danturii, pot fi împărțite în 4 categorii [337]:

- *erori radiale*, caracterizate prin modificarea distanței radiale dintre semifabricat și sculă;
- *erori tangențiale*, caracterizate prin abaterea rulării sculei și roții dințate sau prin imprecizia divizării;
- *erori axiale*, caracterizate prin dereglarea preciziei deplasării sculei de-a lungul axei roții dințate;
- *erori de generare a suprafeței de lucru a sculei*, caracterizate prin imprecizia sculei proiectate, executate sau ascuțite.

Ultimele două tipuri de erori nu acționează semnificativ asupra formării erorii cinematice a roții dințate [337] și pot fi excluse din examinarea ulterioară.

Conform schemelor tipice de așezare a roților dințate în dispozitivele ce folosesc un element rigid de centrare (figura. 2.1), asupra valorii erorilor radiale ale roții dințate la danturare au influență nemijlocită eroarea amplasării bazei de așezare a roții dințate, eroarea bazei de orientare, eroarea de centrare a dispozitivului față de axa de rotire a mesei mașinii-unelte și eroarea jocului în angrenajul transmisiei melcate („plutirea mesei”) [337].

Valoarea excentricității geometrice se calculează în baza caracterului vectorial al componentelor erorilor prin relația:

$$\bar{e}_r = \bar{e}_c + \bar{e}_b + \bar{e}_{p.m.l}, \quad (2.4)$$

unde: $\bar{e}_c$ – vectorul erorii de centrare a roții dințate; $\bar{e}_b$ – vectorul excentricității poziției dispozitivului față de axa de rotire a mesei mașinii-unelte la prelucrare; $\bar{e}_{p.m.l}$ – vectorul erorii periodice al mașinii-unelte („plutirea mesei”) în direcție longitudinală.

Eroarea de centrare a roții dințate se formează din cauza jocului dintre dorn și diametrul de așezare a roții dințate și depinde de precizia de execuție a acestora [253, 338, 337]. Valoarea maximă a acestei valori poate fi determinată cu ajutorul relației:

$$e_{c_{\max}} = 0,5 \cdot S_{\max} = 0,5(T_g + T_{disp} + S_{\min}), \quad (2.5)$$

unde: $S_{\max}$, $S_{\min}$ – valoarea maximă și, respectiv, valoarea minimă a jocului dintre alezajul roții dințate și dorn; T_{ds} , T_g – toleranța la diametrul elementului de centrare al dispozitivului și, respectiv, toleranța la gaura roții dințate [244, 246].

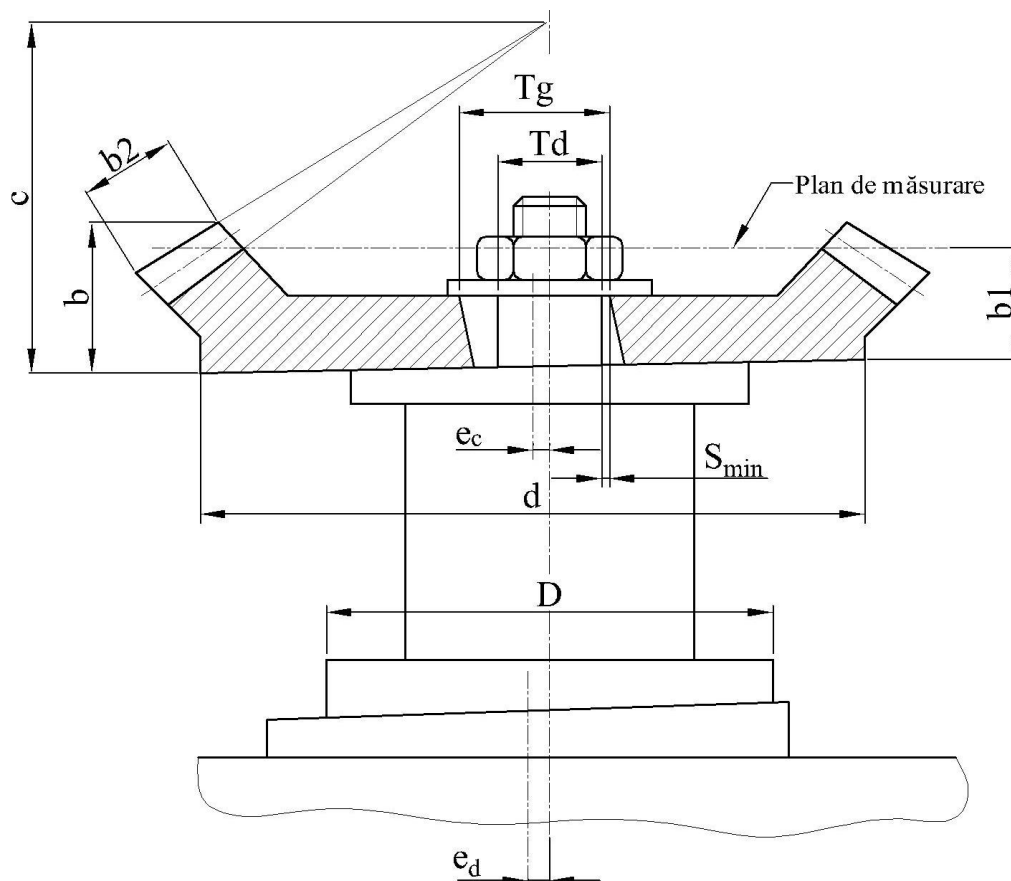


Fig. 2.1. Schema de așezare a semifabricatului pe un dorn rigid
la operația de frezare a danturii

Eroarea reglării dispozitivului F_r , determinată de apariția excentricității e_b , se acceptă în limita toleranței indicate în documentația normativă la bătaia radială a elementului de centrare față de axa de rotire a mesei mașinii-unelte. În producția de serie, F_{as} este o eroare întâmplătoare, care variază în anumite limite [300]. Pentru dispozitive cu dornuri rigide se recomandă acceptarea unei valori a toleranței de cel mult $\frac{1}{4}$ din valoarea toleranței de la bătaia radială a roții dințate danturate [277].

Valoarea excentricității geometrice este influențată de eroarea periodică de „plutire a mesei”, prin care se subînțelege valoarea modificării armonice a abaterii centrului mesei față de axa vârfurilor mașinii-unelte [337]. Într-un caz comun, plutirea mesei (figura 2.2) mașinii-unelte provoacă abateri radiale e_r și, respectiv, tangențiale e_t ; legătura dintre ele poate fi descrisă prin relația 2.6:

$$\bar{e}_r = \bar{e}_t \cdot \operatorname{tg} \varphi, \quad (2.6)$$

unde: φ – unghiul orientării planului de plutire a mesei față de direcția vectorului excentricității geometrice.

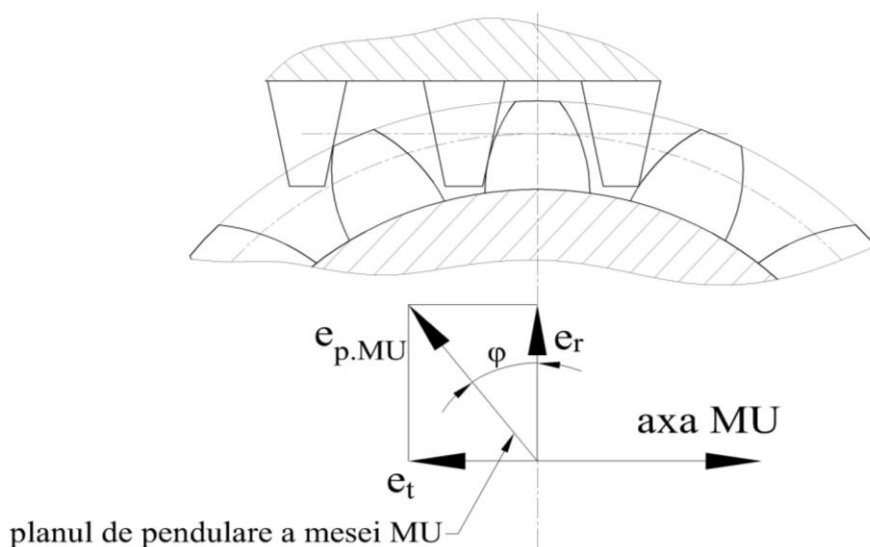


Fig. 2.2. Schema de formare a componentelor de deplasare
a mesei: radială și tangentială

Valoarea erorii periodice a plutirii mesei, în planul transversal, se indică cu toleranța continuității poziției axei de rotire a mesei mașinii-unelte T_{rm} , deoarece direcția plutirii mesei mașinii-unelte se poate situa de la 0 până la π , conform legii probabilității egale.

Așadar, în conformitate cu cele expuse mai sus, relația (2.4) poate fi prezentată în felul următor:

$$e_{t\max} = 0.5(T_{disp} + T_p + S_{\min}) + \frac{F_{b.r.}}{4} + T_{rm}, \quad (2.7)$$

unde: $F_{b.r.}$ – toleranța la bătaia radială a roții dințate [213].

Expresia (2.7) reprezintă suma tuturor erorilor radiale ce pot apărea și permite să fie calculată eroarea maximă posibilă în timpul prelucrării semifabricatului. Aceasta poate fi reprezentată și grafic (figura. 2.3).

Valori minime ale erorii se obțin în cazul în care acestea se compensează reciproc. Însă, în realitate, acest caz este extrem de rar (3%) și poate fi atribuit, în conformitate cu cele prezentate în [246], principiului imposibilității practice, deoarece acest eveniment nu poate avea loc.

Valoarea așteptată a excentricității geometrice, la valori numerice cunoscute și unghiuri de fază ale erorilor vectoriale, poate fi prezentată prin calcul sau pe cale grafică. În figura 2.4 este dat modelul grafic de formare a excentricității geometrice a roții dințate la operația de frezare a danturii. Valoarea așteptată a erorii e_r poate fi determinată prin metoda grafoanalitică, în baza sumării consecutive a componentelor erorilor vectoriale:

$$e_r = e_c \cdot e_{p.m.u.} \cdot e_d \cdot \cos(\alpha_{p.m.u.} - \alpha_c) \cdot \cos(\alpha_b + \alpha_c - \alpha_{p.m.u.}), \quad (2.8)$$

unde: α_c , $\alpha_{p.m.u.}$, α_b – unghiuri de fază ale componentelor erorilor vectoriale ale excentricității roților dințate (figura 2.4).

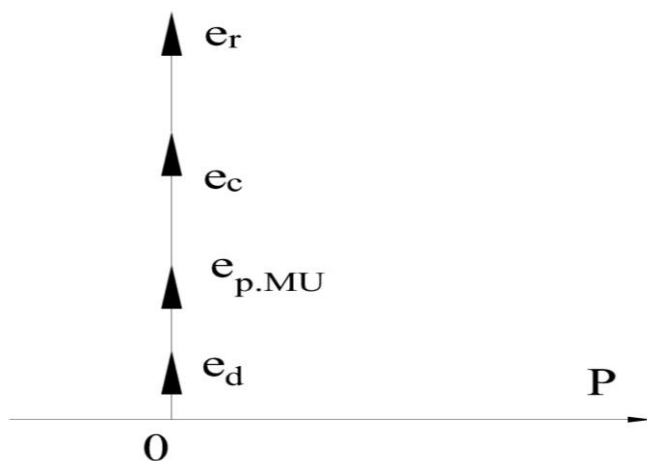


Fig. 2.3. Modelul grafic de formare a valorii maxime a excentricității geometrice a roții dințate la operația de frezare a danturii

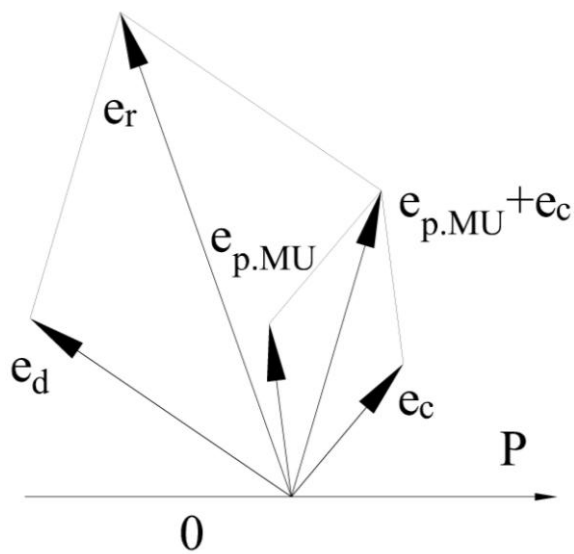


Fig. 2.4. Modelul grafic de formare a excentricității geometrice a roții dințate la operația de frezare a danturii

Însă, obținerea datelor măsurării erorilor radiale ale roților dințate – unghiuri de fază ale componentelor erorilor vectoriale – nu este posibilă [246, 252]. Nu se permite stabilirea valorii unghiulare de fază a vectorului și metodele matematice de cercetare, de exemplu metoda analizei armonice. Fiind provocate de unele surse tehnologice, componentele erorilor radiale ale roților dințate au aceeași perioadă de măsurare.

Valoarea geometrică a excentricității suferă modificări esențiale în urma influenței amplasării suprafeței frontale de bază a piesei [220, 253]. Provoacă dezaxarea axei roții dințate în dispozitiv, ea, într-o anumită măsură, micșorează jocul dintre gaură și elementul de orientare al dispozitivului. Ca urmare, poate să se modifice precizia de centrare a roții prelucrate.

Eroarea amplasării suprafeței frontale a piesei se compune din eroarea de execuție și eroarea suprafeței de așezare a elementelor dispozitivului, care, la rândul său, este limitată de cerințele tehnice ale documentației normative [247, 248] prin toleranța la bătaia frontală a elementelor de așezare $T_{b.f.disp.}$. Astfel, valoarea maximă a erorii de amplasare a suprafeței frontale a piesei poate fi determinată prin relația:

$$F_{b.f.\max} = T_{b.f.p} + T_{b.f.disp}, \quad (2.9)$$

unde: $T_{b.f.p}$ – toleranța la bătaia frontală a roții dințate [247, 248].

Valoarea maximă a modificării jocului, în corespundere cu schema de așezare a roții prelucrate (figura 2.1), se descrie prin dependența:

$$\Delta S_{\max} = \frac{b \cdot F_{b.f.\max}}{d} = \frac{b \cdot (T_{b.f.p.} + T_{b.f.disp.})}{d}, \quad (2.10)$$

unde: b – lățimea roții dințate; d – diametrul butucului.

Ținând cont de corecțiile de mai sus, expresia (2.7) va avea forma următoare:

$$e_{r_{\max}} = 0,5 \cdot \left(T_p + T_{disp} + S_{\min} - \frac{b \cdot (T_{t.d.} + T_{t.pr.})}{d} \right) + \frac{F_r}{4} + T_{n.c.} \quad (2.11)$$

Din analiza prezentată a mecanismului formării excentricității geometrice la operația de frezare a danturii, când orientarea semifabricatului se realizează pe dorn rigid, se observă că structura componentei erorii radiale a roții dințate este complexă, deoarece se formează în urma acțiunii mai multor factori întâmplători atât ca valoare, cât și ca direcție (formula (2.4)).

Proprietăți analogice are și cea de-a doua componentă structurală a bătaii radiale – eroarea de formă a coroanei dințate, apărută ca urmare a: impreciziei amplasării suprafeței frontale a roții dințate, rigidității insuficiente a sistemului tehnologic, acțiunii mediului extern, precum și a altor factori [247, 248].

Imprecizia amplasării suprafeței frontale de bază a roții dințate $F_{s.f.b.}$ se descrie prin a doua armonică a componentei polinomului trigonometric [247, 248]. Asupra valorii date a erorii, în afară de componentele dependenței (2.9), are influență și bătaia frontală a mesei mașinii-unelte:

$$F_{s.f.b.\max} = T_{b.f.p.} + T_{b.f.disp.} + T_{t.b.f.m-u.}, \quad (2.12)$$

unde: $T_{t.b.f.m-u.}$ – toleranța bătaii frontale a suprafeței mesei mașinii-unelte [246, 248].

Influența negativă sau pozitivă a condițiilor de amplasare a roții dințate, care apare din cauza erorii suprafeței de așezare a acesteia, conduce la apariția erorii de formă a coroanei dințate în formă de ovalitate [247, 248].

Valoarea maximă a erorii formei roții dințate de la imprecizia amplasării suprafeței frontale în planul de măsurare a bătaii radiale, analogică cu dependența (2.10), poate fi calculată prin relația:

$$\Delta_{r1\max} = \frac{(b - b_1) \cdot (T_{b.f.p.} + T_{b.f.disp.} + \frac{d \cdot T_{t.b.f.m-u.}}{D})}{d}, \quad (2.13)$$

unde: b_1 – distanța de la suprafața frontală a roții dințate până la planul de măsurare F_{rr} ; D – diametrul bazei de așezare a dispozitivului.

Alte componente structurale ale erorii de formă a coroanei dințate sunt o sumă a armonicilor de ordinul al 3-lea și ulterioare ale polinomului trigonometric. O influență deosebită asupra valorii

erorii radiale a formei coroanei dințate, conform datelor obținute în lucrările [247, 248], o are eroarea ce provoacă modificarea în procesul de prelucrare a componentei radiale a forței de așchiere ΔP_y cu frecvența deplasării dinților roții dințate, formând perioada $\frac{2 \cdot \pi}{z}$. În acest caz, valoarea erorii cercetate se determină cu abaterea maximă a distanței dintre sculă și piesă, care depinde de rigiditatea sistemului tehnologic:

$$\Delta_{r_2} = \delta_{c.e.s.} + \delta_{c.e.p.} = \frac{\Delta P_{y \max}}{J_{s.t.}}, \quad (2.14)$$

unde: $\delta_{c.e.s.}$, $\delta_{c.e.p.}$ – cedarea elastică a mecanismelor sculei și, respectiv, a piesei în direcția radială [272]; $J_{s.t.}$ – rigiditatea sistemului tehnologic [248].

În condițiile de fabricație, pentru a determina valoarea erorii date, la verificarea mașinii-unelte în concordanță cu normele de precizie, conform [246, 248], este prevăzută testarea mașinii-unelte la rigiditate. Această testare permite a stabili deformația axului pe care este așezată freza în planul longitudinal față de masa mașinii sub sarcină. Valoarea erorii date se indică în documentația tehnică normativă (actul de verificare a utilajului la livrare), toleranța la deplasarea axului pe care se instalează freza $T_{p.l.}$ [246].

Celelalte componente structurale ale erorii radiale de formă a coroanei dințate, deoarece au valori reduse [321], vor fi determinate în ansamblul lor:

$$\Delta_{r_{\infty}} = \sum_{i=3}^{\infty} |\Delta_{ri}|. \quad (2.15)$$

Valoarea acestei erori depinde de mai mulți factori tehnologici, și anume: vibrații la prelucrare provocate de tocirea sau eroarea sculei; neuniformitatea proprietăților fizico-mecanice ale metalului semifabricatului; defecte provocate de tratamentul termic; influența mediului exterior (componenta LUR, variații de temperatură, poluarea aerului ș.a.) [272].

Această eroare a roții dințate are o valoare neesențială în urma acțiunii factorilor tehnologici prezenți (conform datelor lucrărilor [337], este de la 3% până la 5%); complexitatea determinării experimentale permite excluderea lor din examinarea ulterioară.

Deoarece eroarea formei roții dințate este suma unei mulțimi de armonici [252, 253] și, corespunzător, nu posedă proprietăți evidențiate de faze pentru determinarea valorii-sumă a erorii de formă a roții dințate, la operația de frezare a danturii putem aplica adunarea componentelor ei:

$$\Delta_{r \max} = 2\Delta_{r1} + \Delta_{r1} + \Delta_{r\infty} = 2 \left[\frac{(b-b_1) \cdot \left(\frac{d \cdot T_{b.f.p.}}{D} + T_{t.b.m-u.} + T_{b.f.disp.} \right)}{d} \right] + T_{p.l.} + \Delta_{r\infty}. \quad (2.16)$$

Caracteristica rigidității utilajului este o valoare destul de stabilă în timp, iar eroarea suprafeței frontale a roții dințate este limitată de toleranțele tehnologice. De aceea, pentru roți dințate prelucrate pe un utilaj concret, eroarea radială de formă a roții dințate va constitui o abatere sistematică și poate fi măsurată prin metode experimentale [207].

Valoarea bății radiale a roții dințate, la frezarea danturii, corespunde valorii sale maxime. Ținând cont de cele expuse până acum, vom obține expresia:

$$F_{rt \max}^I = 2e_r^I + \Delta_r^I = 2 \left[0,5 \left(T_p + T_{disp} + S_{\min} - \frac{b \cdot (T_{b.f.p.} + T_{b.f.disp.})}{d} \right) + \frac{F_r}{4} + T_{n.c.} \right] + 2 \left[\frac{(b-b_1) \left(\frac{d \cdot T_{b.f.p.}}{D} + T_{t.b.m-u.} + T_{b.f.disp.} \right)}{d} \right] + T_{p.l} + \Delta_{r\infty} \quad (2.17)$$

unde I – indexul atribuit pentru operația tehnologică de frezare a danturii.

Paralel cu erorile radiale ale roții dințate, la operația de frezare a danturii se formează și cele tangențiale, în particular – variația liniei de angrenare.

Cauza apariției excentricității cinematice o reprezintă erorile provocate de „plutirea mesei” în planul transversal și excentricitatea geometrică a roții de divizare a mesei mașinii-unelte (figura 2.5):

$$\bar{e}_w = \bar{e}_{r.d.} + \bar{e}_{p.m.p.t.}, \quad (2.18)$$

unde: $\bar{e}_{r.d.}$ – vectorul erorii tangențiale, provocat de excentricitatea geometrică a roții de divizare a mesei mașinii-unelte; $\bar{e}_{p.m.p.t.}$ – vectorul erorii periodice de „plutire a mesei” mașinii-unelte în plan transversal.

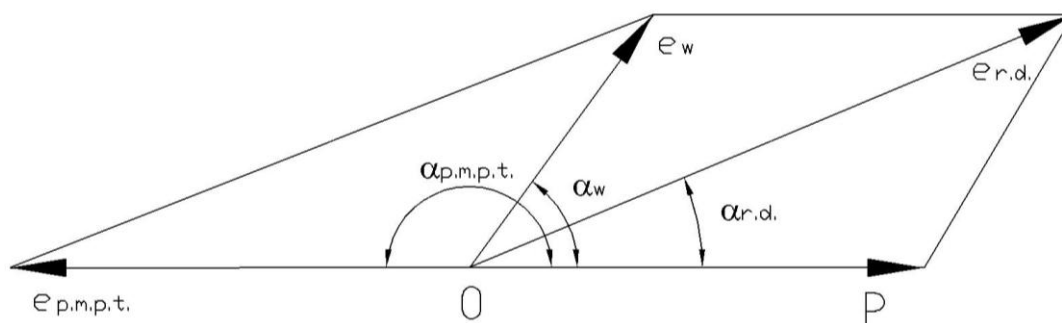


Fig. 2.5. Modelul grafic de formare a excentricității cinematice a roții dințate la operația tehnologică de frezare a danturii

Din lucrarea [337] reiese că eroarea roții de divizare a mașinii-unelte provoacă o rotire suplimentară a semifabricatului în procesul frezării danturii, ca urmare a schimbării vitezei

unghiulare de rotire a roții, formând o eroare cinematică ce se transmite roții danturate în formă de abateri:

$$e_{r.d.} = e_{r_{d.k.}} \cdot \frac{r_{c.r.d.}}{r_{r.d.}} = \frac{\Delta\varphi_{r.d.}'' \cdot r_{c.r.d.}}{206}, \quad (2.19)$$

unde: $e_{r_{d.k.}}$ – bătaia radială a roții de divizare a mașinii-unelte; $r_{c.r.d.}$ – raza circumferinței de bază a roții danturate; $r_{r.d.}$ – raza circumferinței de divizare a roții mecanismului lanțului de divizare a mașinii-unelte; $\Delta\varphi_{r.d.}''$ – eroarea cinematică a roții de divizare a mașinii-unelte în secunde unghiulare.

Eroarea cinematică a perechii melcate finale a mașinii-unelte este normalizată prin toleranța erorii periodice a lanțului cinematic dintre masa mașinii-unelte și axul pe care este instalată freza $T_{c.r.m.}$ [246].

Eroarea periodică de „plutire a mesei” mașinii-unelte în planul transversal, analogic cu eroarea dată în planul longitudinal, se limitează cu toleranța la poziția constantă de rotire a axei mesei $T_{r.m.}$ [246].

Astfel, valoarea maximă a excentricității cinematice poate fi determinată cu ajutorul expresiei:

$$e_{w.max} = \frac{T_{c.r.m.} \cdot r_{c.r.d.}}{206} T_{r.m.} \quad (2.20)$$

A doua componentă structurală a oscilației lungimii normalei comune este determinată de o mulțime de factori tehnologici întâmplători [272]: particularitățile constructive ale utilajului tehnologic; rigiditatea sistemului tehnologic; parametrii sculei de generare a danturii etc.

O influență deosebită asupra valorii erorii tangențiale de formă a roții dințate o exercită oscilația apărută în procesul de prelucrare a componentei tangențiale a forței de așchiere ΔP_x [207]:

$$\Delta_w = \frac{\Delta P_{x.max}}{j_c}, \quad (2.21)$$

unde j_c – rigiditatea de torsiune a mesei mașinii-unelte.

Această valoare se indică în actul de primire a utilajului (pașaportul tehnic al mașinii-unelte). Conform [246], toleranța la deplasarea axului pe care stă freza în planul transversal al mesei mașinii-unelte $T_{d.p.t.}$ se verifică experimental la verificarea rigidității mașinii [207].

La sursele tehnologice care determină componentele structurale ulterioare ale erorii tangențiale de formă a roții dințate se adaugă erorile ciclice ale elementelor intermediare ale lanțului cinematic al mașinii-unelte de danturat și erorile ciclice provocate de un complex de abateri, cum ar fi: imprecizia melcului și a roții, freze-melc cu mai multe începuturi [337].

Se remarcă faptul că utilajul tehnologic permite reducerea semnificativă a erorilor menționate ale sistemului de danturare, datorită creșterii raportului de transmitere a perechii melcate finale și a numărului de dinți ai roții de divizare [337]. Scula, de regulă, are nu mai mult de două începuturi. În corespundere cu aceasta, erorile provocate de aceste surse pot fi apreciate în ansamblul lor.

Ca urmare a celor expuse mai sus, relația finală pentru determinarea valorii maxime a erorii tangențiale a formei roții dințate va fi:

$$\Delta_{w\max} = T_{d.p.t.} + \Delta_{w\infty} . \quad (2.22)$$

Ținând cont de dependențele (2.21) și (2.22), formula determinării valorii maxime a componentei cinematice tangențiale a erorii roții dințate, care apare la prelucrare, poate fi prezentată astfel:

$$F_{vwr\max}^I = 2 \cdot e_w^1 + \Delta_w^1 = 2 \cdot \left(\frac{T_{c.r.m.} \cdot r_{c.r.d.}}{206} + T_{r.m.} \right) + T_{d.p.t.} + \Delta_{w\infty} . \quad (2.23)$$

Conform datelor [272], pentru piesele prelucrate pe o singură mașină-unealtă, variația lungimii normalei comune va fi o valoare constantă și, corespunzător, poate servi ca un indice al preciziei cinematice a utilajului de danturare.

Actualmente, în practica danturării au o utilizare largă dispozitivele cu dornuri extensibile. La folosirea unui astfel de echipament, gaura centrală a roții dințate va constitui o bază dublă de ghidare [129, 297], ceea ce permite excluderea influenței bătăii frontale și a jocului în ansamblul roții dințate și dorn de la precizia prelucrării la operația de danturare.

Totuși, și aceste dispozitive au în baza lor un contact nemijlocit între elementele dispozitivului și gaura roții dințate, ce provoacă formarea excentricității geometrice a axei roții, din cauza erorii forme suprafeței de bazare. În afară de aceasta, echipamentul cu elementele de centrare extensibile posedă și erori proprii de centrare, care pentru diferite tipuri de dispozitive poate varia de la 5 până la 100 μm [129, 297].

Influența erorii de formă a găurii roții dințate asupra preciziei centrării fără joc a semifabricatului este analogică influenței jocului la bazarea lor pe un dorn rigid [129, 297]:

$$e_{f\max} = 0,5 \cdot \Delta_f = 0,5 \cdot T_{c.g.r.}, \quad (2.24)$$

unde: $e_{f\max}$ – valoarea maximă a excentricității roții dințate de la imprecizia găurii; Δ_f – eroarea forme găurii de așezare a roții dințate; $T_{c.g.r.}$ – toleranța circularității găurii roții dințate [129, 246, 297].

Expresia (2.17) pentru dispozitivele cu elemente de centrare extensibile are forma:

$$F_{rr\max}^I = 2 \cdot \left(e_{c.d.ex.} + \frac{T_{c.g.r.}}{2} + T_{r.m.} + \frac{F_r}{4} \right) + 2 \cdot \left(\frac{B \cdot T_{t.b.f.m-u.}}{D} \right) T_{d.p.t.} + \Delta_{r\infty}, \quad (2.25)$$

unde: $e_{c.d.ex.}$ – eroarea proprie de centrare a roții dințate în dispozitivul cu dorn extensibil (tabelul 2.2) [129, 246, 297]; B – valoarea consolei piesei.

Tabelul 2.2. Caracteristica preciziei de așezare a semifabricatului

Metoda de așezare	Relația de calcul	Valoarea coeficienților
Pe dorn extensibil	$e_{c.d.ex} = a_i \sqrt{T_0 \cdot (1 + 0,01 \cdot B)}$	$a_1 = 0,12$; $a_2 = 0,09$; $a_3 = 0,06$
Pe dorn cu hidroplast	$e_{c.d.ex} = 0,04 \sqrt{T_0 \cdot (1 + 0,01 \cdot B)}$	
Între vârfuri	$e_{c.d.ex} = a_i \sqrt{T_0} + b_i \cdot L$	$a_1 = 0,06$; $b_1 = 0,00005$ $a_2 = 0,0018$; $b_2 = 0,000015$ $a_3 = 0,0009$; $b_2 = 0,000007$

Notă. $a_1, a_2, a_3, b_1, b_2, b_3$, – coeficienți empirici, în ordinea creșterii preciziei de așezare; L – lungimea totală a piesei.

Astfel, cercetările efectuate permit depistarea cauzelor formării componentelor erorii cinematice a roților dințate la operația tehnologică de frezare a danturii. Utilizând dependențele obținute după caracteristica de precizie a mașinii-unelte, echipament, bazele tehnologice ale semifabricatului, putem determina foarte precis valorile cele mai extreme ale erorilor roții dințate.

2.3. Analiza mecanismului formării componentei erorii cinematice a roților dințate la operația tehnologică de șeveruire

În procesul de prelucrare a semifabricatelor, la operația tehnologică de șeveruire, când folosim ca element de așezare un dorn extensibil, roata dințată va avea două excentricități geometrice: una obținută în urma operației de danturare și una formată la bazare, înainte de șeveruire [129, 246, 297].

Deoarece ca bază principală la șeveruire servește gaura semifabricatului, excentricitatea geometrică inițială nu poate influența simțitor asupra preciziei de centrare a roții dințate la operația dată. În valoarea bății radiale a roții dințate se include doar o parte a excentricității geometrice inițiale, și anume cea rămasă neînălăturată din cauza rigidității insuficiente a sistemului tehnologic. Ca urmare a trecerii multiple la operația de șeveruire și având un caracter rapid de prelucrare a dinților cu muchii așchietoare ale sculei, ponderea influenței ei în eroarea cinematică totală o putem considera foarte mică [129, 246, 297].

Această concluzie este corectă și pentru eroarea de formă a roții dințate. Fiind erori locale ale dinților, acestea se înlătură doar parțial din componența erorii ciclice [129, 246, 297, etc.].

Legătura dintre eroarea danturii roții frezate și a celei șeveruite poate fi apreciată cu ajutorul indicilor eredității tehnologice [272, 246]:

$$k = \frac{F_{0(i)}}{F_{(i-1)}}, \quad (2.26)$$

unde: $F_{0(i)}$, $F_{(i-1)}$ – valorile erorii inițiale și, respectiv, ale celei remanente ale roții dințate la operația tehnologică i și, respectiv, $i-1$.

Valoarea înlăturării erorilor inițiale depinde de rigiditatea sistemului tehnologic [337] și este corespunzătoare unei valori constante. Pentru un sistem tehnologic concret de danturare, valoarea coeficienților eredității tehnologice poate fi determinată pe cale experimentală, operând cu nivelul rigidității elementelor acestuia [272].

A doua componentă a excentricității geometrice, care apare ca urmare a influenței erorii de așezare la operația de șeveruire, se determină prin factorii analogici ai sistemului, determinați la cercetarea operației tehnologice de danturare.

Pentru echipamentul cu elemente de centrare rigide se poate scrie:

$$e_{r \max} = e_c + e_{c.e.} = 0,5 \cdot \left[(T_p + T_{disp.f.}) + S_{\min} - \frac{b \cdot (T_{t.d.} + T_{t.pr.f.})}{d} \right] + T_{b.r.d.}; \quad (2.27)$$

pentru echipament cu elemente de centrare extensibile relația va fi:

$$e_{r \max} = e_c + e_{c.e.} + e_{c.d.ex.} = e_{c.d.ex.} + 0,5 \cdot T_{c.g.r.} + T_{b.r.d.}, \quad (2.28)$$

unde: $e_{c.e.}$ – excentricitatea provocată de bătaia radială a elementelor de centrare a dornului; $T_{disp.f.}$ – toleranța la diametrul de centrare a dornului [246]; $T_{t.pr.f.}$ – toleranța la bătaia frontală a elementului de așezare a dornului [244, 246]; $T_{b.r.d.}$ – toleranța la bătaia radială a dornului strâns între vârfuri [247, 248].

În formulele date, în loc de excentricitatea așezării dispozitivului și eroarea periodică a „plutirii mesei” mașinii-unelte, se ia în considerație excentricitatea provocată de bătaia elementului de centrare a dornului, caracteristică prelucrării dintre vârfuri.

Astfel, dependența determinării valorii maxime a bătaii radiale a roții dințate, la operația de șeveruire, de factorii tehnologici posibili la așezare pe un dorn rigid și extensibil poate fi determinată în modul următor:

• pentru echipamentul cu elemente de centrare rigide:

$$F_{r \max}'' = 2 \cdot \left\{ \left[0,5 \cdot (T_p + T_{disp.f.}) + S_{\min} - \frac{b \cdot (T_{t.d.} + T_{t.pr.f.})}{d} + T_{b.r.d.} \right] \cdot (1 - k_r'') + e_r' \cdot k_r'' \right\} + \Delta_r' \cdot k_{\Delta}'' \quad (2.29)$$

• pentru echipament cu elemente de centrare extensibile:

$$F_{rr_{\max}}'' = 2 \cdot \left[(e_{c.d.ex.} + 0,5 \cdot T_{c.g.r.} + T_{b.r.d.}) \cdot (1 - k_r'') + e_r^I \cdot k_r'' \right] + \Delta_r^I \cdot k_{\Delta}'' , \quad (2.30)$$

unde: k_r'' , k_{Δ}'' – coeficienții eredității tehnologice a operației de șeveruire; elementul $(1 - k_r'')$ determină valoarea excentricității geometrice remanente a roții dințate, formate ca urmare a influenței erorii de așezare a roții dințate la operația de șeveruire.

Pentru determinarea valorii excentricității cinematice a roții dințate, autorul lucrării [337] a demonstrat dependența teoretică dintre eroarea radială și cea tangențială la prelucrare prin metoda rulării libere [246]:

$$e_w = 2 \cdot e_r \cdot \sin \alpha , \quad (2.31)$$

unde α este unghiul profilului roții dințate.

Însă expresia (2.31) nu exprimă, în măsura cuvenită, mecanismul formării erorii care există la operația tehnologică de șeveruire.

Componentele excentricității geometrice sunt valori întâmplătoare, ca urmare a caracterului vectorial și din cauza lipsei legăturilor operaționale și a factorilor care le provoacă, determină caracterul întâmplător al excentricității geometrice sumare, care este cauza modificării erorilor tangențiale ale roții dințate la șeveruire. Ca urmare, expresia (2.31), ținând cont de caracterul vectorial al excentricității geometrice la prima operație, adunat cu cel format la operația de șeveruire sau parțial eliminat, poate avea forma următoare:

$$\bar{e}_w = 2 \cdot (\bar{e}_r^I + \bar{e}_r'') \cdot (1 - k_r'') \cdot \sin \alpha \quad (2.32)$$

Specificul metodei rulării libere rezidă în posibilitatea micșorării erorilor tangențiale acumulate ale roții dințate [246, 337]. De aceea, valoarea inițială a excentricității cinematice se va păstra integral după realizarea operației tehnologice de șeveruire. Această eroare este o valoare vectorială, care se va aduna la eroarea formată la operația cercetată (figura 2.6), și, în corespundere cu relația (2.32), poate fi prezentată în formă finală (2.33):

$$\bar{e}_w'' = \bar{e}_w^I + 2 \cdot (\bar{e}_r^I + \bar{e}_r'') \cdot (1 - k_r'') \cdot \sin \alpha . \quad (2.33)$$

Valoarea totală a componentei erorii cinematice tangențiale a roților dințate (variația lungimii normalei comune) include și eroarea de formă în direcția tangențială a roții:

$$F_{vwr}'' = 2 \cdot \left[\bar{e}_r^I + 2 \cdot (\bar{e}_r^I + \bar{e}_r'') \cdot \sin \alpha (1 - k_r'') \right] + \Delta_w^I \cdot k_{\Delta}'' . \quad (2.34)$$

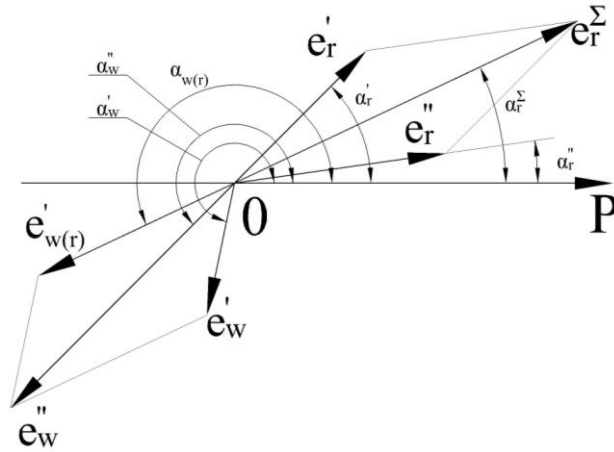


Fig. 2.6. Modelul grafic de formare a excentricității cinematice a roții dințate la operația tehnologică de șeveruire

Valoarea minimă a variației lungimii normalei comune are loc în cazul în care se compensează reciproc excentricitățile geometrice (inițială și cea formată la operația tehnologică de șeveruire) aflate în fază opusă (figura 2.7):

$$F_{vwr \min} = 2 \cdot e_w^I + \Delta_w^I \cdot k_{\Delta}^I. \quad (2.35)$$

Valoarea maximă a variației lungimii normalei comune se determină prin adunarea aritmetică a componentelor, când unghiurile inițiale de fază sunt egale între ele (figura 2.8):

$$F_{vwr}^I = 2 \cdot [e_w^I + 2 \cdot (e_r^I + e_r^II) \cdot \sin \alpha (1 - k_r^II)] + \Delta_w^I \cdot k_{\Delta}^I. \quad (2.36)$$

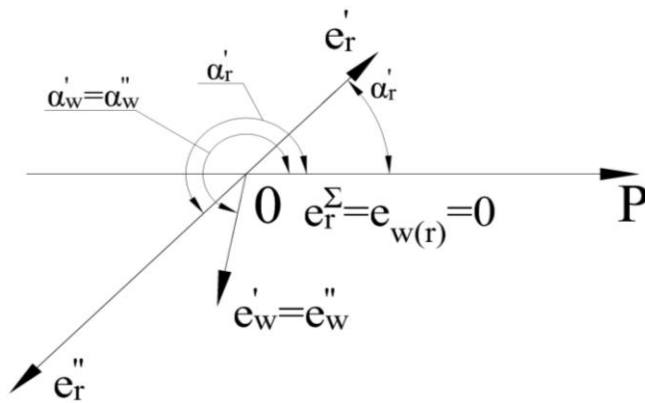


Fig. 2.7. Modelul grafic de formare a valorii minime a excentricității cinematice a roții dințate la operația tehnologică de șeveruire

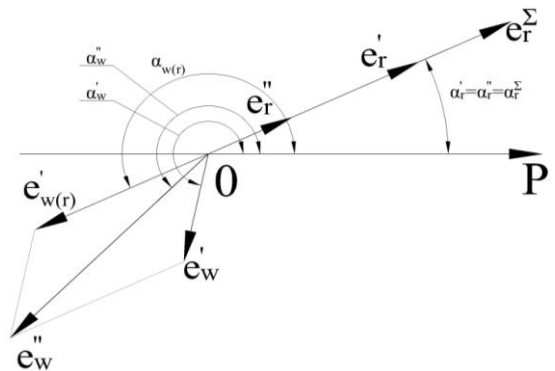


Fig. 2.8. Modelul grafic de formare a valorii maxime a excentricității cinematice a roții dințate la operația tehnologică de șeveruire

Astfel, erorile roților dințate, conform normelor preciziei cinematice la operația de prelucrare prin șeveruire, se formează ca rezultat al unui mecanism vectorial complicat de interacțiune a componentelor erorii inițiale și a celor formate la această operație.

Următoarea etapă de prelucrare este durificarea termochimică, realizată cu scopul de a obține roți dințate cu indici de exploatare sporți.

2.4. Analiza mecanismului formării componentelor erorii cinematice a roților dințate la operația tehnologică de durificare termochimică

În urma tratamentului termochimic (TTC), roților dințate li se asigură creșteri ale fiabilității de exploatare a transmisiilor dințate înalt solicitate sau de viteză [220]. Sporirea fiabilității se realizează prin corelarea stratului superficial durificat al suprafețelor active ale dinților cu miezul moale al acestora [316-319]. Urmărind creșterea fiabilității dinților roților prin TTC, acest lucru se poate răsfrânge negativ asupra nivelului fiabilității tehnologice a roților dințate, micșorând precizia prelucrării pieselor [220].

Tratamentul termic este cauza dereglării complexe a formei geometrice și a preciziei dimensionale a roților dințate, obținute la operațiile mecanice precedente [319]. Ca urmare a transformării structurale și de fază a materialului piesei și a deformațiilor termice ale acestuia, au loc modificări dimensionale, de formă și de poziționare reciprocă. Valoarea și caracterul deformațiilor termice sunt determinate de: construcția piesei, tehnologia mecanică precedentă, tratamentul termic, caracteristica materialului semifabricatului, precum și de o serie de alți factori [248, 318-3,19].

Analiza datelor din literatura de specialitate [220, 253, 316-319] permite a evidenția legitățile modificării componentelor erorii cinematice radiale și tangențiale conform TTC. Modificarea formei roții dințate și a găurii de bază, care este bază constructivă și tehnologică, este cauza formării excentricității geometrice. Totodată, deformarea roții dințate provoacă formarea erorilor suplimentare de formă.

Asupra valorii erorii componente cinematice radiale a roții dințate are o influență negativă considerabilă neuniformitatea modificărilor de formă ale elementelor constructive separate, care apar ca urmare a formării tensiunilor de suprafață în stratul exterior al roții [272]. Existența unei forme mai complexe a roții dințate față de forma găurii centrale a roții determină valoarea mai mare a deformării [48].

Modificarea poziției relative a dinților roții dințate conform durificării lor este cauza majorării variației lungimii normalei comune a roților, a căror secțiune, în conformitate cu TTC, are forma apropiată de elipsă [319]. Acest fapt poate fi justificat prin aceea că majoritatea

componentelor erorii date sunt determinate doar de poziția relativă a dinților și nu au nicio legătură cu alte elemente constructive ale roții. În concordanță cu acest fapt, orice modificare a dimensiunilor radiale ale roții la tratamentul termic provoacă modificarea erorilor tangențiale ale formei acesteia [316].

Rezultatele cercetărilor formării componentelor erorilor cinematice ale roților dințate tratate termic și șeveruite sunt expuse mai pe larg în lucrările [220, 246]. Conținutul acestor lucrări este axat pe determinarea raportului valorii erorilor radiale și tangențiale ale roților dințate, care au loc conform TTC. În lucrările menționate a fost cercetat și un caz concret de formare a erorilor, în care nu se ia în considerație influența însumată a bății radiale a găurii centrale deformate și a coroanei roții dințate. Totodată, autorii lucrării [246] au cercetat doar o porțiune a roții dințate, însă, conform [220], acest lucru este insuficient pentru a da o apreciere calitativă a erorilor cercetate.

Astfel, apare necesitatea de a efectua cercetări teoretice suplimentare ale mecanismului formării componentelor erorilor cinematice radiale și tangențiale ale roților dințate tratate termic și șeveruite, ținând cont de datele existente în literatura de specialitate [246, 248].

În figura 2.9, convențional sunt prezentate proiecțiile roții dințate precise, precum și deformate în urma TTC. Centrul sistemului de coordonate coincide cu centrele geometrice ale proiecțiilor roților dințate [246]. Modificarea formei circumferinței coroanei provoacă, la rândul ei, modificări ale distanțelor radiale și tangențiale dintre dinți.

Determinarea sectoarelor caracteristice de amplasare a valorilor extreme ale erorilor roții dințate poate fi realizată prin aflarea valorilor corespunzătoare ale unghiului de fază pe perimetrul elipsei, prin calculul primei derivate de la dependența [246]:

$$|\bar{\rho}_h| = \frac{P}{1 + f \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} - \psi_h\right)}, \quad (2.37)$$

unde: $|\bar{\rho}_h|$ – valoarea curentă a razei vectorului de amplasare a punctului h ; h – consecutivitatea punctelor care compun conturul elipsei; P – parametrul focal; f – excentricitatea elipsei; ψ – valoarea curentă a unghiului de fază central de amplasare a punctului h .

Rezultatele acestor transformări sunt valorile de fază (pas) consecutive ale unghiului sectoarelor pe perimetrul elipsei [220]:

$$\psi_{ex.q.} = \frac{\pi}{2}, \quad (2.38)$$

unde q – numărul de ordine al sectorului examinat.

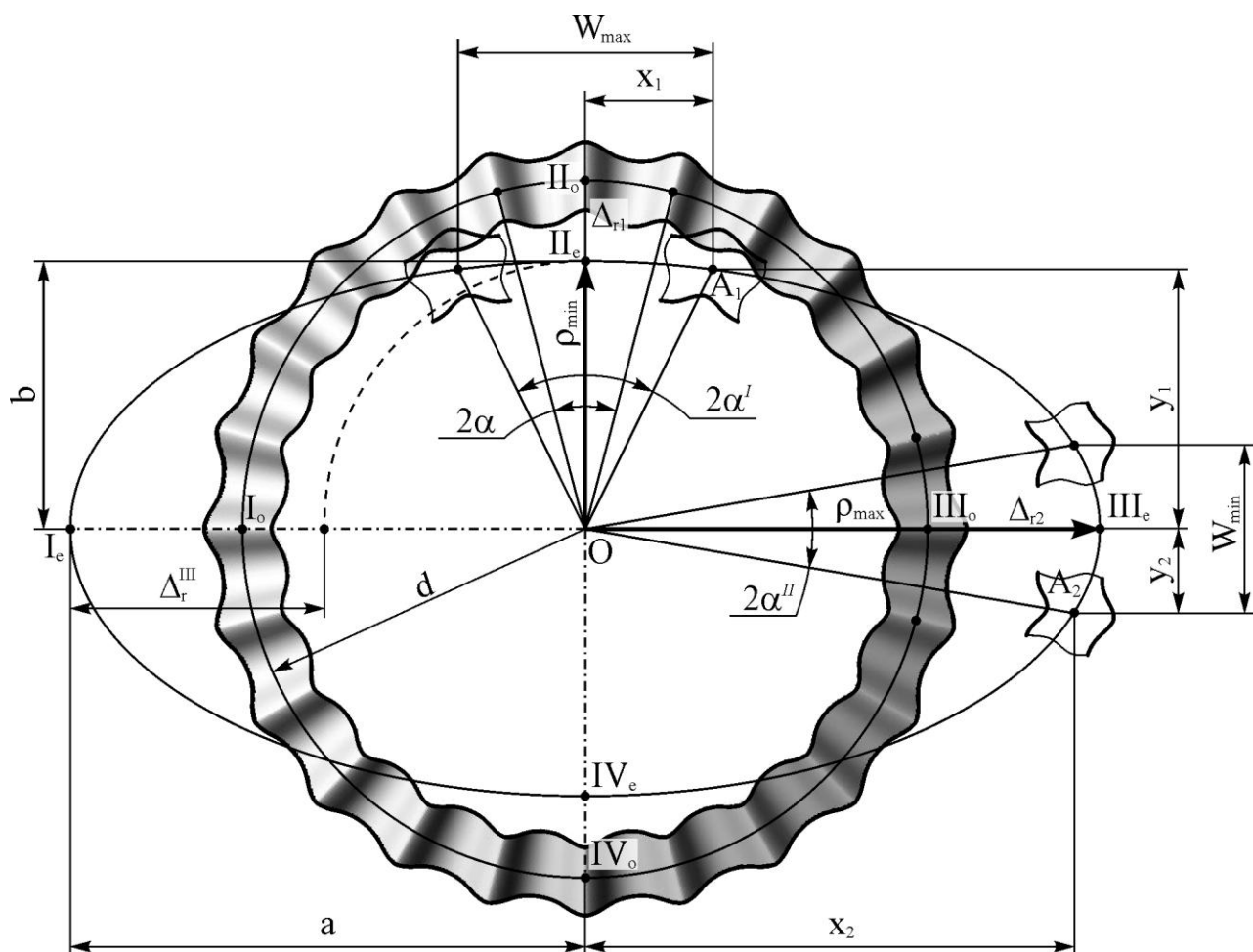


Fig. 2.9. Formarea componentelor radiale și tangențiale ale erorii cinematice a roților dințate la operația tehnologică de TTC

Numărul posibil al sectoarelor caracteristice, care pot lua valori extreme ale erorilor în urma deformării roții dințate în formă de elipsă, dacă ne bazăm pe analiza dependenței (2.38), nu depășește patru ($q_{\Sigma} = 4$). Sectoarele respective sunt amplasate în punctele de intersecție ale arcurilor elipsei cu axele lui: punctele I–IV, peste 90° (figura 2.9).

Condiția de admitere a corectitudinii formei elipsoidale a roții dințate tratate termic [220], la valori concrete ale erorilor F_{rr}^{III} și F_{vwr}^{III} , permite a se examina câte două sectoare caracteristice, amplasate unul față de altul peste un unghi $\psi_{ex.} = 90^\circ$, în punctele de intersecție a semiaxelor mică și mare ale arcului elipsei.

Ținând cont de formula (2.38), valorile minimă și maximă ale deformațiilor roții dințate, formate în urma TTC și calculate în funcție de dependențele [220], pot fi prezentate sub formele:

$$\rho_{\min} = b = \frac{1}{2} \cdot d - \Delta_{rI}; \quad (2.39)$$

$$\rho_{\max} = a = \frac{1}{2} \cdot d - \Delta_{rII}, \quad (2.40)$$

unde: b , a – semiaxele mare și mică ale elipsei; d – diametrul de divizare al circumferinței roții dințate nedeformate; Δ_{r1} , Δ_{r2} – valoarea deformațiilor circumferințelor roților dințate ce permite determinarea valorii erorii radiale prin relația:

$$\Delta_r^{III} = \rho_{\max} - \rho_{\min} = \Delta_{r1} + \Delta_{r2}. \quad (2.41)$$

Deformarea roții dințate din formă cilindrică în formă de elipsă este cauza modificării distanței dintre dinți, cuprinse într-o lungime a normalei comune.

Valoarea datelor măsurării poate fi exprimată prin abscisele și ordonatele punctelor A_1 și A_2 , care sunt amplasate pe părțile laterale ale dinților (figura 2.9):

$$W_{\max} = 2 \cdot x_1; \quad (2.42)$$

$$W_{\min} = 2 \cdot y_2. \quad (2.43)$$

Abscisele și ordonatele ce corespund valorilor maxime și minime ale componentei tangențiale modificate a erorii roții dințate pot fi determinate cu ajutorul dependențelor obținute prin transformarea egalității canonice a elipsei:

$$x_1 = \sqrt{\frac{a^2(b^2 - y_1^2)}{b^2}}; \quad (2.44)$$

$$y_2 = \sqrt{\frac{b^2(a^2 - x_2^2)}{a^2}}. \quad (2.45)$$

Valoarea componentei dependențelor date poate fi determinată cu ajutorul formulelor:

$$b = \frac{d}{2} - \Delta_{r1}; \quad (2.46)$$

$$a = \frac{d}{2} - \Delta_{r2}. \quad (2.47)$$

Ținând cont de unele valori ale deformațiilor nu prea mari [102, 103, 246], ordonatele și abscisele punctelor A_1 și A_2 corespunzătoare vor fi egale:

$$y_1 = \left(\frac{d}{2} - \Delta_{r1} \right) \cdot \cos \alpha; \quad (2.48)$$

$$x_2 = \left(\frac{d}{2} - \Delta_{r2} \right) \cdot \cos \alpha. \quad (2.49)$$

Transformările dependențelor (2.44) și (2.45), ținând cont de (2.46) și (2.47), permit să se obțină expresia distanței modificate dintre dinții roții pe sectoarele examinate:

$$W_{\max} = 2 \cdot \sin \alpha \cdot \left(\frac{d}{2} + \Delta_{r2} \right); \quad (2.50)$$

$$W_{\min} = 2 \cdot \sin \alpha \cdot \left(\frac{d}{2} - \Delta_{r1} \right), \quad (2.51)$$

care determină valoarea variației lungimii normalei comune ce apare la TTC:

$$F_{vwr} W_{\max} - W_{\min} = 2 \cdot \sin \alpha \cdot (\Delta_{r1} + \Delta_{r2}) = 2 \cdot \sin \alpha \cdot \Delta_r^{\text{III}} \quad (2.52)$$

Interacțiunea comună a deformării formei roții dințate și a găurii centrale a semifabricatului prelucrat determină apariția excentricității geometrice e_A [102, 103], provoacă modificarea suplimentară a valorii bății radiale a roții dințate tratate termic, dependența determinării valorii maxime, a cărei expresie poate fi reprezentată prin următoarea formă:

$$F_{rr\max} = 2 \cdot e_A + \Delta_r^{\text{III}}. \quad (2.53)$$

Interacțiunea reciprocă a componentelor cinematice radiale și tangențiale ale erorii roților dințate, formate la operația TTC, cu erorile corespunzătoare ale operațiilor tehnologice precedente determină valorile sumate ale erorilor cercetate. Valorile maxime pot fi determinate cu ajutorul dependențelor:

$$F_{rr\max}^{\text{III}} = 2 \cdot (e_r^{\text{II}} + e_A) + (\Delta_r^{\text{II}} + \Delta_r^{\text{III}}); \quad (2.54)$$

$$F_{rw\max}^{\text{III}} = 2 \cdot e_r^{\text{II}} + (2 \cdot \Delta_r^{\text{III}} \cdot \sin \alpha + \Delta_w^{\text{II}}). \quad (2.55)$$

Dependențele obținute (2.54) și (2.55) corelează cu datele teoretice din exemplul [102, 103] și exprimă totalmente caracterul modificării componentelor erorilor cinematice radiale și tangențiale ale roților dințate, apărute în urma TTC [102, 103].

Operația tehnologică de rectificare a găurii centrale, care constituie baza constructivă și tehnologică, conform schemei tipice de execuție a roților dințate, este următoarea etapă de prelucrare.

2.5. Analiza mecanismului formării componentei radiale a erorii cinematice a roților dințate la operația tehnologică de rectificare interioară

Scopul realizării operației tehnologice de rectificare a găurii centrale constă în micșorarea componentei erorii cinematice radiale, acumulate la operațiile mecanice și TTC precedente ale roților dințate [272, 316-319].

Valoarea minimă a bății radiale se asigură prin contopirea axelor conturului de divizare (circumferinței medii de determinare a erorii radiale) și circumferinței de rotire a axului mașinii-unelte. Apariția erorii de bazare, formate ca urmare a specificului metodei de bazare în mandrină [129, 297], denotă faptul că unirea totală a acestor axe este imposibilă.

Eroarea bazării semifabricatului prelucrat este [246]:

$$e_b = \frac{2 \cdot \Delta_r}{U}, \quad (2.56)$$

unde U – numărul elementelor de centrare (bile, role, sectoare ale dispozitivului de rectificare).

Simultan cu bătaia radială a axului principal al mașini-unelte e_c [20, 23, 27, 127, 128] și valoarea excentricității elementelor de centrare $e_{disp.}$, se determină eroarea de centrare a roții dințate la operația tehnologică de rectificare interioară (figura 2.10):

$$\bar{e}_t = \bar{e}_b + \bar{e}_{disp} + \bar{e}_c. \quad (2.57)$$

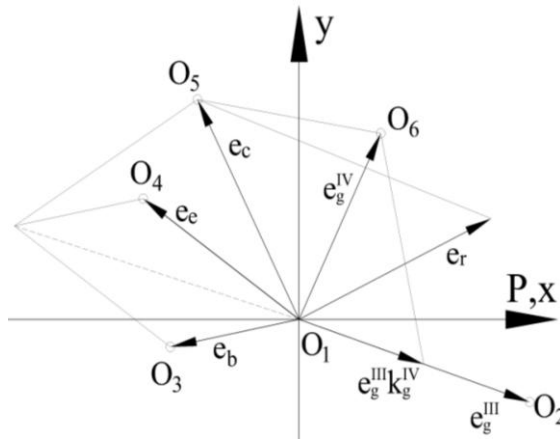


Fig. 2.10. Schema formării excentricității geometrice a roții dințate la operația de rectificare a găurii centrale:

Notă. O_1 – centrul circumferinței medii (axa de rotire la prelucrare); O_2 – centrul găurii centrale până la operația de rectificare interioară; O_3 – centrul real al profilului roții; O_4 – centrul bacurilor dispozitivului; O_5 – axa roții dințate de la eroarea de fixare; O_6 – axa roții dințate după prelucrarea găurii.

Interacțiunea erorii complexe, determinate de centrare cu excentricitatea excentricității geometrice rămase, calculate cu ajutorul coeficientului eredității tehnologice (formula (2.26) de la condițiile de prelucrare (insuficiența rigidității sistemului tehnologic, variația forței de așchiere, a temperaturii), determină valoarea excentricității geometrice a roții dințate formate după rectificarea găurii centrale (figura 2.10).

Valoarea maximă a excentricității geometrice, operând cu toleranțele componentelor erorii, va avea forma:

$$e_{r_{max}} = T_{disp} + T_{t.r.} + \frac{2\Delta_r^{III}}{U} + k_r^{IV} \cdot e_r^{III}, \quad (2.58)$$

unde: T_{disp} – toleranța bătaii fălcilor dispozitivului [218, 246]; $T_{t.r.}$ – toleranța radială a bătaii axului principal al mașinii-unelte [220]; k_r^{IV} – coeficientul eredității tehnologice la operația tehnologică de rectificare interioară.

Lipsa în dependența (2.58) a componentei care provoacă o eroare a amplasării suprafeței frontale a roții dințate, și anume caracteristice prelucrării roților (punctul 2.2), poate fi explicată prin faptul că aceasta are o influență minoră asupra erorii de execuție a roții la operația de rectificare interioară [246, 253].

La rectificarea găurii centrale a roții dințate, piesa, fiind supusă prelucrării mecanice, își păstrează eroarea de formă obținută la operațiile precedente care, în ansamblu cu valoarea excentricității geometrice, determină bătaia radială a roții dințate după rectificarea găurii:

$$F_{rr\max}^{IV} = 2 \cdot \left(T_{disp} + T_{t.r.} + \frac{2 \cdot \Delta_r^{III}}{U} + k_r^{IV} \cdot e_r^{III} \right) + \Delta_r^{III} . \quad (2.59)$$

Componenta tangențială a erorii cinematice a roților dințate, care la această operație nu suportă modificări esențiale, nu a fost supusă analizei.

Operația finală tehnologică de prelucrare mecanică a roții dințate este honuirea danturii.

2.6. Analiza mecanismului formării componentelor erorii cinematice a roților dințate la operația tehnologică de honuire a danturii

Honuirea danturii este o operație înalt productivă de netezire a dinților roților tratate termic sau chimico-termic [20, 23, 27, 127, 128, 202, 209, 272, 289, 316-319].

La honuirea danturii se înlătură defectele mici, muchiile ascuțite, arsurile și alte defecte ale stratului superficial. Deoarece se înlătură un strat de metal foarte mic (de la 10 până la 20 μm la lungimea normalei comune), operația de honuire nu are o influență semnificativă asupra valorii componentelor erorii cinematice a roților dințate, ea fiind cauza eredității erorilor inițiale totale tehnologice [246].

Etapa finală a analizei mecanismelor formării erorilor roții dințate, care apar în urma cercetării procesului tehnologic de danturare, este determinarea unor indici ai preciziei cinematice de prelucrare, a legităților de bază și a acțiunii lor la trecerea de la o operație la alta.

2.7. Analiza legităților formării erorilor roților dințate conform normelor preciziei cinematice la operațiile de prelucrare mecanică

Prezentarea complexă a erorilor roților dințate conform normelor preciziei cinematice permite determinarea indicilor care apar la operațiile tehnologice separate. Această procedură

conduce la simplificarea determinării fiabilității sistemului tehnologic de danturare, în funcție de parametrii calității de execuție, și la stabilirea căilor optime de obținere a acestora.

Legitățile formării componentelor erorii cinematice a roților dințate pot fi prezentate în formă de structură schematică desfășurată (figura 2.11), ce reflectă mecanismul lor de apariție, al redistribuirii și al eredității tehnologice.

Procesul tehnologic de danturare, în concordanță cu cele menționate mai sus (punctele 2.2–2.6), convențional, poate fi divizat în mai multe etape caracteristice, care au o direcție stabilă și bine determinată. În prima etapă sunt executate suprafețele de bazare, cu scopul obținerii preciziei necesare a găurii centrale și a suprafeței frontale a semifabricatului prelucrat [249-253, 272, 316, ș.a.].

Astfel, analiza efectuată a mecanismului formării erorilor permite stabilirea indicilor principali, conform normelor preciziei cinematice, la operațiile etapei a doua a procesului de danturare: bătaia radială la operația de frezare a danturii și variația lungimii normalei comune la operațiile de șeveruire sau de rectificare de degroșare.

Din analiza mecanismului apariției variației lungimii comune a normalei roților dințate (vezi punctele 2.2, și 2.3) reiese că componentele ei structurale se formează în baza unor mecanisme complexe de interacțiune ale surselor tehnologice.

Factorii ce determină componenta cinematică a excentricității roților dințate în etapa a doua de prelucrare sunt eroarea inițială cinematică tangențială $\mathbf{e}_w^I$ și eroarea provocată de redistribuirea excentricităților geometrice a roților dințate danturate $\mathbf{e}_r^I$ și formate în urma realizării operațiilor tehnologice de șeveruire sau de rectificare de degroșare $\mathbf{e}_r^{II}$.

Eroarea tangențială de formă a roții dințate Δ_w^{II} , apărută ca urmare a influenței mecanismului eredității tehnologice a erorii inițiale $\mathbf{e}_w^I$, constituie până la 20% din valoarea variației lungimii normalei comune a roții, fapt care permite a neglija această valoare a componentei la calcule orientative ale fiabilității operațiilor din etapa a doua a procesului tehnologic [220].

Componentele complexe ale bătaii radiale ale roții dințate (excentricitatea geometrică și eroarea radială de formă) au proprietatea de a se micșora în urma operațiilor tehnologice șeveruire sau rectificare de degroșare [246], ceea ce permite de a exclude din examinare componenta radială a erorii cinematice la aprecierea fiabilității operațiilor tehnologice menționate mai sus.

Astfel, analiza efectuată a mecanismului formării erorilor permite de a stabili indicii principali după normele preciziei cinematice la operațiile etapei a doua a procesului de danturare:

bătaia radială la operația de frezare a danturii și variația lungimii normalei comune la operațiile de severuire sau rectificare de degroșare.

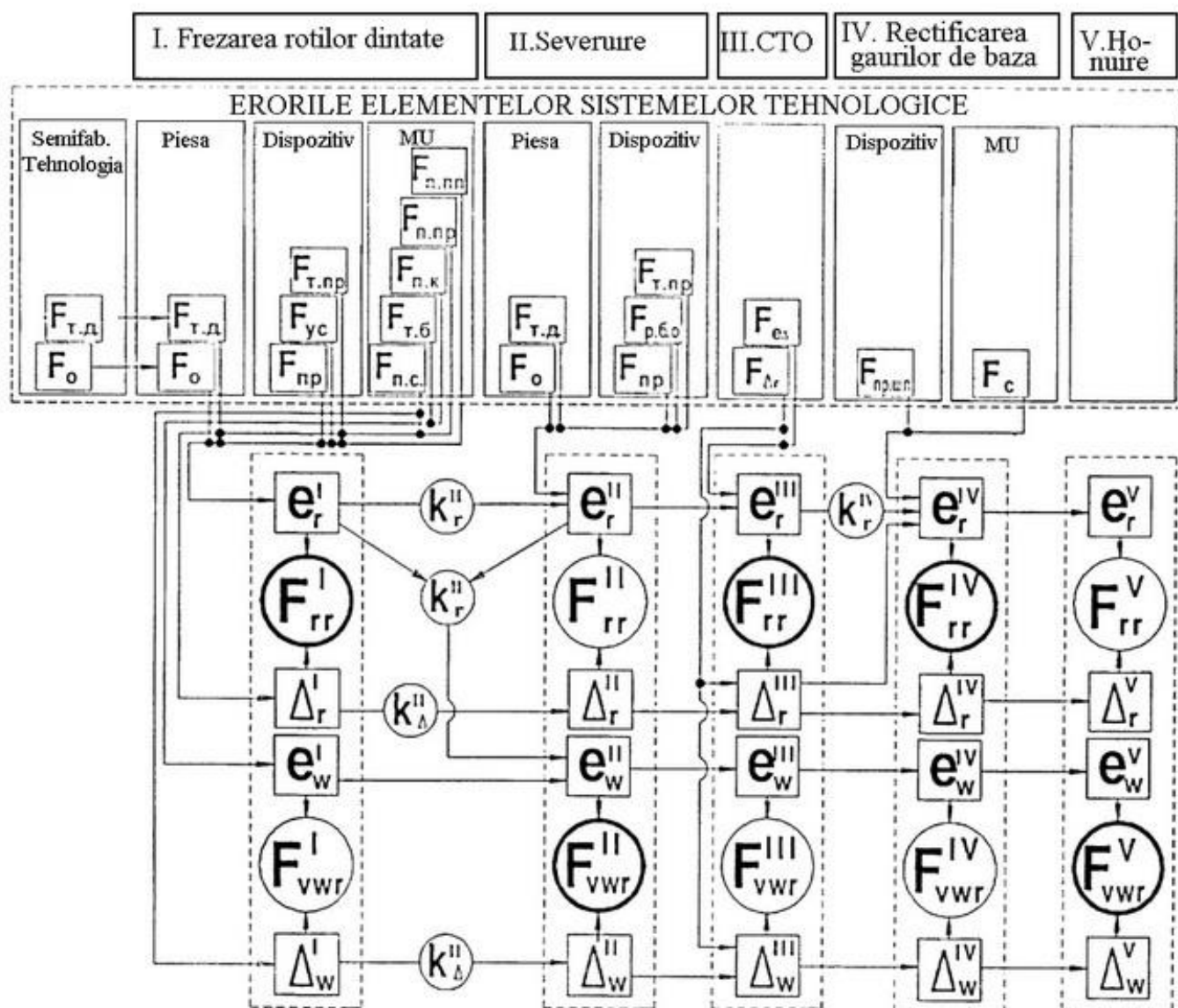


Fig. 2.11. Schema sistemului de determinare a componentelor erorilor cinematice ale roților dințate

Tratamentul termochimic constituie etapa a treia a procesului tehnologic de danturare. Influența negativă a TTC se exprimă prin deformarea roții dințate – provoacă majorarea considerabilă a erorilor radiale și tangențiale de formă a acesteia și este cauza formării excentricității geometrice e_r^{III} între coroana dințată și gaura centrală a roții [127, 316-319]. Totodată, ca urmare a modificării poziției relative a coroanei dințate, se observă creșterea excentricității cinematice e_w^{III} , în comparație cu valoarea obținută la operațiile care preced prelucrarea [250, 251].

Etapă finală a procesului tehnologic de prelucrare a roților dințate include operațiile tehnologice de rectificare interioară a găurii, a suprafeței frontale (bazei tehnologice și constructive) și finisarea danturii (rectificarea de finisare sau honuirea danturii). Scopul principal al acestei etape este obținerea preciziei necesare a roții dințate.

Micșorarea considerabilă a ponderii primei componente structurale e_r^{IV} în eroarea radială totală a roții dințate, stabilită la prelucrarea găurii centrale la valori stabile ale variației lungimii normalei comune [246], determină bătaia radială a roții dințate ca indice principal al preciziei cinematice la operația de rectificare a găurii centrale și a suprafeței frontale.

Prelucrarea roții dințate, realizată prin operațiile de rectificare de finisare sau honuire, nu are influență considerabilă asupra modificării erorilor roții dințate, deoarece se îndepărtează un adaos de metal foarte mic. În plus, așa cum se specifică în [220], valorile componentelor radiale și tangențiale, de regulă, se micșorează. Acest fapt stabilește în calitate de indice al preciziei variația lungimii normalei comune.

2.8. Modelul matematic de formare a rugozității la rectificarea profilului dintelui

Caracteristicile de exploatare a angrenajelor depind de parametrii de rugozitate ai suprafeței de contact a angrenajului. Analiza rezultatelor cercetărilor la formarea stratului suprafeței pentru diferite materiale la rectificare permite a formula următoarea concluzie [32, 35, 36, 54, 68, 78, 100, 101, 120, 159, 161, 291, 336]: la formarea microreliefului participă factori ca: geometria grăuntelui, caracterul de distribuire a grăunțelor pe înălțime, cinematica mișcărilor principale, rigiditatea sistemului *mașină-unealtă-dispozitiv-sculă-piesă*, deformațiile elastice și plastice ale materialului prelucrat în zona de contact cu scula. În funcție de condițiile de prelucrare și de caracteristicile fizico-mecanice ale materialului prelucrat, gradul de influență a fiecărui factor la formarea rugozității va fi diferit.

Din punct de vedere geometric, rugozitatea se formează prin copierea pe suprafața prelucrată a traiectoriilor de mișcare a granulelor abrazive, care lasă urme pe materialul prelucrat – tăieturi corespunzătoare, diferite după înălțime, dimensiuni și formă [291]. Deformațiile plastice la prelucrarea metalelor și deformațiile elastice vor introduce corecțiile lor la formarea microreliefului. În temeiul acestor analize, putem constata că tăietura unică transversală, obținută ca rezultat al acțiunii fizice a grăuntelui abraziv și a stratului exterior al metalului, se va deosebi de forma ideală, care are loc la un contact geometric total. Se știe că nivelul influenței deformației plastice și a distrugerii fragile asupra formei tăieturii unice nu se supune unei prognoze fixe analitice și poate fi găsit numai în urma experimentului [336].

Rugozitatea suprafeței rectificate depinde de caracteristica statistică a reliefului activ al suprafeței de lucru a discului abraziv, de cinematica și dinamica procesului de rectificare și de caracteristica fizico-mecanică a materialului prelucrat. Suprafața prelucrată a piesei este rezultatul acțiunii profilului discului convențional, ce reprezintă desfășurata tuturor muchiilor așchietoare elementare suprapuse. Înălțimea profilului convențional depinde de caracteristica discului, de starea de lucru a suprafeței active, de regimurile de rectificare și constituie câțiva milimetri.

Astfel, în baza celor expuse, la examinarea modelului procesului de formare a rugozității stratului la prelucrarea abrazivă se vor accepta următoarele:

- secțiunea transversală a suprafeței rectificate a probei este o totalitate a tăieturilor lăsate de granulele profilului activ al discului, cu condiția că abrazivul este fragil și se distruge;
- la rectificarea cu valori mai mari decât $P_{\max}$ ale parametrilor rugozității, care se formează la o singură trecere, în caz contrar, rugozitatea suprafeței se formează din mai multe treceri;
- microneregularitățile sunt amplasate în intervalul în care are loc suprapunerea secțiunilor transversale ale tăieturilor: forma discului abraziv este o suprafață a unui trunchi de con ideal;
- procesul de rectificare se desfășoară fără vibrații.

Din [35, 36, 54, 68, 78, 100, 101] se știe că profilul unui grăunte poate fi reprezentat ca un corp de rotație simetric, format din arcuri și sectoare trapezoidale. Locul de trecere între acestea se determină cu grosimea tăieturii a_z :

$$a_z = \rho \cdot \left(1 - \sin \frac{\varepsilon}{2}\right), \quad (2.60)$$

unde: ρ – raza de rotunjire a granulei; ε – unghiul de ascuțire a granulei.

Pentru determinarea valorii medii posibile a unghiului real de ascuțire, vom folosi dependența [336]:

$$\varepsilon = 2 \cdot \arctg \sqrt{\frac{1 + \operatorname{tg}^2 \frac{\varepsilon'}{2}}{\operatorname{tg}^2 \frac{\varepsilon'}{2} \cos^2 \beta_{med}}} - 1, \quad (2.61)$$

unde β_{med} – unghiul mediu de înclinare a granulei față de planul de proiectare.

$$\beta_{med} = \frac{1}{2} \arccos \left(1 - \frac{2 \cdot h}{D}\right), \quad (2.62)$$

unde: h – valoarea ieșirii vârfului grăuntelui, μm ; D_{med} – dimensiunea medie a granulei, μm .

După dependențele de corelare pentru granule marca ACG [336],

$$\varepsilon' = 86 + 0.28 \cdot B - 0.26 \cdot B^2 \cdot 10^{-4} - 0.125 \cdot B^3 \cdot 10^{-5}, \text{ grad}, \quad (2.63)$$

$$\rho = 3.15 \cdot \varepsilon'^4 \cdot 10^{-8} + 1.29 \cdot \varepsilon'^5 \cdot 10^{-10}, \mu m, \quad (2.64)$$

unde B – lăţimea grăuntelui.

Lăţimea tăieturii ideale [343]:

– la o adâncime medie a_z :

$$b = 2 \cdot \sqrt{2 \cdot \rho \cdot t - t^2}; \quad (2.65)$$

– la o adâncime mai mare a_z :

$$b = 2 \cdot \left(\sqrt{2 \cdot \rho \cdot a_z - a_z^2} + t - a_z \right) g \frac{\varepsilon}{2}; \quad (2.66)$$

unde t – adâncimea aşchierii, mm.

Însă tăietura transversală, lăsată de un grăunte abraziv (diamant) pe suprafaţa profilului dintelui, diferă de cel ideal (figura 2.12). În urma cercetărilor efectuate, la crearea formei transversale a secţiunii transversale la rectificare lăţimea b'_k poate fi descrisă de egalitatea:

$$b'_k = a \omega^c, \quad (2.67)$$

unde: a şi c – coeficienţii egalităţii de regresie; ω – productivitatea relativă.

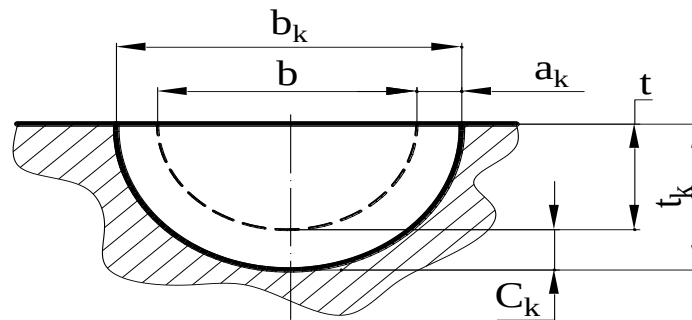


Fig. 2.12. Tăietura transversală lăsată de un grăunte abraziv (diamant) pe suprafaţa profilului dintelui

Este de menţionat că grosimea tăieturii (2.60), unghiul de ascuţire (2.61) şi unghiul de inclinare a granulei (2.62) pentru determinarea lăţimii secţiunii transversale depind de productivitatea relativă şi se iau în considerare cu ajutorul funcţiei de distrugere din cauza fragilităţii. Atunci lăţimea tăieturii lăstate de granulă în material va fi:

$$b'_k = b + 2 \cdot a_k \cdot F(b_k) = b + (b'_k - b) \cdot F(b_k), \quad (2.68)$$

unde $F(b_k)$ – posibilitatea apariţiei locului de distrugere la o astfel de adâncime.

Pentru discuri abrazive, în baza datelor, numărul nominal al granulelor n , amplasate pe 1 mm^2 al suprafeței active a discului, este egal:

$$n = \frac{K}{65 \cdot X_n^2}, \quad (2.69)$$

unde: K – concentrația granulelor în disc, %; X_n – dimensiunea nominală a granulei, μm .

Din cauza pierderii inevitabile a granulelor la rectificare și ascuțire, numărul lor real pe suprafața discului [78, 100] este:

$$n' = n(1 - \varepsilon_k), \quad (2.70)$$

unde $\varepsilon_k = 0.2 \div 0.9$ reprezintă adâncimea critică de menținere a granulelor: valoarea minimă corespunde granulației mai fine, valorile mai mari – granulelor pentru degroșare și pentru liant bachelită.

Suprafața discului s , pe care sunt amplasate granulele care au lăsat urmele lor la rectificare cu pătrundere (figura 2.13) în secțiunea examinată, este egală:

$$s = l_b \cdot L, \quad (2.71)$$

unde l_b – lungimea suprafeței de bază pe care se realizează măsurarea suprafeței active a discului, ce formează rugozitatea la trecerea secțiunii cercetate prin zona de contact al piesei cu discul.

$$L = 2\pi R n_k, \quad (2.72)$$

unde: n_k – turația (rot/min sau rot/s) discului la intrarea muchiilor așchietoare în secțiunea examinată până la ieșirea din această secțiune; R – raza discului, mm.

Pentru schema de rectificare, turația discului n_k va fi:

$$n_k = \frac{1}{\pi \cdot R} \cdot \frac{60V_d}{V_p} \sqrt{2 \cdot R_{\max} \cdot R - R_{\max}^2}, \quad (2.73)$$

unde: V_d – viteza discului, m/s ; V_p – viteza piesei, m/min; $R_{\max}$ – valoarea înălțimii maxime a rugozității profilului:

$$L = \frac{120 \cdot V_d}{V_p} \sqrt{2 \cdot R_{\max} \cdot R - R_{\max}^2}; \quad (2.74)$$

$$S = \frac{120 \cdot V_d \cdot l_b}{V_p} \sqrt{2 \cdot R_{\max} \cdot R - R_{\max}^2}. \quad (2.75)$$

Numărul de granule pe suprafața așchietoare:

$$N = n' \cdot S = \frac{K}{65 \cdot X_n^2} (1 - \varepsilon_k) \frac{120 \cdot V_d \cdot l_b}{V_p} \sqrt{2 \cdot R_{\max} \cdot R - R_{\max}^2} \quad (2.76)$$

Ținând cont de faptul că granulele abrazive sunt amplasate pe înălțime diferită, numărul granulelor active care participă la aşchiere este determinat astfel:

$$N' = N \cdot F_k(t), \quad (2.77)$$

Unde $F_k(t)$ – probabilitatea apariției grăuntelui la adâncimea t .

Pentru a determina lățimea sumată a tăieturii, vom examina profilul efectiv al discului [336] și îl vom prezenta sub forma unui model grafic (figura 2.13). Așadar, divizăm profilul efectiv pe înălțime în i intervale. Pentru a stabili valoarea intervalului, considerăm că în interval va nimeri un grăunte, cel mai supraînălțat. Lățimea tăieturii în acest interval se determină după formula (2.78) și este egală:

$$b_{k1} = b_1(t_1) + (b'_{k1}(t_1) - b_1(t_1)) \cdot F(b_k). \quad (2.78)$$

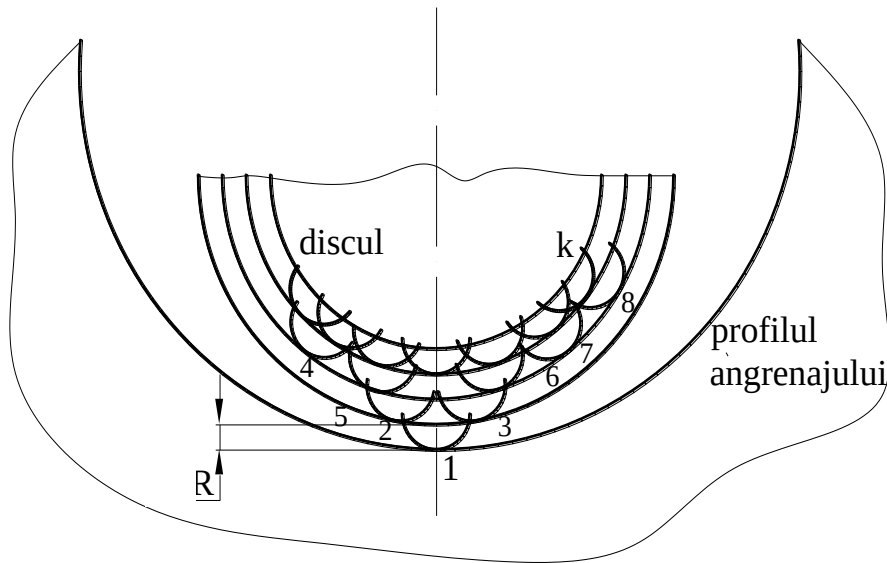


Fig. 2.13. Schema acoperirii granulelor abrazive ale discului

În al doilea interval, în afară de granula 1, nimeresc granulele 2 și 3 (figura 2.13).

Lățimea tăieturii în intervalul doi este:

$$b_{k11} = b_1(t_2) + (b'_{k1}(t_2) - b_1(t_2)) \cdot F(b_k) + \left(\sum_{j=1}^n b_{kj}(t_2) \right) P(b), \quad (2.79)$$

unde: n – cantitatea de granule care apar în intervalul doi; $P(b)$ – posibilitatea neacoperirii, probabilitatea că granulele apărute nu vor fi acoperite de alte granule ce apar în intervalul precedent; $\sum b_{kj}(t_2)$ – lățimea sumată a tăieturii granulei care a apărut în intervalul doi.

Probabilitatea neacoperirii va fi calculată astfel:

$$P'(b) = \frac{b_1(t_2) + (b_{k1}(t_2) - b_1(t_2))F(b_k)}{l_b} \quad (2.80)$$

Atunci, probabilitatea neacoperirii va fi calculată în felul următor:

$$P(b) = 1 - P'(b) \quad (2.81)$$

Lățimea tăieturii în intervalul i :

$$b_{ki} = b_{k1}(t_i) + P_1(b) \sum_{j=1}^{n2} b_{k2j}(t_i) + P_2(b) \sum_{j=1}^{n3} b_{k3j}(t_i) + \dots + P_{i-1}(b) \sum_{j=1}^{ni} b_{kij}(t_i) \quad (2.82)$$

unde: i – numărul de intervale; $P_{i-1}(b)$ – probabilitatea neacoperirii urmei de prelucrare de la granulele amplasate în intervale de la 1 până la $i-1$; $\sum b_{kij}(t_i)$ – tăietura sumată a granulelor în număr de j , în intervalul i la adâncimea t_i .

Intervalul final de calcul se determină din relația:

$$b_{ki} \geq l_b \quad (2.83)$$

Înălțimea maximă a profilului $R_{\max}$ se determină astfel:

$$R_{\max} = t - t_i \quad (2.84)$$

unde: t – adâncimea rectificării, ținând cont de fragilitatea abrazivului; t_i – adâncimea intervalului final la care are loc acoperirea totală a tăieturilor transversale.

Parametrul rugozității R_z – înălțimea neuniformității după zece puncte:

$$R_z = \frac{\sum_{n=1}^5 H_n^{\max} - \sum_{m=1}^5 H_m^{\min}}{5} \quad (2.85)$$

unde: $\sum H_n^{\max}$ – suma înălțimilor a 5 vârfuri maxime ale stratului rugozității; $\sum H_m^{\min}$ – suma înălțimilor a 5 adâncituri minime.

Deoarece parametrul rugozității se determină cu aproximarea că vârfurile se află în stratul finit i , atunci:

$$\sum_{n=1}^5 H_n^{\max} = 5(t_k - t_i) \quad (2.86)$$

unde: t_k – adâncimea rectificării cu condiția de distrugere fragilă:

$$t_k = t + ck \cdot F(b_k) = t + \left(\frac{a}{2} \omega^c - t \right) F(b_k), \quad (2.87)$$

unde ck – sporirea adâncimii secțiunii transversale în comparație cu tăietura ideală (figura 2.12).

Înălțimea maximă a profilului:

$$R_{\max} = t_k - t_i. \quad (2.88)$$

Dimensiunile adâncimii se determină astfel:

$$H_m^{\min} = \Delta t_m + \left(\frac{a}{2} \omega(t_m)^c - t_m \right) F(b_k), \quad (2.89)$$

unde Δt_m – diferența pe înălțime a granulei m și a celei mai ridicate.

Diferența de înălțime a granulelor o vom determina din funcția de distribuție probabilă. Pentru distribuția Veibull, funcția corespunzătoare se va exprima astfel:

$$F(\Delta t) = 1 - e^{-\frac{\Delta t^\gamma}{\beta}}. \quad (2.90)$$

Probabilitatea apariției grăuntelui m o vom determina astfel:

$$F(\Delta t) = \frac{m}{N} \quad (2.91)$$

Diferența grăuntelui m din relația 2 va fi egală:

$$\Delta t = \left(\frac{-\beta \log(1 - F(\Delta t_m))}{0.4343} \right)^{\frac{1}{\gamma}}. \quad (2.92)$$

Parametrul final R_z va fi:

$$R_z = (t_k - t_i) - \frac{\sum_{m=1}^5 \left(\Delta t_m + \left(\frac{a}{2} \omega(\Delta t_m)^c - t_m \right) F(b_k) \right)}{5}. \quad (2.93)$$

Pentru a determina parametrul R_a , putem folosi relația cunoscută (2.93). Din 24 de puncte comparate, doar trei valori teoretice nu au nimerit în intervalul așteptat al datelor experimentale. Eroarea relativă a abaterii maxime a constituit 12%. Această eroare se manifestă la prelucrarea oțelului la o adâncime de așchiere de $50 \mu m$. În condițiile reale de prelucrare, finisarea se efectuează la o adâncime de așchiere care nu depășește $20 \mu m$. Deci, această abatere nu este esențială, deoarece datele experimentale pentru amplasarea pe înălțime a granulelor abrazive, a valorilor teoretice, a înălțimii rugozității suprafeței prelucrate cu discuri a granulației $315/250$ și $125/100$ au abateri neesențiale. Aceasta permite a formula concluzia că, la rectificare, cel mai esențial factor este diferența de înălțime a granulelor discului.

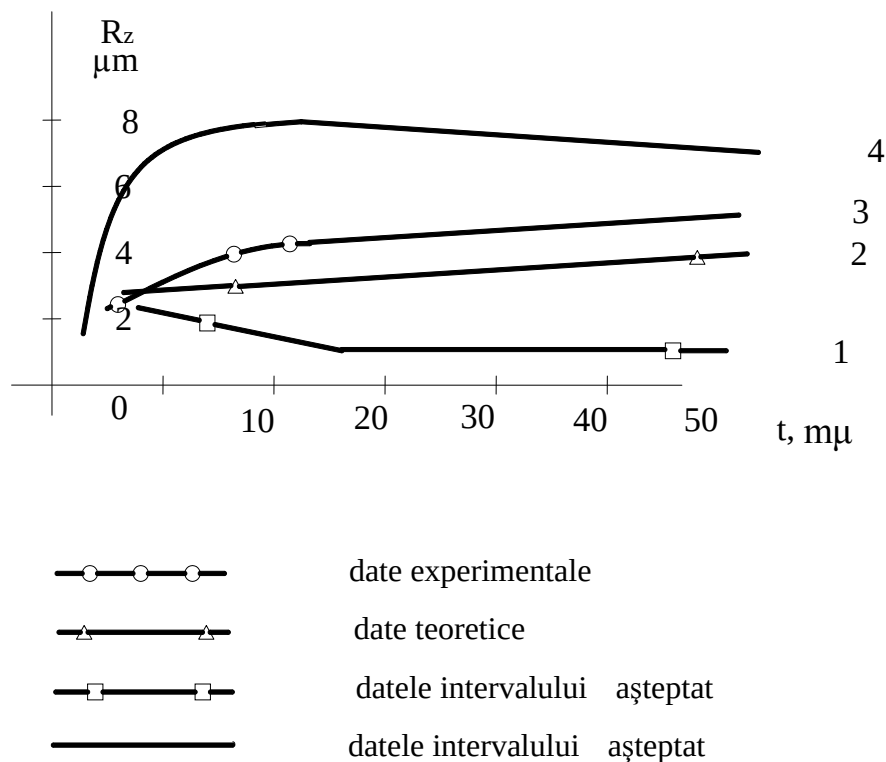


Fig. 2.14. Influența adâncimii rectificării asupra parametrului R_z la rectificarea angrenajului cu periferia discului la viteza piesei de 2 m/min

Astfel, a fost elaborat modelul matematic care permite determinarea parametrilor rugozității la rectificare. De asemenea, au fost obținute relațiile pentru determinarea înălțimii rugozității după zece puncte R_z și a înălțimii maxime a profilului $R_{\max}$ la rectificare. Aceasta permite a prognoza parametrul rugozității suprafeței la rectificare și a executa dantura angrenajului cu indicii necesari ai înălțimii rugozității.

2.9. Concluzii la capitolul 2

1. Au fost stabilite legăturile formării erorii roților dințate la prelucrarea conform principiului rulării libere:

- au fost determinate sursele tehnologice care constituie cauza formării erorilor roții dințate conform normelor preciziei cinematice;
- s-au stabilit legăturile dintre factorii tehnologici și erorile roților dințate;
- au fost obținute dependențele de calcul pentru determinarea valorilor-limită maxime sau minime ale componentelor erorilor roților dințate.

2. Formarea erorii cinematice a roților dințate la prelucrarea în baza principiului de rulare liberă: prin acțiunea unor mecanisme complexe au loc efecte de redistribuire și ereditate ale componentelor ei.

3. Excentricitatea geometrică la operațiile de frezare, de șeveruire sau de rectificare de degroșare a danturii se formează ca urmare a sumării vectoriale a componentelor erorii. Modificarea acestei valori a erorii, în limita lotului roților prelucrate, este cauzată de caracterul corelării fazelor componentelor erorii. Valoarea excentricității geometrice, apărute la aceste operații tehnologice, este mică și se determină în funcție de valoarea eredității erorilor.

4. Variația lungimii normalei comune la danturare este cauzată de erorile lanțului cinematic al mașinii-unelte și al erorii „plutirii mesei” mașinii-unelte. Modificarea periodică a componentei lungimii normalei comune, în cadrul prelucrării roților dințate prin șeveruire sau prin rectificare de degroșare, se formează ca urmare a sumării vectoriale a excentricităților cinematice inițiale (după operația tehnologică de frezare a danturii) și provocată de înlăturarea excentricității geometrice la operațiile de șeveruire și de rectificare de degroșare.

5. A fost elaborat modelul matematic care permite, în baza modelării stohastice (metoda Monte-Carlo), a depista valorile așteptate ale erorilor roților dințate conform parametrilor de precizie cunoscuți ai elementelor sistemului tehnologic.

6. A fost elaborat modelul matematic de formare a rugozității la rectificarea profilului dintelui, care permite, în baza modelării, a prognoza parametrul rugozității suprafeței profilului la rectificare și a executa dantura angrenajului cu indicii necesari ai înălțimii rugozității.

3. ELABORAREA MODELULUI FIZICO-MATEMATIC AL PROCESULUI DE PRELUCRARE A DANTURII PRIN METODA DE RULARE CU DISC PROFILAT

3.1. Cinematica sistemului de generare a danturii

În lucrările [2, 7-10, 13, 19] sunt descrise procedeele de generare prin rulare a danturilor roților conice cu profil convex-concav al dinților, realizate pe mașini-unelte de danturat cu mișcare sferospațială a sculei în formă de trunchi de con și de cilindru. Prin procedeele respective nu se pot fabrica danturi cu dinți de dimensiuni mici, deoarece scula așchietoare

trebuie să reproducă geometria bolțurilor conice din dantura satelitului (în cazul procedeei cu sculă “trunchi de con”) sau diametrul sculei cilindrice trebuie să fie egal cu diametrul rolei din coroanele satelitului (în cazul procedeei de generare cu sculă în formă de cilindru).

Dezavantajele acestor procedee constau în productivitatea de generare mică și imposibilitatea de a fabrica danturi cu dinți de dimensiuni mici. De asemenea, aceste procedee necesită un control riguros al dimensiunilor și formei geometrice a sculei, care are o durată mică de lucru.

Pentru a asigura generarea suprafețelor flancurilor dinților cu dimensiuni mici și majorarea productivității procesului tehnologic, se propune procedeul de generare prin rulare cu sculă de forma unui disc profilat periferic în arc de cerc cu mișcare sferospațială a conturului generator.

Schema cinematică a procesului de generare prin rectificare [7, 13, 19] cu sculă-disc profilat periferic în arc de cerc este prezentată în figurile 3.1 a (varianta I) și 3.1. b (varianta II). Cinematica procedeei în varianta I include

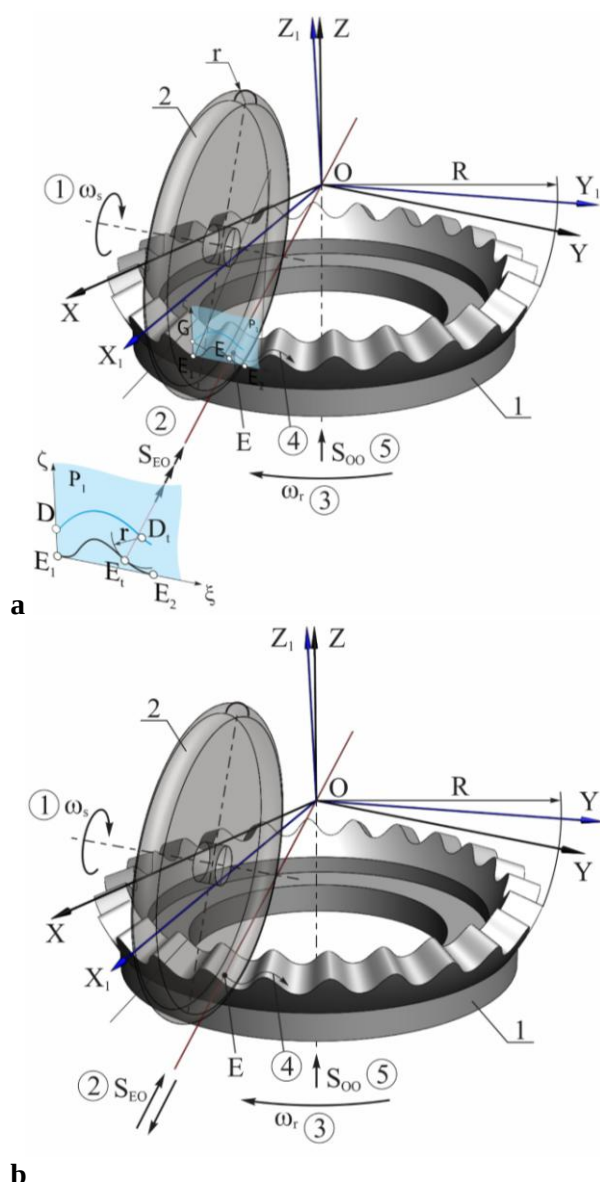


Fig. 3.1. Schema cinematică a procedeei de generare prin rectificare cu sculă-disc profilat periferic, varianta I (a) și variația II (b)

următoarele mișcări:

1. *Mișcarea autonomă* – mișcarea principală de aşchiere – rotirea sculei cu frecvența n_1 , care determină viteza de aşchiere sau de rectificare $V=\pi Dn_1$, unde D este diametrul traiectoriei de aşchiere (diametrul traiectoriei punctului de contact al sculei cu semifabricatul). De valoarea vitezei acestei mișcări depinde productivitatea procesului, calitatea suprafeței prelucrate (rugozitatea), existența sau lipsa arsurilor și intensitatea uzurii sculei abrazive.

2. *Mișcarea de aşchiere auxiliară* – reprezintă o mișcare liniară a sculei de-a lungul dintelui în direcția generatoarei conului roții imaginare cu viteza avansului transversal. Această mișcare se realizează cu avansul S_{EO} . De valoarea vitezei mișcării de avans transversal S_{EO} esențial depinde: rugozitatea suprafeței prelucrate, existența sau lipsa arsurilor, intensitatea uzurii sculei abrazive. Totodată, este necesar de a lua în considerație faptul că în cazul dat viteza sumară se determină ca:

$$V_r = \sqrt{V^2 + S_{EO}^2} . \quad (3.1)$$

3. *Mișcarea de rulare* – rotirea discretă a semifabricatului la un unghi $\Delta\psi$, coordonată prin cinematica lanțului mașinii-unelte ”ax principal – masă rotativă”. Valoarea unghiului de rotire a semifabricatului în mișcarea de rulare se stabilește prin calculul acestui lanț cinematic.

4. *Mișcarea oscilatorie coordonată cu rularea roții* – deplasarea capului portsculă pe direcția vectorului vitezei mișcării relative ”sculă – semifabricat” în punctul lor de contact (este asigurată de construcția dispozitivului).

Mișcările de rulare 3 și 4 în ansamblu determină forma profilului flancului dintelui generat, precum și precizia generării, caracterizată prin valoarea poligonalității suprafeței flancului dintelui, formate drept consecință a mișcărilor discrete ale sculei în procesul de generare a danturii.

5. *Mișcarea de avans a sculei pe direcția axială S_{OO}* a semifabricatului (de pătrundere a sculei în semifabricat).

Totalitatea acestor mișcări ale conturului generator al sculei în raport cu semifabricatul în rotație conduce la formarea suprafeței flancului dintelui. În rezultatul mișcării sferospațiale a sculei, centrul conturului generator al acestuia descrie o traiectorie, înfășurătoarea familiei de contururi ale sculei cu centrele plasate pe această traiectorie reprezintă profilul dintelui. Cu alte cuvinte, înfășurătoarea contururilor generatoare poziționate în spațiu la o turație completă a arborelui conducător al dispozitivului reprezintă forma integră a unui dinte.

Mașina-unealtă, prin lanțul său cinematic, asigură la fiecare cu ciclu precesional $\theta = 2\pi$ al sculei la rotirea roții la un unghi de poziționare între doi dinți vecini. Caracterul îndepărtării adaosului și calitatea prelucrării suprafeței depind de energia procesului de aşchiere.

Eficacitatea procesului de aşchiere la formarea profilului dinţilor prin procedeul nou propus constă în productivitatea mai mare a procesului de generare, în majorarea calităţii suprafeţei prelucrate, în diminuarea intensităţii uzurii sculei etc. Acestea depind de regimurile de aşchiere, în funcţie de proprietăţile materialului prelucrat şi ale sculei, de stabilitatea dinamică şi precizia de poziţionare a mecanismelor maşinii-unelte.

Cinematica procedeului în varianta II diferă de varianta I prin mişcarea 2:

2. *Mişcarea alternativă de aşchiere auxiliară* – S_{EO} , este o mişcare alternativă a sculei-disc pe direcţia generatoarei conului roţii imaginare cu un ciclu „du-te-vino” la fiecare avans $\Delta\psi$ al semifabricatului. Această mişcare se efectuează pe maşinile-unelte care asigură efectuarea mişcării rectilinii alternative a portsculei.

3.2. Linia de contact teoretică dintre sculă şi roata dinţată la generarea profilului nestandardizat

Studiul traiectoriei punctului (liniei) de contact dintre sculă şi roata dinţată în procesul de generare a profilului dinţilor rezumă următoarele constatări şi descrieri analitice.

La rectificare sau frezare, pentru diferite adâncimi de aşchiere t în direcţia axei semifabricatului, condiţiile de prelucrare diferă pe durata prelucrării unui dinte [7, 37]. Din schemele de prelucrare (figurile 3.1, 3.2) se constată că cele mai lejere condiţii predomină la prelucrarea vârfului dintelui. Contactul liniar dintre sculă şi profilul convex-concav al dintelui trece dintr-o formă în alta. Scula în poziţiile 1–2 lucrează în condiţiile de rectificare cilindrică interioară, în poziţia 2 (punctul de inflexiune) – de rectificare plană, în poziţiile 2–3 – de rectificare cilindrică exterioară. Din figura 3.2 se observă că adâncimea aşchierii t în direcţia axei semifabricatului este diferită de cea în direcţia normalei pe profilul dintelui t_n .

Pentru studiul contactului liniar, descriem forma profilului dintelui cu ecuaţii parametrice pentru diferite adâncimi de aşchiere t . În acest scop, iniţial descriem traiectoria mişcării centrului conturului generator al sculei identificat prin punctul D [2, 7, 8, 41, 42], în funcţie de unghiul de rotire ψ a arborelui principal, prin ecuaţiile:

$$\begin{aligned} X_D &= R \cos \delta (-\cos \psi \sin(Z_1 \psi / Z_2) + \sin \psi \cos(Z_1 \psi / Z_2) \cos \theta) - R \sin \delta \sin \psi \sin \theta; \\ Y_D &= -R \cos \delta (\sin \psi \sin(Z_1 \psi / Z_2) + \cos \psi \cos(Z_1 \psi / Z_2) \cos \theta) + R \sin \delta \cos \psi \sin \theta; \\ Z_D &= -R \cos \delta \cos(Z_1 \psi / Z_2) \sin \theta - R \sin \delta \cos \theta, \end{aligned} \quad (3.2)$$

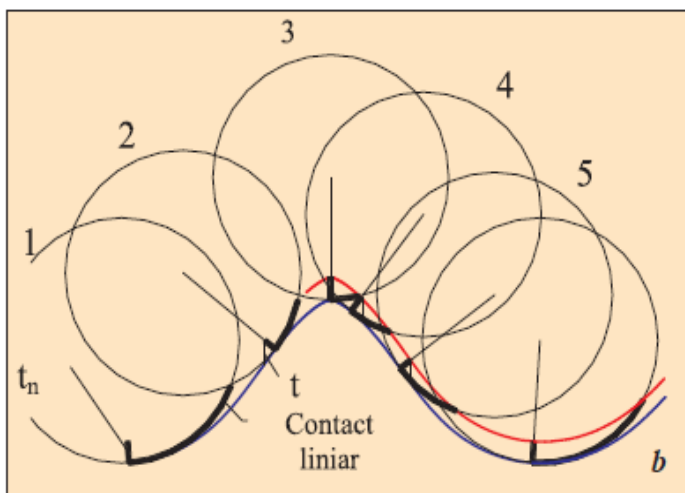


Fig. 3.2. Schema interacțiunii sculei în formă de disc abraziv cu suprafața dintelui în procesul de generare și variația contactului liniar

unde: ψ – unghiul (precesie) de rotire a axului principal al mașinii-unelte; θ – unghiul (nutație) de înclinare a arborelui cotit al dispozitivului; δ – unghiul de înclinare a axei sculei față de suprafața mesei mașinii-unelte (axoidei conice); r – raza de profilare a sculei (conturului generator).

deducem ecuațiile ce descriu forma profilului roții dințate.

Punctul D (centrul conturului generator al sculei) se mișcă pe suprafața sferică cu raza R cu centrul în punctul de precesie $O_t(0,0,t)$. Cunoșcând traiectoria mișcării punctului D , găsim poziția punctului E_t de contact al sculei cu profilul dintelui roții dințate. Punctul de contact E_t pentru un oarecare unghi ψ se află la distanța razei conturului generator al sculei r pe planul normal la vectorul vitezei punctului $D - V_D$ (care coincide cu centrul conturului generator al sculei). Pentru descrierea profilului suprafeței generate de sculă în procesul de prelucrare a roții dințate, găsim proiecțiile vectorului vitezei punctului $D - V_D$. În acest scop, derivăm în raport cu timpul ecuațiile (3.2):

$$\begin{aligned} X_{D_t} &= R\dot{\psi}\cos\delta[\sin\psi\sin(Z_1\psi/Z_2) - (Z_1/Z_2)\cos\psi\cos(Z_1\psi/Z_2) + \cos\psi\cos(Z_1\psi/Z_2)\cos\theta - \\ &\quad - (Z_1/Z_2)\sin\psi\sin(Z_1\psi/Z_2)\cos\theta] - R\dot{\psi}\sin\delta\cos\psi\sin\theta; \\ Y_{D_t} &= R\dot{\psi}\cos\delta[\cos\psi\sin(Z_1\psi/Z_2) + (Z_1/Z_2)\sin\psi\cos(Z_1\psi/Z_2) - \\ &\quad - \sin\psi\cos(Z_1\psi/Z_2)\cos\theta - (Z_1/Z_2)\cos\psi\sin(Z_1\psi/Z_2)\cos\theta] - R\dot{\psi}\sin\delta\sin\psi\sin\theta; \\ Z_{D_t} &= R\dot{\psi}(Z_1/Z_2)\cos\delta\sin(Z_1\psi/Z_2)\sin\theta, \end{aligned} \quad (3.3)$$

unde $\dot{\psi}$ – viteza unghiulară a arborelui-manivelă a mașinii-unelte.

$$\begin{cases} x^2 + y^2 + (z - t)^2 = R^2 \\ (x - x_D)^2 + (y - y_D)^2 + (z - (z_D + t))^2 = 4R^2 \sin^2(\beta/2) \\ \dot{x}_D(x - x_D)^2 + \dot{y}_D(y - y_D)^2 + \dot{z}_D(z - (z_D + t))^2 = 4R^2 \sin^2(\beta/2) \end{cases} \quad (3.4)$$

Ecuațiile (3.4) descriu poziția punctului E_t pe planul normal P_N la vectorul vitezei punctului D_t (centrul conturului sculei), iar ecuațiile (3.5) reprezintă deplasarea punctului de contact *sculă – profil* generat E_t la valoarea unghiului conicității β al rolei transmisiei reale.

Notăm:

$$x = k_1 z + d_1; \quad y = d_2 - z k_2 \quad (3.5)$$

Obținem o ecuație cu rădăcinile:

$$Z_{1,2} = [-(k_1 d_1 - k_2 d_2 - t) \pm [(k_1 d_1 - k_2 d_2 - t)^2 - (k_1^2 + k_2^2 + 1)(d_1^2 + d_2^2 + t^2 - R^2)]^{1/2}] / [k_1^2 + k_2^2 + 1], \quad (3.6)$$

unde k_1, d_1, k_2, d_2 – coeficienți pentru rezolvarea sistemului.

Se știe că $Z_E < Z_D$, deci și $Z_{1,2} < Z_D$:

Înlocuind (3.5) în (3.6), obținem coordonatele profilului generat al roții dințate. Valoarea unghiului ψ , conform căreia se generează profilul complet a n dinți întregi, este $\psi = 2\pi n Z_2 / Z_1$, unde $n = 0, 1, 2, 3 \dots$.

Coordonatele profilului generat al dintelui E_{to} se află pe sferă, cu centrul $O_0(0,0,0)$, iar pentru proiectarea lui pe planul normal al dintelui, scriem sistemul de ecuații

$$\begin{cases} x^2 + y^2 + z^2 = R^2 \\ \frac{x}{x_{et}} = \frac{y}{y_{et}} = \frac{z-t}{z_{et}-t} \end{cases} \quad (3.7)$$

Profilul dinților proiectat de pe sferă pe planul normal P_1 se descrie prin ecuațiile:

$$Y_{EP} = [(BZ_{E1} - CY_{E1})n_x + (CX_{E1} - AZ_{E1})n_y + (AY_{E1} - BX_{E1})n_z] / [(BZ_E / Y_E - C)n_x + (CX_E - AZ_E)n_y / Y_E + (A - BX_E / Y_E)n_z]; \quad (3.8)$$

$$X_{EP} = Y_{EP} X_E / Y_E; \quad (3.9)$$

$$Z_{EP} = Y_{EP} Z_E / Y_E, \quad (3.10)$$

unde: Y_{E1} și $C = Z_{E2} - Z_{E1}$; $A = X_{E2} - X_{E1}$, $B = Y_{E2} - Y_{E1}$, $C = Z_{E2} - Z_{E1}$.

Profilul generat al dinților, plasat (descriș) pe sferă, se proiectează pe planul normal al dinților $P=f(p)$ prin ecuațiile:

$$\begin{aligned} (E_1 E_2)^2 &= (X_{E2} - X_{E1})^2 + (Y_{E2} - Y_{E1})^2 + (Z_{E2} - Z_{E1})^2; \\ v_1^2 &= (X_{EP} - X_{E1})^2 + (Y_{EP} - Y_{E1})^2 + (Z_{EP} - Z_{E1})^2; \\ v_2^2 &= (X_{EP} - X_{E2})^2 + (Y_{EP} - Y_{E2})^2 + (Z_{EP} - Z_{E2})^2; \\ P_{En} &= [(E_1 E_2)^2 + v_1^2 - v_2^2] / 2(E_1 E_2); \\ P_{En} &= (v_1^2 - p^2)^{1/2}. \end{aligned} \quad (3.11)$$

Profilul generat al dintelui proiectat pe plan se determină prin funcția $P_E = f(p_{En})$, iar proiecția traiectoriei centrului conturului generator al sculei se descrie prin (fig. 3.3):

$$Y_{DP} = [(BZ_{E1} - CY_{E1})n_x + (CX_{E1} - AZ_{E1})n_y + (AY_{E1} - BX_{E1})n_z] / [(BZ_D / Y_D - C)n_x + (CX_D - AZ_D)n_y / Y_D + (A - BX_D / Y_D)n_z];$$

$$\begin{aligned}
X_{DP} &= Y_{DP}X_D/Y_D; \\
Z_{DP} &= Y_{DP}Z_D/Y_D; \\
(E_1E_2)^2 &= (X_{E2}-X_{E1})^2+(Y_{E2}-Y_{E1})^2+(Z_{E2}-Z_{E1})^2; \\
s^2_1 &= (X_{DP}-X_{E1})^2+(Y_{DP}-Y_{E1})^2+(Z_{DP}-Z_{E1})^2; \\
s^2_2 &= (X_{DP}-X_{E2})^2+(Y_{DP}-Y_{E2})^2+(Z_{DP}-Z_{E1})^2; \\
P_D &= [(E_1E_2)^2 + s^2_1 - s^2_2]/2(E_1E_2); \\
P_D &= (s^2_1 - p^2)^{1/2}.
\end{aligned} \tag{3.12}$$

Traectoria mișcării centrului conturului generator al sculei se determină cu funcția $P_D = f(p_{Dn})$.

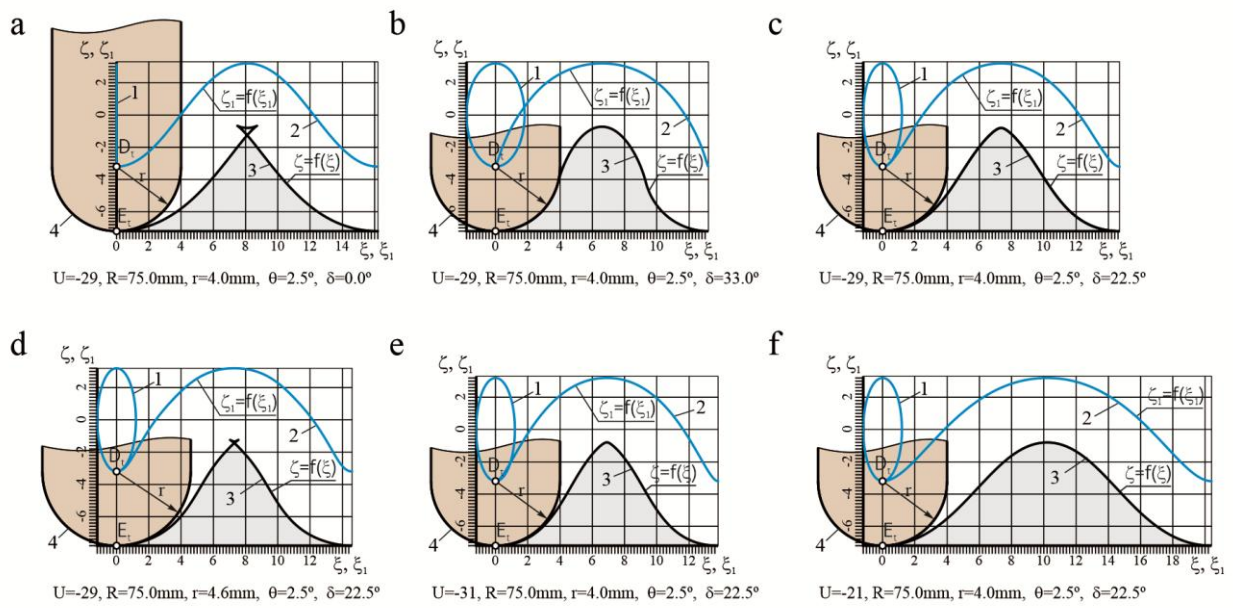


Fig. 3.3. Profilogramele generării profilului dinților cu sculă precesională: 1, 2 – traiectoriile mișcării centrului sculei în sistemul de coordonate imobil $OXYZ$ și, respectiv, în cel mobil $OXYZ'$; 3 – profilul dintelui; 4 – conturul generator al sculei

Prin metoda grafică, pentru parametrii constructivi ai roții fabricate $Z_1 = 24$, $Z_2 = 25$, $\theta = 2.5^\circ$, $\delta = 22.5^\circ$, $\beta = 3.83^\circ$, $R = 75$ mm, cercetăm următoarele valori ale avansurilor axiale s_z : 1 mm, 0.5 mm, 0.25 mm, 0.1 mm (figurile 3.4, 3.5). Analiza graficului din figura 3.4 demonstrează că lungimea liniei de contact a sculei cu profilul generat este maximă la piciorul dintelui și descrește, devenind minimă la vârful acestuia.

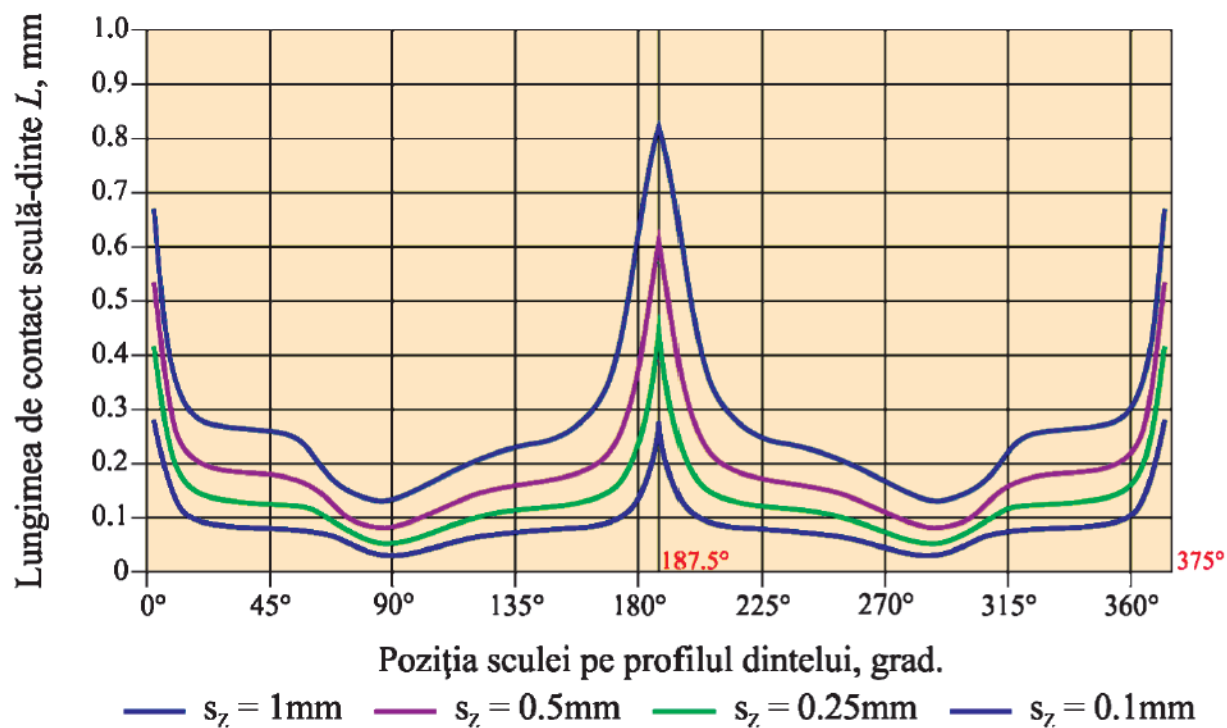


Fig. 3.4. Contact liniar între sculă și dinte

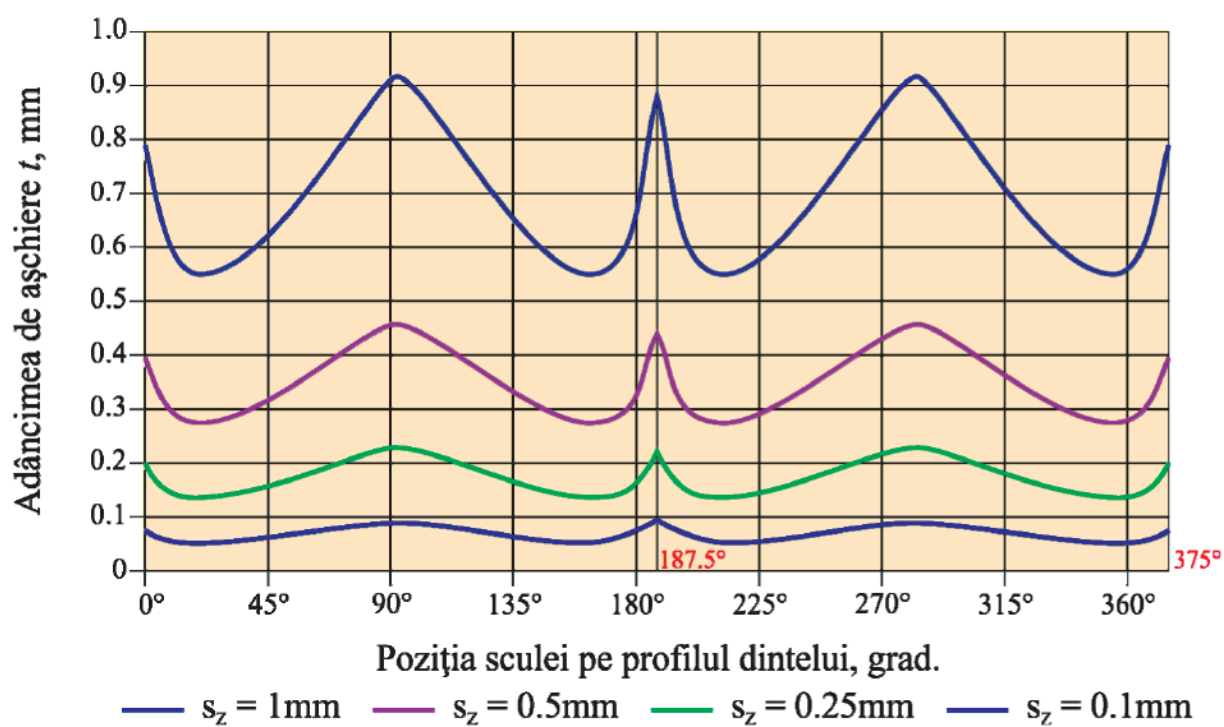


Fig. 3.5. Dependența adâncimii de așchiere pe normală la suprafața profilului dintelui pentru diferite poziții ale sculei

3.3. Variația secțiunii transversale teoretice a așchiilor dintre sculă și roata dințată

Procesul de rectificare se deosebește de cel cu sculă cu o muchie așchietoare prin aceea că așchiera adaosului se realizează nu numai de o muchie, ci de o mulțime de muchii așchietoare. Mulțimea dată este limitată de dimensiunea granulelor abrazive ale discului, totodată, sub acțiunea forței axiale în zona de contact pe toată înălțimea discului (ori a porțiunii de lucru), așchiază simultan mai multe granule, care se includ în metal la o adâncime mai mică în comparație cu procedeul de așchiere cu o singură muchie așchietoare [98].

În funcție de forța de așchiere P_y variază și arcul de contact al sculei cu roata dințată (figura 3.2). La 1 mm de lungime a discului se va schimba și numărul de granule care simultan se află în contact cu piesa. De exemplu, odată cu sporirea forței axiale, simultan cu adâncirea granulelor în metal se schimbă și suprafața zonei de contact ca urmare a majorării arcului. Deci, simultan cu mărirea arcului de cerc sporește și numărul n al granulelor abrazive, până când la suprafața sumară a secțiunii de abrazare de la toate granulele care se află în contact nu vor echilibra sarcina exterioară. Atunci când $F_c = ts$ (de la un grăunte) și de la sumara $\Sigma F_c = tsn$, lucrul efectuat de disc va avea forma:

$$\sum F_c = \frac{P_y}{k_1 \sigma_i} - k_2 l_3(t) sn, \quad (3.13)$$

unde: k_1 – coeficientul în care se ia în considerație raportul tensiunilor de contact în direcția acțiunii forței P_y pentru geometria dată; k_2 – coeficientul în care se ia în considerație raportul tensiunilor de contact ce acționează sub plăcuța de contact în direcția acțiunii forței P_y ; σ_i – intensitatea stării tensionate la viteza de deformare și temperatură dată (rezistența deformării plastice).

Creșterea P_y va conduce la majorarea corespunzătoare a suprafeței de contact a granulelor sumare, care se găsesc simultan în contact. Dacă suprafața de contact crește de două ori, atunci numărul granulelor de asemenea se majorează de două ori.

Totodată, tocirea granulelor trebuie să se mărească tot de aproximativ două ori (deoarece acrul de cerc se majorează de două ori). Deci, suprafața sumară de așchiere de la toate granulele la o sarcină majorată va crește de patru ori (la $s = \text{const}$). Așadar, mărirea grosimii de așchiere t de la un grăunte rămâne în urmă de creșterea P_y . Se poate prognoza că odată cu mărirea arcului de contact va apărea o valoare critică a lui t mai mare decât care această valoare. Grosimea de așchiere nu va crește, deoarece granulele precedente vor lăsa celor din urmă o parte de metal neașchiat și, în acest caz, varierea arcului de cerc (cu creșterea P_y) va cauza majorarea ΣF_c doar în urma creșterii simultane în zona de contact al granulelor (la $t_{\max} = \text{const}$). Se constată că valoarea t va varia la rectificare de la 0 până la $t_{\max}$. Această valoare depinde de granulația

discului, de duritate și structură (distanța dintre granulele așchietoare). Studiarea așchiilor la microscopul *Vega TS 5130* permite a determina că la o granulație de 25-50, la diferite forțe radiale, t variază de la 5 la 7 μm .

Determinarea productivității la rectificare după formula (3.13) este incomodă și complicată față de [2, 30] pentru cazul prelucrării cu un singur tăiș, din cauza variației celor trei componente ale suprafeței sumare de așchiere (t , s și mai ales n).

Pentru a elabora modelul fizic de calcul al procesului de rectificare, este necesar a lua în considerație prelucrarea simultană a metalului cu mai multe granule în zona de contact cu discul ori a examina o schemă plană de așchiere cu un singur grăunte cu acțiunea forței care revine la 1 mm de lungime convențională a muchiei așchietoare. În realitate, muchia grăuntelui este cu mult mai mică.

La rectificare și frezare pentru diferite adâncimi de așchiere t în direcția verticală a mașinii-unelte, condițiile de prelucrare a profilului roților dințate conice cu profil nestandardizat sunt diverse. Studiind schema de prelucrare (figurile 3.1 și 3.2), se observă că cele mai favorabile condiții se creează la vârful dintelui când scula trece din poziția 2 în poziția 3.

Secțiunea transversală a așchiilor dintre sculă și profil se micșorează. În cazul dat este cercetat dinte cu forma convex-concavă. Pentru a cerceta secțiunea transversală a așchiilor, vom aplica ecuațiile ce descriu forma profilului pentru diferite adâncimi de așchiere t [104, 107, 108, 109, 115, 116, 121, 136]. Suprafața secțiunii transversale se determină prin relația (3.14):

$$S = V \cdot L \text{ [mm}^2\text{/min]}, \quad (3.14)$$

unde: V – viteza tangențială la profil, mm/min.; L – lungimea liniei de contact, mm.

În figura 3.6 este reprezentată dependența variației vitezei tangențiale la profil.

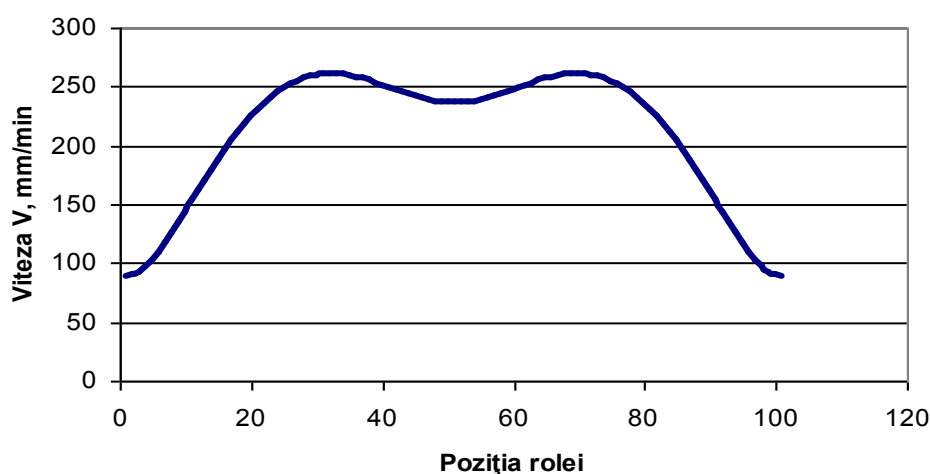


Fig. 3.6. Variația vitezei tangențiale la profil

Folosind metoda grafică pentru parametrii constructivi $R = 75 \text{ mm}$, $\delta = 22.5$, $\theta = 2.45$, $\beta = 3.83$ și pentru adâncimile 1 mm, 0,5 mm, 0,25 mm, 0,1 mm, se obțin graficele din figurile 3.7 și 3.8.

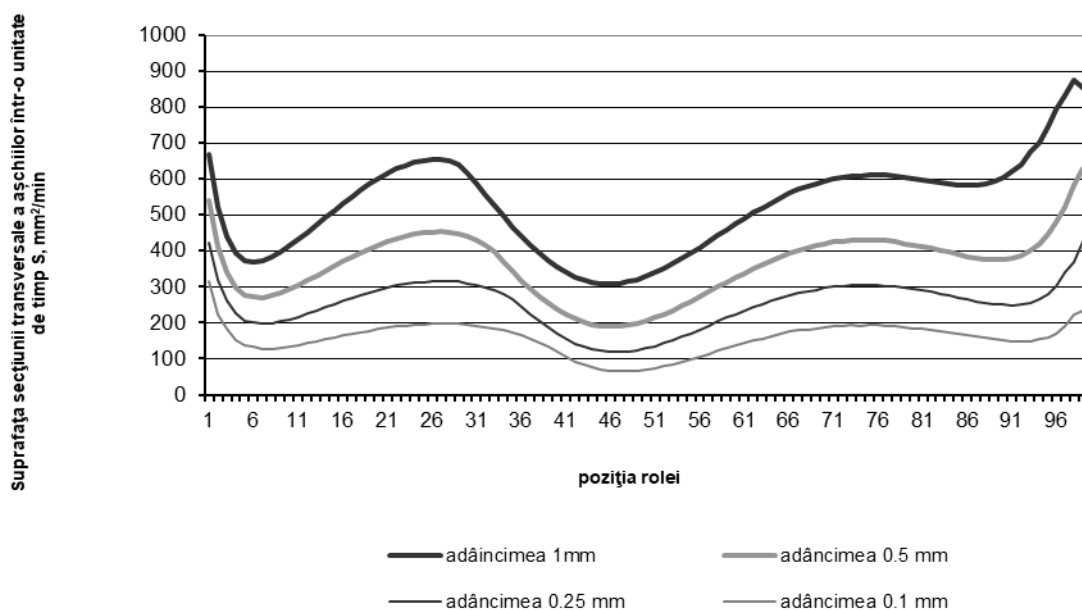


Fig. 3.7. Variația secțiunii transversale a așchiilor

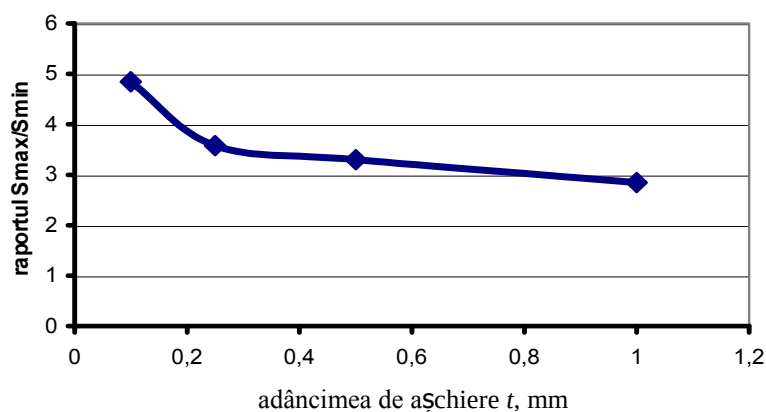


Fig. 3.8. Raportul dintre secțiunea maximă și secțiunea minimă pentru diferite adâncimi

La examinarea graficelor variației secțiunii transversale a așchiilor se observă că scula este încărcată maximal la fundul dintelui și este asemănătoare procesului de rectificare interioară (pozițiile 1–20 și 75–100) și constituie aproximativ 40–45% din lungimea totală a dintelui. La pozițiile 20–37 și 61–75, sculei i se atribuie procesul de rectificare plană și ea constituie

aproximativ 30-35%. Restul drumului (vârful dintelui), scula va lucra în proces de rectificare exterioară, cu suprafața mică a secțiunii transversale a așchiilor.

Așadar, regimurile de așchiere pentru rectificarea roților dințate conice cu profil nestandardizat vor fi alese pentru condițiile de rectificare conică interioară.

3.4. Descrierea analitică a poligonalității profilului format în procesul de generare cu sculă în formă de disc

Vom examina schema generării profilului convex-concav prin rectificare conform metodei expuse în p. 3.1. În figura 3.1 este prezentată schema de formare a suprafeței danturii conice cu profil convex-concav cu sculă în formă de disc profilat la periferie în arc de cerc. În figura 3.9 este prezentată schema formării poligonalității profilului dintelui generate la i/z_2 cicluri de precesie a sculei și i deplasări complete alternative („du-te-vino”) a acesteia în direcția spre centrul de precesie, unde: z_2 este numărul de dinți ai roții fabricate, i – numărul curselor de deplasare alternativă (du-te-vino) a sculei pe direcția spre centrul de precizie la generarea a Z_2

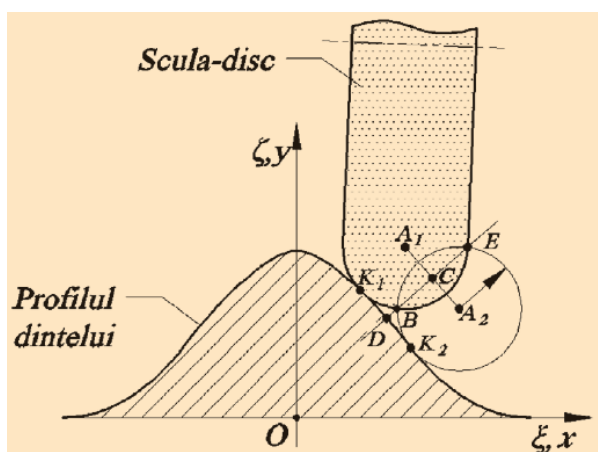


Fig. 3.9. Schema formării poligonalității profilului generat

dinți ai danturii. Mișcările sferospațială și alternativă (du-te-vino) ale sculei sunt coordonate între ele, astfel încât punctele de contact K_1 , K_2 (sculă–profil) în mișcarea lor evolutivă să fie plasate pe profilul dinților, descris și cu ecuațiile parametrice (3.3).

În procesul de generare a profilului dinților, coordonarea mișcărilor sculei trebuie să asigure următoarele condiții: când centrul conturului generator al sculei (central razei de curbura a profilului periferic) se plasează în punctual A_1 , scula contactează cu profilul dintelui în punctul K_1 ; după o deplasare completă de du-te-vino a sculei, aceasta contactează cu profilul dintelui în punctul K_2 .

Poligonalitatea profilului generat în secțiunea normală și pe lungimea dintelui depinde așadar de cinematica procesului de generare, exprimată prin coraportul i și z_2 .

Pentru determinarea poligonalității trebuie determinat segmentul DB , format în timpul unei deplasări alternative (du-te-vino) a sculei, lungimea căruia reprezintă calitatea suprafeței generate. Valoarea maximă a poligonalității predomină în zona trecerii formei profilului din concavă în convexă, localizată în vecinătatea vârfului dintelui.

Valoarea și varierea poligonalității profilului depind de următorii factori:

- forma geometrică a dintelui (în diferite zone ale dintelui poligonalitatea este diferită);
- precizia lanțului cinematic al mașinii-unelte prin care se realizează interacțiunea sculei cu semifabricatul;

- precizia mecanismelor de poziționare a sculei și stabilitatea dinamică a mașinii-unelte.

Pentru determinarea analitică a segmentului DB , ne conducem de geometria contactului sculei generatoare cu profilul creat, prezentată în figura 3.9. În acest scop, determinăm coordonatele punctelor-reper, care geometric reprezintă interacțiunea sculei în mișcare cu profilul generat.

Inițial scriem ecuația circumferinței cu rază r plasată în punctul A_1 :

$$(x - x_1)^2 + (y - y_1)^2 = r^2; \quad (3.15)$$

și ecuația aceleiași circumferințe cu centrul deplasat în punctul A_2 :

$$(x - x_2)^2 + (y - y_2)^2 = r^2; \quad (3.16)$$

Egalând ecuațiile 3.15 și 3.16, obținem:

$$\begin{aligned} x^2 - 2xx_1 + x_1^2 + y^2 - 2yy_1 + y_1^2 &= x^2 + x_2^2 - 2xx_2 + y^2 + y_2^2 - 2yy_2; \\ 2y(y_2 - y_1) &= x_2^2 - x_1^2 + y_2^2 - y_1^2 + 2x(x_1 - x_2); \end{aligned} \quad (3.17)$$

$$y = Ax + B,$$

$$\text{unde: } A = \frac{x_1 - x_2}{y_2 - y_1}, \quad B = \frac{x_2^2 - x_1^2 + y_2^2 - y_1^2}{2(y_2 - y_1)}.$$

În continuare determinăm coordonatele punctelor B și E de intersecție a conturilor generatoare ale sculei cu centrele în A_1 și A_2 . Operând o serie de transformări, obținem:

$$(x - x_1)^2 = r^2 - (Ax + B - y_1)^2; \quad (3.18)$$

$$X_B = \frac{-b - \sqrt{b^2 - c(A^2 + 1)}}{A^2 + 1};$$

$$X_E = \frac{-b + \sqrt{b^2 - c(A^2 + 1)}}{A^2 + 1};$$

$$\text{unde: } y = Ax + B; \quad A = \frac{x_2 - x_1}{y_1 - y_2}; \quad B = \frac{x_1^2 - y_1^2 - x_2^2 + y_2^2}{2(y_1 - y_2)};$$

$$y_E = Ax_E + B. \quad (3.19)$$

Punctul C are coordonatele:

$$x_c = \frac{x_B + x_E}{2}; \quad y_c = \frac{y_B + y_E}{2}. \quad (3.20)$$

Pentru determinarea coordonatelor punctului D , scriem ecuația dreptei BE :

$$y = Ax + B = \frac{8}{9}x + \frac{61}{36} = \frac{32}{36}x + \frac{61}{36}; \quad (3.21)$$

$$DB = DC - BC;$$

$$x = \frac{d - \sqrt{d^2 - (A^2 + 1)e}}{A^2 + 1}, \quad (3.22)$$

unde: $d = x_c - A(B - y_c)$; $e = (B - y_c)^2 - r^2 + x_c^2$;

$$(x_D - x_c)^2 + (y_D - y_c)^2 = r^2. \quad (3.23)$$

Determinăm lungimea segmentului BC :

$$BC = \sqrt{(x_c - x_B)^2 + (y_c - y_B)^2};$$

$$DB = DC - BC.$$

În procesul de generare a dintelui, punctul de contact sculă – profil K_I se deplasează pe profil. Admitem ca punctul K_I coincide cu D , care aparține atât profilului, cât și sculei, conturul generator al căreia efectuează mișcare sferospațială cu un punct fix. Punctul D de pe sculă descrie o traiectorie, pe care o prezentăm în coordonate parametrice, conform formulelor (3.2):

$$X_D = X_D(\Psi),$$

$$Y_D = Y_D(\Psi),$$

$$Z_D = Z_D(\Psi),$$

unde Ψ reprezintă unghiul de rotire a arborelui-manivelă a mecanismului de comunicare sculei a mișcării sferospațiale și este în funcție de timpul t :

$$\Psi = \omega t, \quad 0 \leq \Psi \leq \frac{Z_2}{Z_1} 2\pi \text{ rad}.$$

Coordonatele punctului D în mișcarea sferospațială a sculei sunt următoarele:

$$Z_D = -R \cos \delta \cos \left(\frac{Z_1}{Z_2} \Psi \right) \sin A - R \sin \delta \cos \theta; \text{ este funcție de timp } t:$$

$$Z_D(\Psi = 0) = -R \cos \delta \sin \theta - R \sin \delta \cos \theta = R[\sin \theta \cos \delta + \cos \theta \sin \delta] = -R \sin(\delta + \theta);$$

$$Z_D \left(\Psi = \frac{Z_2}{Z_1} 2\pi \right) = -R \cos \delta \cos - R \sin \delta \cos \left(\frac{Z_1}{Z_2} \frac{Z_2}{Z_1} 2\pi \right) \sin \theta - R \sin \delta \cos \theta = -R \sin(\delta + \theta);$$

$$\Psi_1^0 = \frac{Z_2}{Z_1} (i-1); \quad 0 \leq \Psi_1 \leq \frac{Z_2}{Z_1} 360^\circ; \quad i=1,2,\dots,361. \quad (3.24)$$

Profilul dintelui prezentat în figura 3.9 este proiectat în secțiunea lui transversală, cu plasarea centrului conturului generator al sculei A_1 în aceeași secțiune. Proiectarea profilului dintelui în secțiunea lui transversală a fost efectuată prin metodologia descrisă în p. 3.1. Conform metodologiei menționate, traiectoria mișcării centrului conturului generator al sculei și profilul dintelui au fost descrise prin ecuații parametrice pe sferă, mai apoi au fost proiectate în plan perpendicular pe dinte. În mod analogic notăm A_1 și A_2 – două puncte pe traiectoria descrisă de central conturului generator al sculei pe planul III (transversal) al dintelui, perpendicular pe planul OE_1E_2 , unde O este centrul precesiei, E_1 și E_2 – puncte de picior a doi dinți vecini de pe sfera cu rază R cu centrul în punctul O ; r – raza conturului generator al sculei; B și E – punctele de intersecție a conturilor generatoare ale sculei cu rază r (cu centrele în punctele A_1 și A_2). Cu D notăm punctul comun al sculei și dintelui plasat pe dreapta BE la distanța $CD = r$.

Introducem notațiile (figura 3.8):

$$x = \xi_1, \quad y = \zeta_1. \quad (3.25)$$

Notăm coordonatele punctelor A_1 și A_2 cu x_1, y_1 , respectiv x_2, y_2 . Valorile coordonatelor pot fi exprimate ca funcții de Ψ . La generarea unui dinte, unghiul Ψ variază în limitele 0 și $2\pi \frac{Z_2}{Z_1}$, unde Z_1 și Z_2 sunt numerele de dinți ai roților angrenajului aflate real în angrenaj, deci:

$$0 \leq \Psi_1 \leq \frac{Z_2}{Z_1} 2\pi. \quad (3.26)$$

În continuare, scriem ecuațiile conturilor generatoare ale sculei (în formă de cercuri), considerând coordonatele centrelor lor în punctele A_1 și A_2 :

$$\begin{aligned} (x - x_1)^2 + (y - y_1)^2 &= r^2; \\ (x - x_2)^2 + (y - y_2)^2 &= r^2. \end{aligned} \quad (3.27)$$

și determinăm coordonatele punctelor B și E de intersecție a conturilor generatoare ale sculei:

$$\begin{aligned} x^2 - 2xx_1 + x_1^2 + y^2 - 2yy_1 + y_1^2 &= x^2 - 2xx_2 + x_2^2 + y^2 - 2yy_2 + y_2^2; \\ y &= Ax + B, \\ (x - x_2)^2 + (Ax + B - y_2)^2 - r^2 &= 0; \end{aligned}$$

unde: $(A^2 + 1)x^2 + 2bx + c = 0,$ (3.28)

unde: $b = A(B - y_1) - x_1, \quad c = x_1^2 + (B - y_1)^2 - r^2.$

$$\begin{aligned}
A &= \frac{x_2 - x_1}{y_1 - y_2}, \quad B = \frac{x_1^2 - y_1^2 - x_2^2 - y_2^2}{2(y_1 - y_2)}. \\
x_b &= \frac{-b - \sqrt{b^2 - c(A^2 + 1)}}{A^2 + 1}; \\
x_e &= \frac{-b + \sqrt{b^2 - c(A^2 + 1)}}{A^2 + 1}; \\
y_B &= A * X_B + B; \\
y_E &= A * X_E + B.
\end{aligned} \tag{3.29}$$

$$\tag{3.30}$$

Utilizând coordonatele punctului C :

$$x_c = \frac{x_b + x_e}{2}, \quad y_c = \frac{y_b + y_e}{2}, \tag{3.31}$$

determinăm coordonatele punctului D , din sistemul de ecuații:

$$\begin{aligned}
&\{(x - x_c)^2 + (y - y_c)^2 = r^2; \\
&\{y = Ax + B. \\
&x^2 - 2x * x_c + x_c^2 + (-y_c + Ax + B)^2 = r^2; \\
&(A^2 + 1)x^2 - 2d * x + e = 0,
\end{aligned}$$

unde: $d = x_c - A(B - y_c)$; $e = (B - y_c)^2 - r^2 + x_c^2$.

$$\begin{aligned}
x_D &= \frac{d - \sqrt{d^2 - (A^2 + 1)e}}{A^2 + 1}, \\
y_d &= A * x_d + B.
\end{aligned} \tag{3.32}$$

Pentru determinarea poligonalității profilului exprimat în lungimea segmentului BD , determinăm mai întâi lungimea segmentului BC :

$$BC = \sqrt{(x_c - x_b)^2 + (y_c - y_b)^2}, \tag{3.33}$$

apoi lungimea segmentului BD , ce reprezintă înălțimea rugozităților formate de sculă în procesul de rectificare:

$$BD = r - BC. \tag{3.34}$$

Procesul de rectificare se desfășoară prin deplasarea alternativă (du-te-vino) a sculei de-a lungul dintelui, cu rotirea concomitentă a semifabricatului la unghiul $\angle \theta$:

$$\Delta\theta = \frac{2\pi}{zN}, \quad (3.35)$$

unde: z – numărul de dinți ai roții-semifabricat; N – numărul de curse duble ale sculei la generarea profilului.

Timpu unui ciclu poate fi determinat prin relația:

$$\tau = \frac{1}{zNn_k}; \quad (3.36)$$

unde n_k este frecvența de rotire a mesei mașinii-unelte coordonate cu cursele duble ale sculei.

Timpu unui ciclu du-te-vino al sculei mai poate fi determinat și prin drumul parcurs și viteza deplasării acesteia:

$$\tau = \frac{l}{S_1} + \frac{l}{S_2}, \quad (3.37)$$

unde l – drumul parcurs de-a lungul dintelui, determinat conform [342] prin relația:

$$l = B + (3+10) \text{ mm}, \quad (3.38)$$

unde: B – lungimea dintelui; S_2 – viteza rectilinie de deplasare a sculei în poziția inițială.

Astfel, din egalitatea expresiilor timpului ciclurilor du-te-vino ale sculei, obținem:

$$\frac{1}{zN_k} = \frac{(S_1 + S_2)}{(S_1 \cdot S_2)}, \quad (3.39)$$

$$\text{de unde: } N = \frac{S_1 \cdot S_2}{z \ln_k(S_1 + S_2)},$$

unde $k = 1, 2, 3, \dots$ este numărul de dinți rectificați.

Utilizând expresia n_k , aflăm numărul de curse la care se obține poligonalitatea respectivă:

$$n_k = \frac{S_1 \cdot S_2}{N_x IK(S_1 + S_2)}. \quad (3.40)$$

3.5 Elaborarea sistemului tehnologic de generare a danturilor cu mișcare sferospațială a sculei în formă de disc

Tehnologia de generare a profilurilor convex-concave cu sculă precesională în formă de trunchi de con, descrisă în [2, 7-8, 41-48], nu poate fi utilizată pentru crearea profilurilor roților conice cu diametrul mai mic de 80–100 mm, din cauza micșorării dimensiunilor sculei abrazive.

Dezavantajul acestui procedeu în cazul rectificării profilurilor constă și în uzura neuniformă a sculei abrazive pe lungimea ei, fapt ce provoacă formarea ridurilor perpendiculare

pe axa dintelui, apariția arsurilor și microfisurilor – toate acestea conduc la scăderea calității suprafeței prelucrate.

Procedeul de generare a danturilor conice cu sculă în formă de disc urmărește scopul de a înlătura dezavantajele menționate și de a asigura fabricarea roților cu dimensiuni mici.

Procedeul (figura 3.1) constă în comunicarea sculei în formă de disc a unei mișcări sferospațiale cu un punct fix, care ar imita mișcările relative la angrenarea dinților în angrenajul precesional real. Mișcările transmise sculei urmează a fi coordonate în raport cu un sistem mobil de coordonate ($X_1 Y_1 Z_1$) și cu unul fix (X, Y, Z), originea cărora să fie plasat pe axa mesei mașinii-unelte și să coincidă cu central mișcării sferospațiale.

Pentru realizarea tehnologiei de generare a danturilor cu mișcare sferospațială a sculei în formă de disc descrise în p. 3.1, a fost elaborat dispozitivul prezentat în figura 3.10, care conține un corp 1 cu un element de reazem executat în formă de semicilindru pentru rezemarea lui în lăcașul mașinii-unelte, traversa 2 prinsă prin buloane de corpul 1, arborele-manivelă 3 pe care este montat balansierul 4, brațul reglabil 5. Așezarea simetrică a brațului se asigură prin intermediul unei pene prismatice 6. Scula 7 împreună cu mecanismul de acționare constructiv sunt legate cu brațul 5, cu asigurarea posibilității varierii unghiului de poziționare a sculei ($\beta + \delta$) (figura 3.10). Schema cinematică a dispozitivului a fost elaborată astfel încât axele fixă Z și mobilă Z_1 ale arborelui-manivelă 3 să se intersecteze într-un punct (central mișcării sferospațiale) amplasat pe axa semifabricatului 9. Totodată, balansierul 4 este legat cu sistemul mobil de coordonate $OX_1Y_1Z_1$, corpul 1 – cu sistemul imobil de coordonate $OXYZ$, axa arborelui-manivelă 3 coincide cu axa Z_1 , iar axa de rotire a semifabricatului 9 – cu axa Z .

La rotirea arborelui-manivelă 3, balansierului 4 și sculei 1 li se comunică o mișcare sferospațială în jurul punctului O de intersecție a axelor fixă și mobilă ale arborelui-manivelă 3, denumit *centru de precesie*. Totodată, cu ajutorul mecanismului 10, sculei i se comunică o mișcare alternativă du-te-vino spre centrul de precesie, astfel încât punctul de contact al sculei cu profilul dintelui să coincidă cu generatoarele suprafețelor flancurilor dinților. Mecanismul 10 cu acționare electromecanică sau pneumatică, la rândul său, deplasează căruciorul 11, pe care se instalează scula 7 cu mecanismul său de acționare (care poate fi un electromotor sau o turbină de turație mare). Pentru o deplasare rectilinie corectă, căruciorul 11 este instalat pe ghidaje.

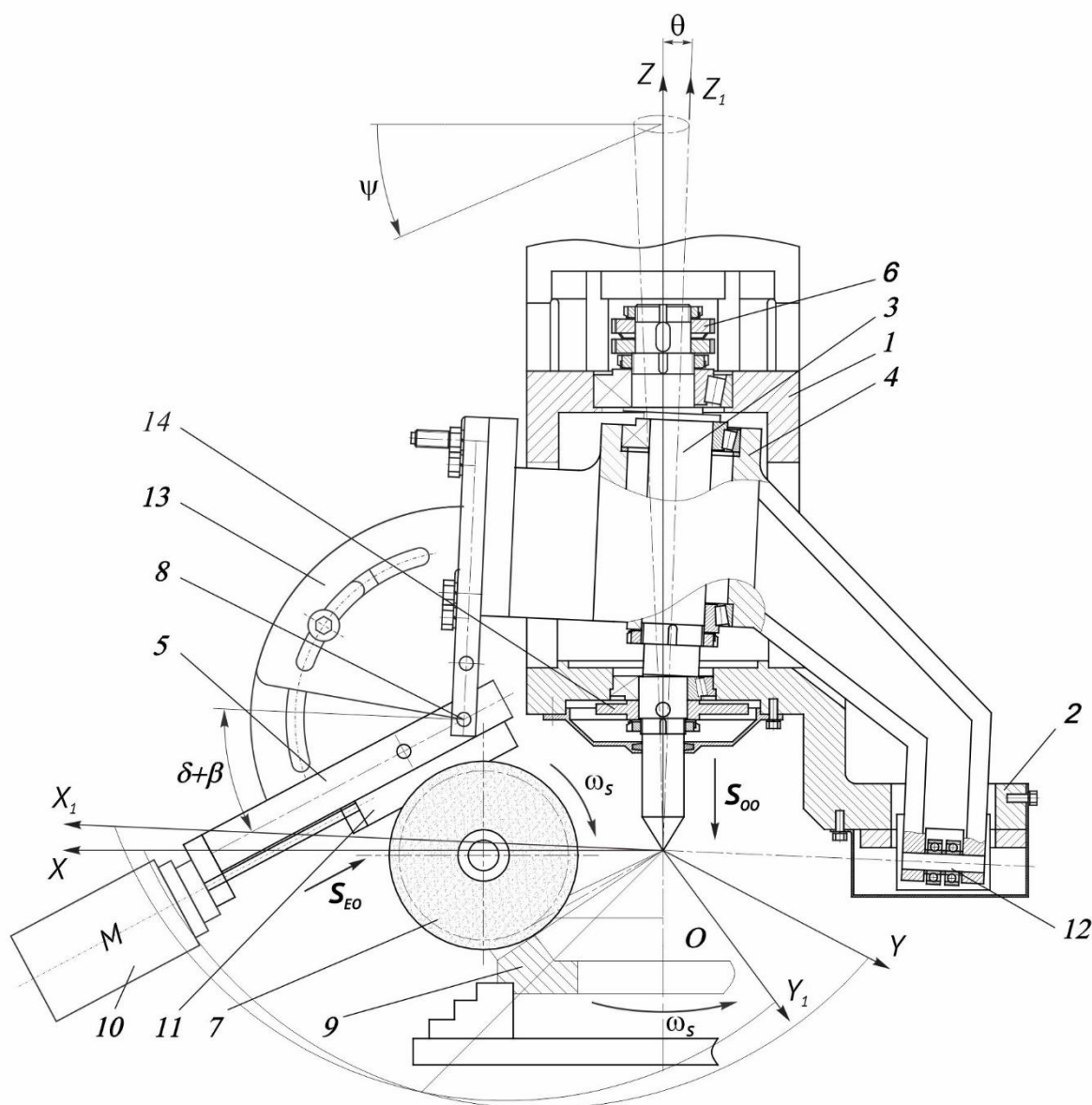
Balansierul oscilant este limitat de rotirea în jurul propriei axe geometrice și execută doar oscilații în jurul axei Y a sistemului de coordonate fix $OXYZ$ cu unghiul Θ . Aceasta se asigură prin blocarea balansierului cu ajutorul unui mecanism 12 de legătură cinematică, ce realizează încă o funcție – comunică sculei 7 o mișcare auxiliară, descrisă de unghiurile Euler Θ și Ψ .

Varierea unghiului $\beta + \delta$ de înclinare a sculei 7 se asigură prin rotirea unui tub filetat 13, care permite varierea poziționării unghiulare a căruciorului 11.

Prelucrarea abrazivă se realizează cu ajutorul sculei 7 (figura 3.11), formate din trei discuri abrazive 14, 15, 16, profilate astfel încât interstițiul dintre ele să fie variabil. Discurile sunt așezate pe un dorn 17, distanțate de șaibe 18 și prinse cu o piuliță 19. Scula 7 primește o mișcare de rotație de la un motor (pe figuri nu este prezentat). Discurile sunt amplasate sub un unghi mai mare decât unghiul de nutație Θ . O astfel de construcție a sculei 7 ne permite să asigurăm la prelucrare o mișcare a granulelor abrazive în direcția axei sculei. Zona de așchiere la o rotație a acesteia își schimbă poziția, adică la o rotație a sculei 7 cu discurile abrazive 14, 15, 16 toate punctele periferice ale zonelor de așchiere execută o mișcare de-a lungul axei de rotire a sculei 7.

Datorită acestei mișcări a muchiilor așchietoare ale discurilor 14, 15, 16, are loc o rectificare cu întrerupere în timp, fapt ce conduce la micșorarea temperaturii în zona de așchiere față de cea tradițională.

În procesul de rectificare cu o asemenea sculă nu apar arsuri și microfisuri. Unghiul de înclinare a discurilor 14, 15, 16 ne permite să sporim numărul granulelor abrazive care participă la așchiere.



La rectificarea tradițională, la aşchiere participă cca 5–15% din granule, iar în cazul rectificării cu scule (figura 3.11), numărul acestora crește considerabil, în funcție de unghiul de înclinare a discurilor 14, 15, 16. Discurile laterale 14, 16 sunt fabricate pe baza unui liant de vulcanit sau cauciuc.

Părțile flexibile ale discurilor, indiferent de forța normală pe semifabricat, lucrează în condiții de presiuni variabile. În cazul în care scula efectuează mișcarea de precesie, elementele flexibile contactează consecutiv cu profilul dintelui, prelucrându-l alternativ din diferite părți. La aşchierea combinată cu deplasarea granulelor în direcție longitudinală și axială, se formează o

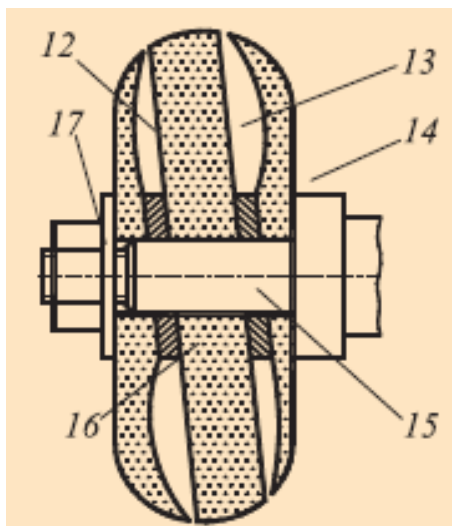


Fig. 3.11. Scula profilată formată din 3 discuri cu interstițiu variabil

rețea de urme și un microrelief analogic celui de la rectificarea cu mișcări vibratoare. Productivitatea unui astfel de procedeu de rectificare este de 2-5 ori mai mare decât a celui obișnuit. În același timp, uzura sculei abrazive se reduce cu 30%.

În figura 3.12 a, b, c este prezentat discul abraziv, ale cărui muchii așchietoare ale stratului abraziv au o lungime variabilă de la o secțiune la alta. Proeminențele au o lungime așchietoare diferită în fiecare secțiune a discului,

definită de relația:

$$l_i = \frac{2\pi Dz}{z_{\max} n},$$

unde D este diametrul discului abraziv; z_i – mărimea adaosului din piesa prelucrată, înlăturat de către o proeminență; $Z_{\max}$ – mărimea maximă a adaosului înlăturat din piesă; n – numărul par de proeminențe așchietoare pe disc; l_i – lungimea curbei proeminenței așchietoare a profilului discului.

Uzura sculei cu o astfel de formă a muchiilor așchietoare nu modifică profilul discului, deci decade necesitatea profilării acestuia. Prin urmare, crește productivitatea procesului, scad cheltuielile legate de profilare și de costul prelucrării.

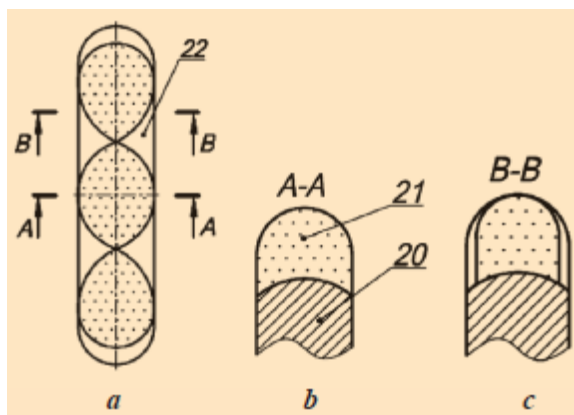


Fig. 3.12. Sculă abrazivă profilată

Conform figurii 3.12, scula 7 este compusă din corpul 20, cu un strat care conține abrazivi, cu muchii așchietoare 21 urmate de adâncituri 22. Deoarece muchiile așchietoare 21 se rânduiesc cu adânciturile 22, a căror lungime este direct proporțională cu valoarea adaosului înlăturat, lucrul specific efectuat, ce revine unei grăunte abraziv, este același pe toate muchiile.

Datorită acestui fapt, stratul abraziv se uzează uniform, se păstrează neschimbat profilul discului și nu apare necesitatea de a fi reprofilat. Datorită adânciturilor 22, zona de așchiere de pe suprafața discului se răcește mai bine și se îndepărtează mai eficient produsele apărute în urma procesului de așchiere.

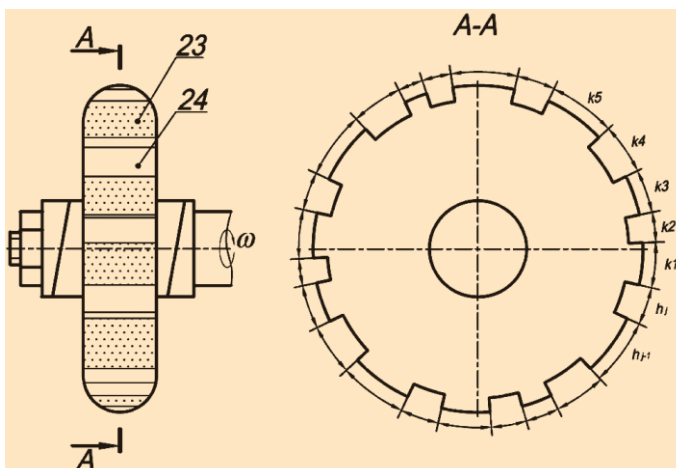


Fig. 3.13. Scula abrazivă cu lungime variabilă a muchiilor așchietoare

În figura 3.13 este prezentat discul abraziv, pe suprafața de lucru a căruia sunt executate muchii așchietoare 23 și adâncituri 24 (proeminențe), repartizate pe cerc cu pas neuniform. Această sculă își păstrează dimensiunile datorită micșorării temperaturii din zona de contact și este mai puțin vulnerabilă trepidațiilor radiale ale discului.

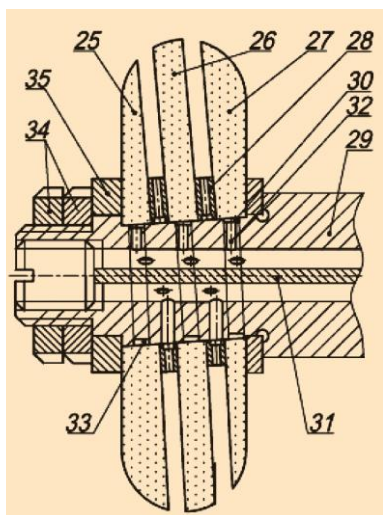


Fig. 3.14. Scula abrazivă cu discuri înclinate cu interstițiu liniar

Scăderea temperaturii în zona de contact se datorează raportului uniform al lungimii muchiilor așchietoare ($k_1, k_2, k_3, \dots, k_n$) cu adânciturile ($s_1, s_2, s_3, \dots, s_n$), adică unde n este un număr par de adâncituri de pe o jumătate din discul abraziv.

Scula din figura 3.14 conține discurile abrazive 25, 26, 27 distanțate cu șaibele 28, amplasate pe dornul 29 cu găuri radiale 30. Gaura centrală a dornului este divizată de separatorul 31 în două canale pentru alimentarea zonei de rectificarea cu două amestecuri eterogene de ungere-răcire. Canalele axiale 30 comunică cu găurile radiale 32 și cu canalele 33, executate pe suprafața exterioară a dornului în locurile de montare a discurilor abrazive, iar celelalte 33 comunică prin găurile radiale cu canalele executate pe suprafața interioară a alezajului.

Discurile abrazive sunt prinse prin șaibele 34 și piulițele 35. Discurile 25, 26 și 27 sunt montate pe porțiunea înclinată a dornului sub un anumit unghi față de axa de rotire a acestuia. Asamblarea discurilor cu șaibe între ele cu grosime diferită formează între muchiile așchietoare un interstițiu liniar sau ondulat. La rotirea dornului, muchiile așchietoare ale discurilor efectuează o mișcare cu bătaie axială cu amplitudinea dependentă de unghiul de înclinare a porțiunii dornului și diametrul sculei. Această mișcare influențează substanțial asupra calității suprafeței rectificatoare.

Scula abrazivă reprezentată în figura 3.15 este un ansamblu analogic cu cel din figura 3.14, dar fără interstițiu între discurile 41. Scula abrazivă din figura 3.16 reprezintă un ansamblu format din două discuri abrazive 38, fixate pe corpul 39 cu interstițiul reglabil. Interstițiul liniar

se reglează cu grosimea unei șaibe de distanțare. Scula abrazivă prezentată în figura 3.17 constructiv se deosebește de scula din figura 3.16 doar prin forma ondulatorie a interstițiului format de muchiile de așchiere ale discurilor 40 și 41.

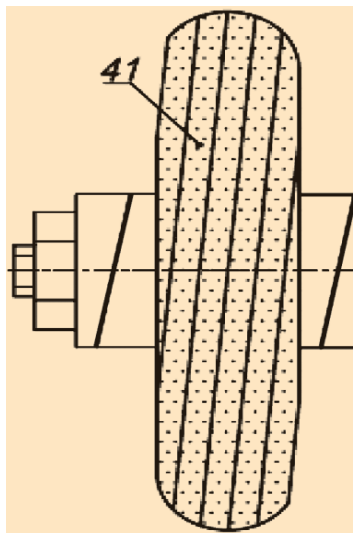


Fig. 3.15. Scula abrazivă în formă de pachet de discuri

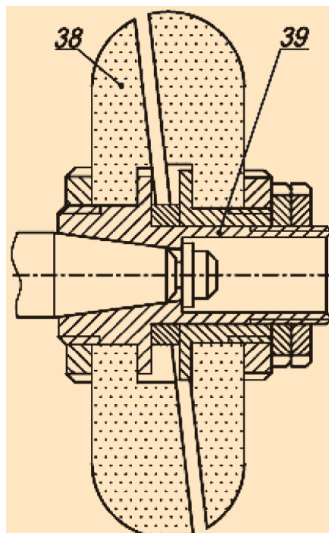


Fig. 3.16. Scula abrazivă cu discuri înclinate cu interstițiu liniar reglabil

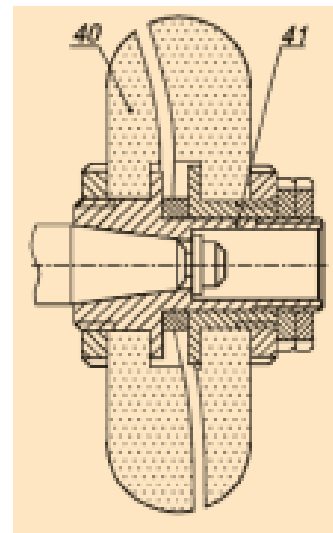


Fig. 3.17. Scula abrazivă profilată cu interstițiu ondulat reglabil

În ambele construcții, unghiul de înclinare a discurilor este mai mare decât unghiul de rotație a mișcării sferospațiale a sculei. Sculele cu interstițiu oscilatoriu contribuie la sporirea vibrostabilității și la micșorarea tensiunii termice a procesului de rectificare. Prin utilizarea oscilației zonei de așchiere prin discuri și întreruperea zonei de rectificare în direcția transversală putem înăspri regimurile de așchiere, spori vibrostabilitatea și micșora tensiunea termică a procesului.

Scula abrazivă din figura 3.17 este un ansamblu format din două discuri abrazive 40 fixate pe un corp 41 cu spațiu liber de formă curbilinie între ele, discurile abrazive sunt așezate sub un unghi mai mare ca unghiul de rotație θ . Pentru realizarea tehnologiei de generare a danturilor prin rectificare cu sculă abrazivă precesională în formă de disc, a fost proiectat și fabricat dispozitivul special, prezentat în figura 3.18 (agregatizat cu mașina-unealtă de danturat modelul 53A30P).

3.6. Descrierea utilajului și a metodei de rectificare a dinților

Prelucrarea profilurilor descrise în [2, 7-8, 41, 42] prin metoda tradițională, practic, este foarte complicată, fiindcă pentru fiecare relație a parametrilor θ , δ , β , și z este necesar să se execute scule cu profiluri corespunzătoare. Se știe că asupra formei profilului dinților



Fig. 3.18. Mașină-unealtă 53A30P cu dispozitivul de generare prin rectificare a danturilor cu sculă precesională în formă de disc

influențează valoarea unghiului axoidei conice δ , unghiul conicității roților β , unghiul de nutație Θ , numărul dinților roților z_1 , și z_2 și raportul dintre ele. De aceea, a fost propusă metoda care asigură generarea unei mulțimi de profiluri ale dinților cu utilizarea aceleiași scule.

Unei rotații a semifabricatului în jurul axei sale trebuie să-i corespundă: n cicluri depline de precesie, efectuate de sculă (unde $n = z_1$ – numărul de dinți ai semifabricatului).

Pentru generarea dinților cu modificare longitudinală, sculei i se dă forma hiperboloidului de rotație. Esența metodei

constă în aceea că sculei rotitoare, care are forma hiperboloidului de rotire cu o pânză, discului de rectificat i se comunică o serie de mișcări coordonate față de semifabricatul rotitor. Totodată, suprafața descrisă de partea periferică a sculei față de semifabricatul rotitor reproduce un oarecare corp imaginar, care are forma roții generatoare.

Utilizând lanțul cinematic de rulare al mașinii de danturare a roților dințate, semifabricatul roții dințate și scula se aduc într-o mișcare coordonată – mișcarea de rulare, care reproduce angrenarea roții generatoare cu semifabricatul. La fiecare schimbare elementară a poziției sculei rotitoare în spațiu față de semifabricat, din acesta se scoate o parte din metal. În consecință, suprafața dintelui roții prelucrate se obține ca înfășurătoarea unei serii consecutive de poziții ale periferiei sculei rotitoare față de semifabricat.

Pentru realizarea mișcărilor necesare ale sculei, a fost elaborat dispozitivul [7, 13], care poate fi adaptat la mașinile de danturat mărcile 5K32P, 53A11, 53A30P, 53A50, 53A80, 5342, executate conform clasei de precizie P GO37 8–77.

Vom examina particularitățile acțiunii reciproce a sculei cu dintele roții prelucrate pentru mașina de danturat 53A30P și dispozitivul pentru ea (figura 3.18). Dispozitivul conține două suprafețe de așezare semicilindrice, una care se instalează în locașul căruciorului tangențial al mașinii de danturat și care, cu ajutorul pătratului de rotire a căruciorului, se instalează în poziția verticală. Prin rotirea pătratului și a manivelei de reglare a distanței dintre axe, suprapunem axa

arborelui-manivelă cu axa mesei. În arborele-tijă al căruciorului se instalează axul-prizon al transmisiei fără joc, se fixează în arborele-tijă cu ajutorul coardei.

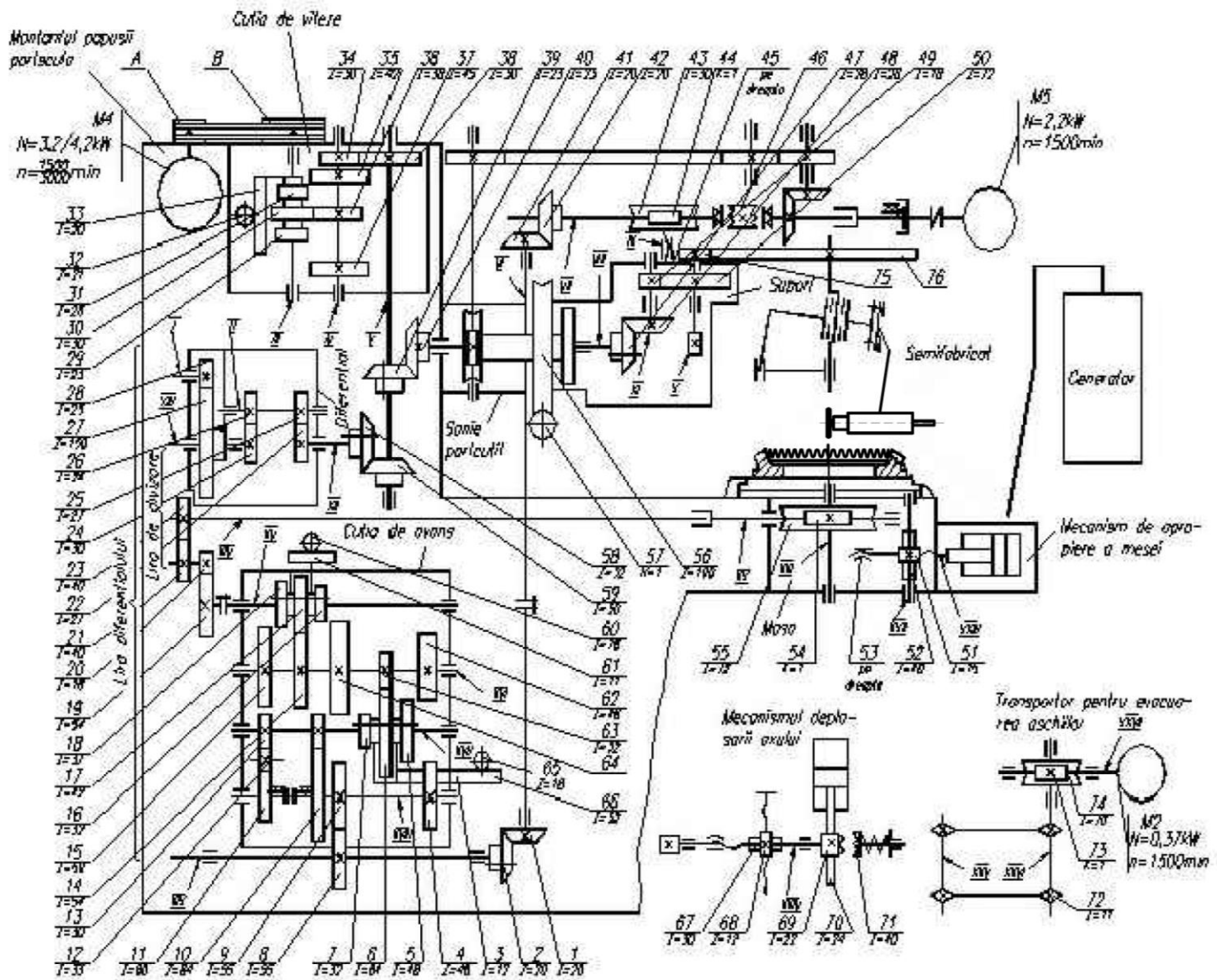


Fig. 3.19. Schema cinematică a mașinii de danturat modificate 53A30P

Pentru menținerea strictă a dispozitivului pe axa arborelui-tijă, se utilizează a doua suprafață cilindrică efectuată în corp, instalată în locul menținerii dornului sculei.

Corpul dispozitivului se strânge cu ajutorul prizoanelor de corpul căruciorului tangențial al mașinii de danturat.

În [7, 8] s-a stabilit că în transmisiile precesionale 2K-H, mecanismul de legătură al satelitului cu corpul și mișcarea lui sferică introduc o anumită eroare în poziția arborelui condus,

care determină neuniformitatea rotirii lui la rotirea uniformă a arborelui conducător. Acest neajuns se elimină prin metoda de prelucrare folosită, adică prin deplasarea erorii poziției arborelui condus pe profilul dinților prelucrați. Aceasta se realizează culegând construcția mecanismului de legătură și al traversei cu corpul dispozitivului și balansierului cu manivela executată în formă de sistem cu camă, care asigură stabilitatea funcției de transfer a lanțului cinematic: *arbore – tijă – scula – semifabricat*. La prelucrarea dinților prin metoda propusă, profilul lor se corijează la valoarea erorii unghiulare a arborelui condus, introdusă de mecanismul de legătură al satelitului cu corpul și mișcarea sferică a satelitului.

Punctul intersecției axei fixe și a celei mobile a manivelei (centrul precesiei) se află pe axa arborelui principal al mașinii de danturat. Vom examina particularitățile interacțiunii dintre sculă și dintele roții prelucrate ($\delta > 0$), a cărui axă coincide cu axa-tijă a mașinii.

Balansierul oscilant al dispozitivului (figura 3.10) se leagă cu sistemul de coordonate $OXYZ$, unde axa OZ coincide cu axa mobilă a manivelei, axa OY trece prin axa articulației mecanismului de legătură, iar corpul dispozitivului îl legăm cu sistemul nemișcat (suportul mașinii-unelte) de coordonate $OXYZ$, axa OZ se suprapune cu axa fixă a manivelei. Centrul sistemelor fixe și celor mobile de coordonate se găsește în punctul de intersecție a axei mobile cu axa fixă a manivelei (punctul de precesie). Prin rotirea arborelui X și a perechii dințate 75, 76, transmitem mișcarea de rotație arborelui-manivelă, adică axei OZ_1 , care aparține sistemului de coordonate $OX_1Y_1Z_1$, unde găsim suprafața conică cu vârful în punctul O . Toate punctele axelor X și Y descriu o anumită traiectorie închisă. Dimensiunile traiectoriei în planul OXZ le găsim luând în considerație distanța punctului de la centrul O și de la unghiul δ , iar dimensiunile traiectoriei în planul XY și forma ei le determinăm cu ajutorul mecanismului de legătură al arborelui-manivelă cu balansierul.

3.6.1. Succesiunea reglării mașinii de danturat

Alegem regimul de funcționare a semiautomatului din cele șapte cicluri semiautomate. Pentru dispozitivul dat corespunde ciclul de lucru cu „pătrunderea radială și avans cu întâmpinare”.

Reglarea semiautomatului pentru danturarea roților dințate se reduce la următoarele operații: instalarea numărului de turații; reglarea lirei mecanismului de divizare; instalarea valorii avansului radial; instalarea capului-sculă; instalarea unghiului δ de înclinare a capului-sculă; instalarea semifabricatului; instalarea direcției avansului; blocarea instalării avansului axial;

blocarea distanței dintre centre; reglarea valorii pătrunderii radiale; instalarea limitatoarelor lungimii de prelucrare.

a) *Instalarea roților de curea*. Schimbarea roților de curea se efectuează pentru reglarea turației arborelui-tijă a căruciorului și se alege corespunzător vitezei necesare de rotire, care se află în funcție directă cu precesia profilului dinților și cu calitatea danturării.

b) *Instalarea valorii avansului radial*. Valoarea avansului radial se admite în funcție de cerințele față de rugozitatea și precizia roților danturate și se alege după tabelul corespunzător.

c) *Reglarea lirei mecanismului de divizare*. Reglarea lirei de divizare [117] (figura 3.20)

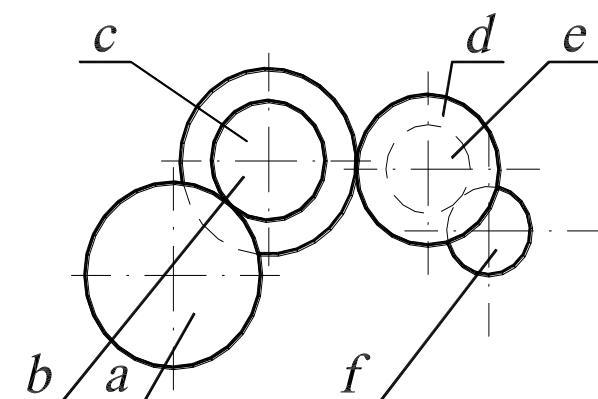


Fig. 3.20. Schema lirei de divizare

se efectuează în funcție de numărul dinților danturați, conform tabelului din pașaportul tehnic al mașinii-unelte, prin relația: $ac/bd=24/z$, unde: z – numărul dinților danturați; a, b, c, d – numărul dinților roților de schimb.

Mecanismul de înclinare a lirei de divizare (figura 3.20) se fixează cu trei șuruburi. În liră e prevăzută o pereche de roți de

schimb e, f . În reglarea obișnuită, aceste roți au câte 45 de dinți și se instalează așa cum este indicat în figura 3.20. În cazul schimbării direcției de rotire a mesei, pinionul f se instalează pe bolțul inversării rotirii.

d) *Instalarea sculei*. În scopul evitării erorilor, este necesară centrarea precisă a axei sculei în centrul de precesie. Pentru aceasta, în suportul oscilant instalăm dornul de centrare a vârfului și deplasăm suportul în sus pe pana situată între el și balansier, până la atingerea vârfului arborelui-manivelă al punctului O (centrul de precesie) cu dornul, apoi fixăm suportul în poziția dată.

La reglare, este necesar a se folosi cât mai pe larg mărimea posibilă de deplasare a sculei, pentru a nu permite deplasarea excesivă, care iese din limitele profilării.

e) *Instalarea limitatoarelor adâncimii de danturare*. Deplasarea deplină a sculei pe adâncimea de danturare se reglează prin limitatoare. La contactul limitatorului cu întrerupătorul de cursă, la sfârșitul deplasării se aprinde becul de semnalizare și ciclul următor nu se conectează.

Pasul deplasării la fiecare ciclu se instalează cu ajutorul unui șurub. Valoarea pasului deplasării se alege astfel încât, în timpul deplasării sculei din partea stângă în partea dreaptă, numărul total de deplasări să fie egal cu numărul ciclurilor de danturare și să corespundă durabilității sculei.

f) *Instalarea semifabricatului.* Semifabricatul, în funcție de formele și dimensiunile lui, se instalează sau pe dorn, în dispozitivul de instalare care se centrează, după ajustaj, în tija mesei, sau în mandrină cu autocentrare. Trebuie de menționat că precizia prelucrării depinde, în mare măsură, de precizia instalării semifabricatului. Se recomandă instalarea acestuia cu bătaia care nu depășește 0,005...0,015 mm pe partea frontală și cea axială.

3.6.2. Schema cinematică modificată a mașinii de danturat

Particularitățile schemei cinematice (figura 3.18) a semiautomatului se manifestă prin prezența cutiei de viteze, cutiei de avans și a mecanismului apropierii mesei.

Mecanismul principal de acționare este antrenat de electromotorul K4. Prin roțile de curea A și B de schimb, prin cutia de viteze cu trei poziții, printr-o pereche cilindrică 34 și 38, prin perechile conice 39 și 40, 47 și 48, prin perechea cilindrică a căruciorului 49 și 50, momentul se transmite la transmisia fără joc 75 și 76, legată cu arborele-manivelă al dispozitivului. Lanțul de divizare este antrenat de lanțul principal prin intermediul arborelui V cu perechea conică 59 și 58, diferențialul cilindric, lira de divizare, prin perechea 54 și 55 la rotirea mesei după acele ceasornicului, sau prin roțile 21 și 23 și perechea de divizare 54 și 55 la rotirea inversă, mișcarea se transmite semifabricatului.

Avansul tangențial este posibil în cazul în care semiautomatul este completat cu mecanismul avansului tangențial și căruciorul tangențial. În acest caz, rotirea se transmite până la cuplajul cu craboți 46, ca și în avansul axial de la arborele al XIV-lea prin roțile 23 și 21, 20 și 19, cutia de avans cu nouă trepte prin roțile 9 și 8, perechile conice 2 și 1, 41 și 42, cuplajul cu craboți 46, care este unit cu craboții roții conice 91, roțile 90, 89, 88 și 87, perechea melcată 85 și 86, roțile 84 și 82, perechea conică 81 și 80 la piulița 75, care, rotindu-se, deplasează, prin șuruburile 76, căruciorul în direcția avansului. Întoarcerea saniei căruciorului se efectuează de la electromotorul M5 al deplasărilor accelerate.

Pătrunderea radială este posibilă în cazul în care semiautomatul este completat cu mecanismul pătrunderii radiale. Avansul se efectuează de la hidrocilindru, tija-cremalieră 99, pinioanele 95 și 96. Pinionul 96, totodată și piulița, rotindu-se, se deplasează pe șurub cu viteza avansului radial.

3.7. Modelarea fizico-matematică a procesului de rectificare cu determinarea productivității, durității sculei și calității suprafeței prelucrate

În compartimentele precedente nu s-a examinat nici un indice efectiv al procesului de rectificare a roților dințate din punctul de vedere al: productivității, rezistenței sculei; calității suprafeței și stratului prelucrat al dintelui roții. Acești indici au legătură strânsă cu caracteristicile sculei, regimurile de rectificare, metoda de prelucrare și proprietățile materialului prelucrat.

Dacă în calitate de N_x (3.40) se acceptă numărul curselor duble pe minut realizate la mașina-unealtă în funcție de caracteristica tehnică a acesteia, va fi corectă și relația:

$$n_k = \frac{N_x k}{z}, \quad (3.56)$$

unde $k = 1, 2, 3, \dots$ este un coeficient în funcție de numărul de dinți examinați.

Substituind valoarea n_k din egalitatea (3.55) în egalitatea (3.56), vom obține numărul de curse după care se obține poligonalitatea:

$$n_k = \frac{S_1 \cdot S_2}{N_x K(S_1 + S_2)}. \quad (3.57)$$

Valoarea unghiului de profil al dintelui este valabilă la un R constant al porțiunii exterioare a dintelui.

Dacă folosim o ecuație aproximativă, legată de acest calcul, atunci valoarea R_{ex} a dinților va fi egală cu:

$$R_{ex} = r_b + 2,25(2R \sin \theta). \quad (3.58)$$

În prima variantă, valoarea unghiului α poate fi calculată prin expresia:

$$\alpha_i = \frac{3}{\sqrt{z}}. \quad (3.59)$$

Valoarea maximă a profilului dintelui poate fi determinată prin relația:

$$\delta_k(\max) = 3r_b \frac{1 - \cos \frac{\pi}{zN}}{\sqrt{z} \cos \frac{\pi}{zN}}, \quad (3.60)$$

unde N se calculează din egalitatea (3.56).

Dacă folosim metoda de calcul după max. și min. pentru numere întâmplătoare, care se supune legii distribuției normale, se impune ca primă poziție a profilului discului în fundul dintre doi dinți să se considere ca fiind ideală. Ultima poziție a discului, după legea probabilității egale, va fi o poziție posibilă cu aproximativ 50%, care determină abaterea maximă de la cea teoretică dată. Valoarea acestei abateri depinde de:

1) bătaia axială (δ_a) și cea radială (δ_r) a discului abraziv în proiecția sa pe vectorul pe cota care se verifică;

2) eroarea unghiurilor de rulare ($\delta\theta$), care depinde de jocurile în mecanismul de coordonare a rotirii mesei cu cursele „du-te-vino” ale sculei;

3) eroarea deplasării mesei (δ_l), mai precis a mecanismului lui la rotirea cu unghiul (α_i), și a arborelui manivelă de ridicare și coborâre a sculei;

4) deformarea elastică a piesei și a discului rectificator sub acțiunea componentei forței de aşchiere, îndreptate de-a lungul valorii erorii poligonalității (figura 3.9).

Astfel, eroarea maximă a profilului nestandardizat va fi egală cu:

$$\delta_{II.} = \delta_{\kappa.} + \Delta K; \quad \delta_p = \delta_z + DK. \quad (3.61)$$

Ținând cont de $\Delta\theta = \Delta\theta + \delta\theta$, ΔK – componenta dinamicității procesului, care se determină astfel:

$$\Delta K = \delta_p \cdot \sin(\alpha_{w.}) + \delta_o. \cos(\alpha_{w.}) + \delta_t + \delta_y; \quad (3.62)$$

unde:

$$\delta_y = K \cdot F. \quad (3.63)$$

În această egalitate, K este tangenta unghiului de pantă, aproximată cu linia de curbura a rigidității sistemului tehnologic, unde ordonata este valoarea cedării în direcția vectorului (figura 3.9) față de piesă, iar abscisa – forța de aşchiere P_a .

Valoarea forței de aşchiere, conform datelor din literatura de specialitate [34, 35, 278], poate fi calculată după relația:

$$F_R = 3.4\sigma_R \cdot S_{II.K.} \text{ sau } P_a = 3,4 \sigma_a S_{s.c}, \quad (3.64)$$

unde: $\sigma_R = \sigma_B(1+1,35\psi)$ – tensiuni de distrugere pentru materialul prelucrat (Pa); $S_{s.c}$ – suprafața de contact simultană, care participă la aşchiere cu materialul prelucrat; σ_b – tensiuni de rezistență (Pa); ψ – coeficientul de corecție.

Conform figurii 3.21 și schemei de rectificare cu avans transversal de-a lungul dintelui, numărul dinților care participă simultan la aşchiere va varia în funcție de valoarea avansului sculei la pătrundere (îndepărtarea adaosului prin urme consecutive cicloidale de prelucrare) și de erorile cinematice, care apar de la variația lungimii segmentului de rectificare.

Lățimea maximă a acestui segment de rectificare se regăsește undeva la fundul dintelui și o vom nota cu μz . Valoarea acestui segment μz se obține prin relația:

$$\mu z = \left[2r \left(\frac{\pi}{z} \right) \left(1 + \frac{1}{N} \right) + h_H \right] \operatorname{tg} \left(\frac{\pi}{zN} \right) = \left[\pi m \cos \alpha_n \frac{1}{N} + h_H \right] \operatorname{tg} \frac{\pi}{zN}. \quad (3.65)$$

Numărul grăunților care participă simultan la aşchiere, conform datelor din lucrările [34, 35, 278], se determină:

$$z_3 = \frac{\mu z}{1.5d_3}. \quad (3.66)$$

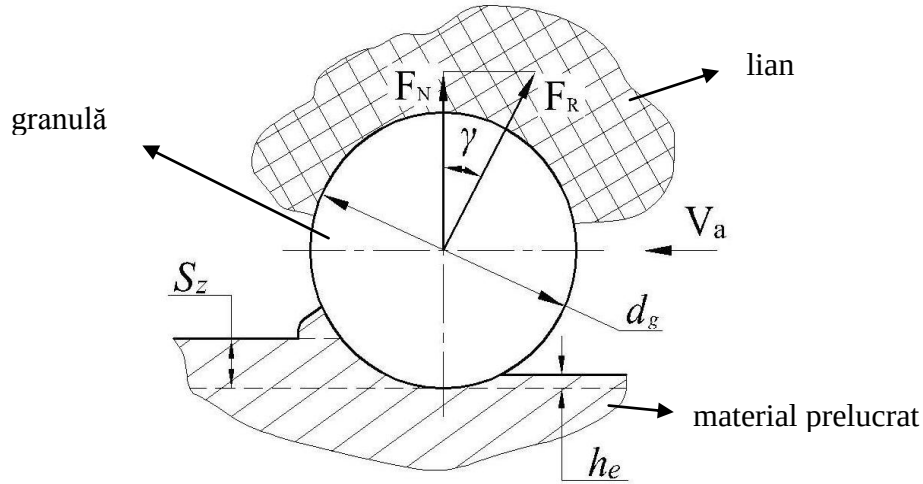


Fig. 3.21. Schema interacțiunii granulei abrazive cu materialul prelucrat

Suprafața de contact a unui grăunte cu material prelucrat, ca parte a sferei care se include la o adâncime a adaosului δ_a și a strângerii h_e , va fi:

$$\Delta S = S_g \cdot h_s, \quad (3.67)$$

unde S_g – avansul la un grăunte al abrazivului, amplasat la diametrul d_g cu un pas de-a lungul vectorului de mișcare a avansului cu viteza S_l (m/s).

Atunci suprafața de contact va fi:

$$S_{S.C.} = \frac{\left[h_H \cdot S_g \cdot \pi \cdot m \cdot \cos \alpha_w \left(1 + \frac{1}{N} \right) + h_H \right] \operatorname{tg} \frac{\pi}{2N}}{1.5d_g}. \quad (3.68)$$

Componenta forței de aşchiere F_H , care acționează asupra grăuntelui și provoacă o cedare a discului rectificator, va depinde de adaosul la i treceri ori de valoarea deformării dinamice (h_g), fiind egală (figura 3.21):

$$F_H = F_r \cos(\gamma). \quad (3.69)$$

Din figura 3.20 stabilim că componenta care ne interesează F_H provoacă cedarea discului abraziv de la suprafața prelucrată, valoarea unghiului γ , conform datelor lucrărilor [34, 35, 275, 276, 277, 278], la viteze mai mari de 10 m/s, valoarea restabilirii elastice (h_e) tinde spre 0. Deci,

putem neglija această valoare, iar valoarea unghiului γ putem să o calculăm după următoarea relație:

$$\gamma = \arctg \sqrt{\left(\frac{2S_z}{d_3} \right)}. \quad (3.70)$$

Așadar, pot fi folosite expresiile obținute ori un model matematic de prognozare a abaterilor profilului obținut la rectificare prin metoda examinată. Vom realiza o prognoză, în baza unor date despre utilaj, sculă și produs, prin exemple. La prelucrarea roții din oțel 40 H cu duritatea HRC 53÷56 cu parametrii $d_r = 150$ mm; $z = 31$; $\beta = 4^0$ și lățimea coroanei $B = 15$ mm. Conform datelor din lucrările [275–278], $\sigma_B = 1760$ MPa; $\Psi = 0.35$; $\sigma_R = 2592$ MPa.

În calitate de sculă s-a folosit un disc din corindon cu diametrul de $D_i = 800$ mm, cu o rază la extremitate de 4 și o înălțime 8 mm, granulația $d_z = 60$ μ m pe liant în bază de ceramică. Prelucrarea se efectuează prin metoda rulării cu discul profilat sub raza rolei, rigiditate și precizie normală, la care: $\sigma_p = 7$ μ m; $\sigma_o = 3$ μ m; $\sigma_t = 7$ μ m; eroarea unghiulară de rulare $\sigma_0 = 7^4 = 0,002(^0)$.

Se instalează un avans pe grăunte $S_r = 20$ μ m. Vom accepta avansul $S_1 = 100$ mm/s; $S_2 = 1000$ mm/s la o $l = 7$ mm.

Calculul conform relației (3.70) va da o valoare $\gamma = 39^0$. Din raportul (3.55), $N = 55$ la realizarea a 100 de curse duble pe min; $n_k = 2,27$ rot/min; $k = 1$.

Din relația (3.57), numărul grăunților care aşchiază simultan și care sunt amplasați la un pas ($1,5 d_z$) pe o rază în limita unghiului de cuprindere va fi egal cu $z_3 = 7,5$.

Suprafața sumată de contact, conform egalității (3.68), $S_{s,c} = 0,028$ mm², iar $F_N = 0,777 \cdot 249,2 = 194$ (N). Ca forță frontală pe discul rectificator și roata egală cu 194 N, valoarea deformării elastice nu va depăși 3 μ m.

Astfel, conform egalității (3.62), componenta dinamică sumată a roții profilului va fi egală cu:

$$\Delta K = 7 \times 0,34 + 3 \times 0,94 + 7 + 5 = 17,2 \mu\text{m}.$$

În baza egalității (3.60), putem calcula eroarea totală maximă a profilului dintelui la vârf, ca $\sigma_c(\max) = 2,5$ μ m.

Astfel, componenta erorii cinematische a profilului este mai mică decât cea a componentei dinamice, aceasta depinzând de organele de execuție ale mașinii-unelte de circa 7 ori. În baza modelului cinematic al procesului elaborat, obținut în baza preciziei statistice a organelor de realizare a MU, influența cedării elastice de la apariția forțelor de aşchiere maximă, putem formula următoarea concluzie: fără a urmări o pondere foarte mică a componentei erorii de

profil, care apare din motive pur cinematice, acest proces nu asigură obținerea unei precizii sporite de formă a profilului dintelui. Ca urmare, este necesar a sincroniza mișcările principale și secundare de formare a profilului la așchiere, ce duce la apariția unui număr semnificativ de erori.

Precizia maximă a profilului dinților roților cu dimensiunile expuse în p. 3.2 după o astfel de schemă de generare, având un utilaj de precizie și rigiditate ridicate, eroarea profilului nu este mai mică de $\delta = 17 \mu\text{m}$, adică procesul poate fi recomandat pentru profilarea roților de precizie mijlocie.

Vom examina cauzele ce influențează asupra productivității de formare, care se determină în funcție de timpul de prelucrare a roții dințate T_m . Procesul de rectificare se finalizează în cazul în care roata va efectua o tură, adică $T_m = 1/n_r$. Ținând cont de formulele (3.56) și (3.57), vom obține:

$$T_m = \frac{\left(\frac{n_k}{k}\right)Z(S_1 + S_2)}{S_1 \cdot S_2 B} + \pi m t g + (3 \div 10). \quad (3.71)$$

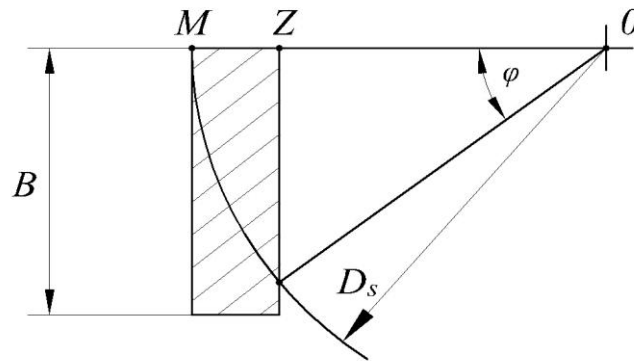


Fig. 3.22. Pătrunderea granulei abrazive în material

Analizând relația (3.71), observăm că complexitatea rectificării roții dințate crește odată cu numărul dinților. Însă se micșorează poligonalitatea profilului dinților conform relației (3.60). Complexitatea crește odată cu sporirea lui S_1 și S_2 . Dar creșterea valorilor avansului longitudinal este determinată de valoarea rezultantei vitezei de așchiere, care provoacă o creștere a sarcinii asupra grăuntelui și, ca urmare, se micșorează rezistența sculei. Astfel, asupra eficacității procesului de rectificare are acțiune directă rezultanta vitezei de așchiere. De valoarea acestei viteze depinde atât temperatura în zona de așchiere, cât și sarcina asupra grăuntelui în liant și, desigur, și asupra uzurii [36].

Ținând cont de concluziile din lucrarea [35] despre caracterul impulsiv de distrugere a materialului la viteze mari și de ipotezele din [101], forța de așchiere are o valoare maximă la așchiere, care poate fi calculată conform relației (3.72). Valoarea medie integrată a forțelor de așchiere, conform [98 și 101], depinde de timpul de integrare și de frecvențele oscilațiilor forței, adică:

$$F_{R(cp)} = \frac{3.4 \sigma_R S_S C \cdot A \cdot X}{\pi V^2 \tau_1}, \quad (3.72)$$

unde: C – constanta proprietăților fizico-mecanice ale materialului prelucrat;

E – modulul de elasticitate;

μ – coeficientul lui Poisson;

$A = \lambda / (C \rho)$ – conductibilitatea de temperatură (m^2/s);

X – valoarea din tabel ce caracterizează zona de restabilire a proprietăților elastice la modelarea proceselor termodinamice ale procesului de distrugere prin așchiere (de exemplu, pentru oțel 40 H) cu HRC = 50–53; $N = (1558)$; $V = \sqrt{(\pi D_i n_i)^2 + S_1^2}$ – rezultanta vitezei orientate spre materialul prelucrat;

τ_i – timpul integrării.

Pentru acest caz de rectificare, τ_i este timpul de așchiere cu un grăunte. Vom găsi această valoare, folosind raportul geometric de amplasare a grăunților în scula abrazivă prezentată în figura 3.22.

Se cunoaște că timpul poate fi calculat prin expresia:

$$\frac{2\pi n_i}{\varphi} = \tau_i, \quad (3.73)$$

unde n_i este frecvența rotirii sculei.

Unghiul φ poate fi determinat din relația:

$$\varphi = \arccos \left[\left(\frac{D_i - \mu_z}{\frac{D_i}{2}} \right) \right]$$

sau

$$\varphi = \arccos \left(\frac{1 - 2\mu_z}{D_i} \right), \quad (3.74)$$

$$\text{unde } \mu_z = \left[\pi m \cos(\alpha_\rho) \left(1 + \frac{1}{N} \right) + \frac{h_H \pi}{zN} \right],$$

iar conform egalității:

$$N = \frac{S_1 + S_2}{(S_1 + S_2)N_x lK}. \quad (3.75)$$

Ținând cont de relația menționată (3.73), va avea forma:

$$\tau_i = \frac{2\pi m}{\arccos(1 - 2\mu z D_{11})} = \frac{2\pi m}{\arccos \left[1 - \frac{2\pi m \left(1 + \frac{N_x lK}{S_1 S_2} \right) \cos \alpha_\pi + \frac{\pi N_x lK (S_1 + S_2)}{Z S_1 S_2}}{D_u} \right]}. \quad (3.76)$$

Din analiza ecuației (3.72) se observă că componenta integrală a forței de așchiere, la un regim stabil, scade odată cu majorarea vitezei de așchiere și a avansului (S_1), fiind o componentă rezultantă a acțiunii de deformare exterioară a forței de așchiere. Totodată, scade și odată cu creșterea traiectoriei de așchiere neîntrerupte, deoarece, în acest caz, crește φ și τ_i în ecuație, dacă $V = \text{const.}$, iar diametrul sculei crește.

Această analiză a egalității obținute corelează foarte bine cu expresia cunoscută a lui Newton pentru calcule: $F = ma$. Deoarece $a = V^2/L$, odată cu creșterea cursei la o viteză constantă scade accelerația și, în mod corespunzător, valoarea integrală a forței de așchiere.

Totodată, sporirea vitezei de rectificare permite stabilizarea și minimizarea forței de așchiere și, corespunzător, creșterea vitezei și calității rectificării. Sporirea rezistenței sculei, în acest caz, se justifică prin micșorarea sarcinii pe granulă, urmată de diminuarea cazurilor de măcinare a granulelor, la variația forțelor de dezechilibru al discului rectificator.

De asemenea, o majorare a vitezei de așchiere provoacă creșterea temperaturii în zona de așchiere și, în mod corespunzător, încălzirea straturilor exterioare ale materialului sculei așchietoare. Totodată, dacă valoarea temperaturii materialului sculei va depăși începutul transformărilor de fază, atunci, inevitabil, uzura din faza stabilizată va trece în faza catastrofală.

Utilizând conținutul lucrărilor [275 și 276], vom determina viteza-limită de așchiere după valoarea-limită a temperaturii stratului exterior al materialului grăuntelui abraziv, a temperaturii minime după valoarea distructivă la 20–30°C, utilizând formula lui Kelvin pentru transformarea sursei cu impulsuri de emiterie.

Conform formulei lui Kelvin [275 și 276] pentru sursa de emiterie cu impulsuri, temperatura materialului sculei în zona de așchiere pe suprafața de emiterie intensivă a temperaturii din așchiile materialului prelucrat va fi :

$$T_{s,c} = \frac{0,85\sigma_R S_z h_H \delta L_i K_m \left(2\sqrt{\frac{L_x}{\delta L_i}} + \sqrt{\frac{\delta L_1}{L_x}} - 1,5 \right)}{\delta L_H h_H \sqrt{\frac{\pi \lambda_2 C_2 \rho_2 L_2}{V}}}. \quad (3.77)$$

Deoarece funcția temperaturii dependente de viteză are caracter extrem, este mai bine a o transcrie, pentru cazul determinat, la minimumul acesteia (3.77):

$$T_{s.c} = \frac{1,13\sigma_R S_z K_m V}{\sqrt{\pi\lambda_2 C_2 \rho_2 C \cdot A \cdot X}}; \quad (3.78)$$

de unde:

$$V = \frac{T_{s,c} \sqrt{\pi \lambda_2 C_2 \rho_2 C A X}}{1,13 \sigma_R S_z K_m}; \quad (3.79)$$

$$\text{unde: } K_m = \frac{\sqrt{\lambda_2 C_2 \rho_2}}{\sqrt{\lambda_2 C_2 \rho_2 + \sqrt{\lambda_1 C_1 \rho_1}}}.$$

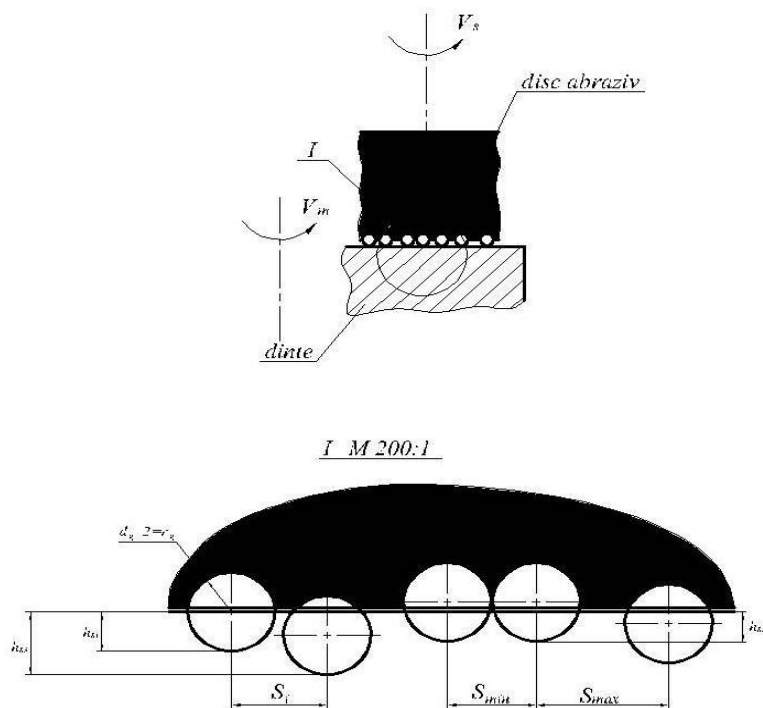


Fig. 3.23. Schema amplasării grăunților abrazivi pe suprafața activă a discului

Folosind relația (3.79) obținută, determinăm temperatura-limită dată de viteza de aşchiere și a mișcării principale, dacă cea auxiliară este dată. Din datele cunoscute: $s_1 = 0$; pentru oțel 40 H; HRC = 52–53; $E = 214 \text{ GPa}$; $\sigma_R = 2592 \text{ MPa}$; $A_1 = 11.2 \text{ m/s}$; $\lambda_1 = 41 \text{ BT/M/}^\circ\text{C}$; $C_1\rho_1 = 3,66 \cdot 10^6$

J/°C/M; $C = 0,0185$; $N = 1558$; coeficientul de proporționalitate a absorbției temperaturii din materialul prelucrat în electrocorund $K_3 = 0,44$.

Pentru oțel marca 45H, HRC = 52-563; $E = 206$ GPa; $\sigma_R = 2333$ MPa; $A_1 = 11,26$ m/s; $\lambda_1 = 41$ BT/M/°C; $C_1\rho_1 = 3,64 \cdot 10^6$ J/°C/M; $C = 0,0173$; $N = 1597$; $K_s = 0,44$.

Pentru oțel marca 25HPT, HRC= 57-63; $E = 212$ GPa; $\sigma_R = 2513$ MPa; $A_1 = 9,58$ m/s; $\lambda_1 = 37$ BT/M/°C; $C_1 \cdot \rho_1 = 3,86 \cdot 10^6$ J/°C/M; $C = 0,08$; $N = 1597$; $K_s = 0,45$.

Pentru materialul părții așchietoare a discului rectificator din electrocarindon: $d_g = 0,06 \cdot 10^{-3}$ m; $D_g = 0,15$ m; $T_g = 1400$ °C; $\lambda_1 = 41,9$ BT/M/°C; $C_2\rho_2 = 2,3 \cdot 10^6$ J/°C/M.

Așadar, dacă excludem S_1 din considerente că are o valoare mică în raport cu valoarea mișcării principale de așchiere, atunci putem calcula după formula (3.79) viteza de așchiere, ce va fi utilizată pe MU la rectificare cu discuri abrazive, cu avansul la pătrundere ales

$h_0 = \frac{d_3}{6} = 0,01 \cdot 10^{-3}$ (m) pentru oțelurile prezentate mai sus. Pentru exemplele considerate,

valorile vitezei vor fi: $V = 42$ (m/s); $V = 38$ (m/s); $V = 31$ (m/s).

Dacă există posibilitatea micșorării avansului la pătrundere (mai ales din punct de vedere dinamic), atunci viteza poate fi calculată prin relația (3.79). Este necesar ca aceasta să fie majorată, fapt ce ar permite reducerea sarcinii pe grăunte și, în mod corespunzător, preîntâmpinarea uzurii, legată de măcinarea grăunților în liant, sub acțiunea forțelor de așchiere.

Dacă discul rectificator se aseamănă cu o freză, cu un număr cunoscut de dinți, atunci putem stabili legătura dintre frecvența de rotație a discului ori a vitezei de așchiere (la un P_s acceptat) și avansul transversal, viteza de așchiere. Vom examina scula abrazivă ca o freză frontală cu mai mulți dinți Z_{tot} (figura 3.23).

După cum se observă din figura 3.23, granulele abrazive cu supraînălțarea h_0 se ating de suprafețele de prelucrare și, corespunzător, dacă există mișcările D_g și $D_{s,p}$, va începe sau nu procesul de microașchiere. De regulă, în momentul inițial acționează avansul radial și, în mod corespunzător: $D_g = 0$; $D_{sup} = 0$; $D_{s,p} \neq 0$.

Când granulele cu supraînălțare (h_{i3}) pătrund în material la adâncimea h_n , în funcție de proprietățile materialului prelucrat și avans, va depinde și forța care acționează pe grăunte.

Suprafața de contact, ca parte a sferei, este limitată de h_n și după integrare va fi egală:

$$S_{s,k} \approx \pi r_g h_{11} = \pi d_g h_{11}, \quad (3.80)$$

unde: r_g – raza grăuntelui în (m); d_g – diametrul grăuntelui.

Conform legii probabilității egale, care prevede o plasare haotică a granulelor în abraziv, pasul amplasării granulelor variază de la max. până la min. Din condițiile reale fizice, putem accepta:

$$S_{\min} = d_g; \quad S_{\max} = 2d_g. \quad (3.81)$$

Totodată:

$$S_{med} = \frac{S_{\max} + S_{\min}}{2} = \frac{2d_g + d_g}{2} = 1,5d_g. \quad (3.82)$$

Săgeata grăunților, din punct de vedere fizic, poate fi mediată de valoarea: $h_{B(i)} \approx \frac{d_g}{2}$;

$\pm \Delta$; $\Delta \approx 0$, cele care ies din liant:

$$h_{B(3)} \approx \left(d_g - \frac{d_g}{4} \right) \approx \frac{3}{4} d_g, \pm \Delta; \quad (3.83)$$

a granulelor căzute: $h_{B(2)} \approx \frac{d_g}{4}; \pm \Delta$.

În cazul în care granulele se află la distanță, $h_{B(3)} \approx \left(d_3 - \frac{d_3}{4} \right) \approx \frac{3}{4} d_3, \pm \Delta$ acest caz va fi exclus, deoarece această amplasare a granulelor determină și măcinarea lor inevitabilă, fiindcă:

$$F_{\max} \approx 1.7 \sigma_R S_{S.C.}, \quad (3.84)$$

unde: $\sigma_R = \sigma_B(1 + 1,35\psi)$ – valoarea tensiunilor de distrugere a materialului; σ_B – limita rezistenței materialului; ψ – coeficientul de corecție.

Atunci, pentru cazul dat:

$$\text{dacă } F_{\max} \approx 1.7 \sigma_R \frac{3}{4} \pi d_g^2 = 1,27 \sigma_R \pi d_g^2,$$

atunci forța specifică care menține grăuntele în liant:

$$F_{sp} = \sigma_{B.Lnt.} (\pi d_g^2 / 4) \quad (3.85)$$

$$F_{sp} < F_{\max}, \quad 1,27 \pi d_g^2 > 0,25 \pi d_g^2,$$

atunci putem determina:

$$Z_{tot} = \frac{\pi D_s}{S_{med}} \cdot \frac{N}{3}. \quad (3.86)$$

Din cele prezentate urmează că numărul de granule pe o lungime L va fi calculat prin relația:

$$N = \frac{L}{4,5d_g} \quad (3.87)$$

Expresia (3.87) are la bază aceeași lege de proprietăți egale de amplasare a granulelor în liant și în spațiul liant, în 3D.

Numărul granulelor pe diametrul sculei, ca număr al dinților frezei, va fi egal cu:

$$Z_g = \frac{\pi D_H}{4.5 d_g}; \quad (3.88)$$

După cum se știe, la o secțiune dată a așchiei, la un avans (S_1), există:

$$\frac{S_z}{n_g} = \frac{S_1}{Z_g} = \frac{4.5 d_g S_1}{\pi D_i n_g} = \frac{4 \pi d_g S_1}{V}; \quad (3.89)$$

de unde:

$$S_1 = \frac{S_z V}{4.5 d_g}. \quad (3.90)$$

Egalitatea (3.90) permite să se calculeze viteza avansului la a cărei valoare electrocorindonul își va pierde proprietățile de așchiere. De aceea, vom analiza funcția (3.90) și în baza unor parametri acceptați ulterior. În acest caz, vom găsi valoarea avansului ca fiind:

$$S_1 = 0.01 \cdot 10^{-3} * 30 / (4.5 \cdot 0.06 \cdot 10^{-3}) = 1.1 \text{ m/s}.$$

Deci, pe mașina-unealtă putem instala un avans care nu depășește 1 m/s. Atunci putem considera că viteza avansului, practic, nu influențează asupra alegerii vitezei rezultante pentru această metodă de prelucrare. Totodată, valoarea S_z caracterizează secțiunea așchiei îndepărtate, care nu este posibil a fi depășită din două considerente: în primul rând, valoarea ei determină temperatura din zona de așchiere; în al doilea rând, aceasta determină forța care acționează asupra grăuntelui. La depășirea unei dimensiuni și a unei poziții nefavorabile de amplasare în liant, grăuntele va fi rupt ori uzat catastrofic din motive mecanice sau datorită efortului de așchiere.

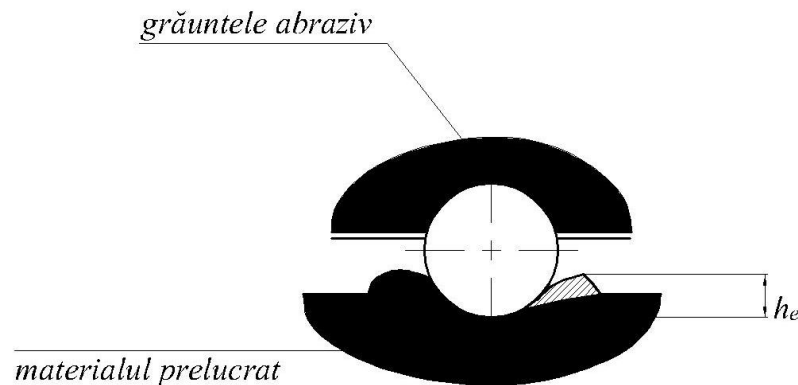


Fig. 3.24. Pătrunderea granulei abrazive în materialul prelucrat

Din cele menționate reiese că pentru realizarea posibilității dirijării procesului în funcție de productivitate și de calitatea rectificării și, desigur, a uzurii sculei, este necesar și suficient să avem egalitățile (3.79) și (3.91). Totodată, trebuie să fie determinată valoarea avansului care se instalează pe grăunte, adică S_z (figura 3.24):

Pentru a realiza calculul avansului S_z la nivelul unui grăunte (figura 3.25), dar fără a efectua o selectare după o valoare stabilită h_{11} , este necesar a lua în considerație rezistența mecanică a liantului discului abraziv și temperatura de distrugere a materialului. În figura 3.24, schematic este prezentat procesul de așchiere cu un grăunte la un avans unic pe aceasta. Conform desenului, suprafața marcată de punctele ABC va depinde de valoarea forței și energiei procesului de așchiere, deci a forței de rezistență a materialului liantului până la distrugere, precum și de momentul dat de forța care participă la măcinarea grăuntelui.

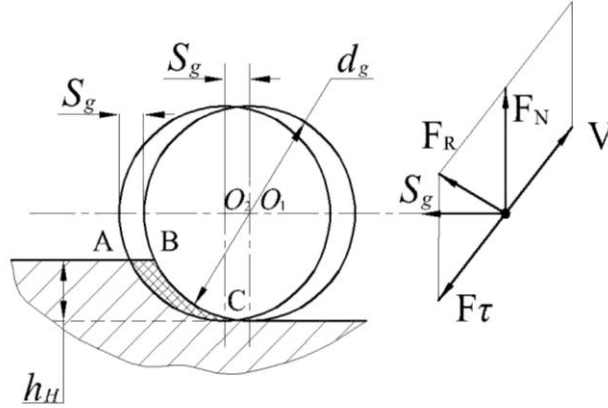


Fig. 3.25. Schema interacțiunii fizice a grăuntelui unitar cu suprafața de prelucrare

Deoarece valoarea maximă a forței, conform [275], se determină ca:

$$F_R = 3.4\sigma_R S_z h_H, \quad (3.91)$$

valoarea medie a forței de rezistență a liantului până la distrugere, la o amplasare a granulelor în liant la o adâncime $0,5 d_g$, o putem calcula conform relației:

$$F_{sp.} = 1.7\sigma_B \pi d_g^2 / 2 \approx \sigma_{B2}, \quad (3.92)$$

unde σ_{B2} – limita de rezistență a materialului în liant (Pa).

Deoarece $F_{sp} \geq F_R$, putem accepta:

$$\pi d_g^2 \sigma_{B2} = 3,4\sigma_R S_z h_H. \quad (3.93)$$

Alegând valoarea h_n la o sculă care se rotește și luând în considerație numai eroarea de instalare la așezarea sculei, se poate calcula S_z conform relației:

$$S_z \leq \frac{\pi d_g^2 \sigma_{B2}}{\sigma_R d_g^2 h_H} \quad \text{ori} \quad S_z \leq \frac{0,5\sigma_{B2}}{\sigma_R d_g^2 h_H}. \quad (3.94)$$

În acest caz, uzura discului abraziv, din cauza măcinării, va avea loc numai pentru granulele care au o săgeată mai mare din liant (mai mult de $0,5 d_g$).

În baza pozițiilor teoretice prezentate și a calculelor practice, se pot formula următoarele recomandări: pentru alegerea regimurilor de așchiere, condițiilor de rectificare, parametrilor construcțiilor și stării sculei mașinii-unelte, în funcție de materialele prelucrate, starea acestora, precizia necesare de prelucrare, de rezistența maximă a sculei și necesitatea calității prelucrării, se propune următorul algoritm prezentat în schema-bloc dată în continuare în anexa A.

Pentru alegerea regimurilor de rectificare conform parametrilor consecutiv-tehnologici ai procesului de prelucrare și conform parametrilor calității suprafețelor prelucrate, este folosit softul Matcad.

E de menționat că majorarea vitezei de așchiere conduce la micșorarea temperaturii în liant, la răcirea suprafeței prelucrate și la o îndepărtare suficientă a așchiilor. Temperatura la suprafața liantului, conform formulei Kelvin, pentru o sursă impulsivă de emiterie a căldurii, va fi egală:

$$T_{int} = \frac{\sigma_R S_z V K_m^2}{\sqrt{\pi \lambda \rho C \cdot A \cdot X \cdot N \exp \frac{d}{16 A \tau_1}}}, \quad (3.95)$$

unde: τ_1 se calculează conform (3.76); K_δ – coeficientul lui de proporționalitate ales, care determină trecerea unei părți a căldurii din granule în liant; $\lambda_i^* C_i^* \rho_i$ – conductibilitatea căldurii, conectarea căldurii și densitatea relativă a liantului.

Analiza egalităților denotă faptul că, la o mărire a vitezei, crește și indicele puterii exponențiale, care se află la numitor, care este cu mult mai mare decât valoarea vitezei de la numitor.

La creșterea vitezei are loc o mărire a temperaturii locale de contact. Datorită caracterului impulsiv al emiterii căldurii, se micșorează timpul de transmitere a căldurii de la grăunte la liant, iar procesul schimbului de temperatură se supune legii exponențiale.

Procesul are loc rapid în timp și viteza lui depinde de valoarea conductibilității materialului.

3.8. Concluzii la capitolul 3

Analiza modelelor matematice existente și elaborarea propriului model cu punerea lui în practica de prelucrare a danturii roților dințate cu profiluri nestandardizate ne-a permis să stabilim că:

1. Procesul de generare a profilului nestandardizat al dintelui, prin rectificare, denotă faptul că eroarea profilului dintelui roții este influențată de o serie de factori legați de un număr de mișcări coordonate, realizate simultan pe mașina-unealtă, corespunzător schemei de prelucrare impuse.

2. Din cauza numărului mare de mișcări realizate coordonat, asupra preciziei profilului are o influență considerabilă precizia elementelor lanțului cinematic al mașinii-unelte, care determină mărirea cerințelor de rigiditate a utilajului, stabilitatea lui dinamică și statică.

3. Rectificarea cu discuri profilate este mai favorabilă, deoarece se minimizează eroarea cinematică a profilului dintelui și influența bătaii radicale asupra preciziei de profilare.

4. La creșterea diametrului discului rectificator se micșorează forțele de așchiere (medii integrale), este mai rațional a se utiliza discuri de diametru mare, dacă se respectă condiția echilibrării lor, mai ales cu creșterea masei sculei.

5. Modelarea matematică, realizată în baza proceselor termo-fizice (care se produc în zona de contact dintre sculă și semifabricat în procesul prelucrării), denotă faptul că alegerea vitezei maxime de rectificare este în funcție de valoarea temperaturii în zona de așchiere:

- odată cu sporirea temperaturii în zona de contact al materialului înlăturat cu granulele abrazive ale sculei, scade temperatura liantului, micșorând astfel uzura mecanică a sculei;

- odată cu sporirea vitezei de rectificare, se micșorează valoarea forței medii, de aceea prin rezolvarea dezechilibrului discului abraziv putem spori precizia și calitatea prelucrării prin faptul că temperatura totală a suprafeței de prelucrate se va micșora.

6. Arsurile pe suprafața rectificată – cum arată modelul matematic – nu sunt o urmare a vitezei mari de așchiere, ci un rezultat al micșorării procesului de înlăturare a așchiilor la rectificare, cu substituirea parțială a lui prin procesul de frecare, condiționat de pierderea proprietății de așchiere de către discurile abrazive.

5. CERCETAREA EXPERIMENTALĂ A PROCESULUI DE RECTIFICARE A DANTURII TRANSMISIILOR PRECESIONALE PRIN RULARE

5.1. Metodica cercetărilor experimentale

Cercetările au fost realizate pe o mașină de danturat 53A30P, modificată pentru a rectifica danturi. Caracteristica tehnică: lungimea dintelui rectificat $s = 20\text{--}100\text{ mm}$, numărul de curse duble $n = 100\text{--}315\text{ min}^{-1}$, valoarea avansului mesei $p_o = 80\text{--}800\text{ mm/min}$. Caracteristicile de precizie ale mașinii-unelte au fost cercetate conform [247], *GOST 8001–78* și *GOST 13 142-90*.

Avansul necesar obținerii adâncimii de rectificare a fost reglat prin rotirea manivelei mecanismului cu șurub 57 (figura 3.18). Mașina-unealtă a fost echipată cu un dispozitiv de îndreptare a pietrei abrazive. În calitate de disc abraziv a fost utilizat discul tip *IIO*, $D = 20\text{--}100\text{ mm}$, lățimea discului $H = 5\text{--}15\text{ mm}$, granula abrazivă 99A: mărimea granulei 60–80; duritatea H, I, J, K, L, M ; structura 5, 7, 8, 25; liant V [196].



Fig. 5.1. Roată dințată precesională
cu profil nestandardizat

Duritatea discului abraziv a fost cercetată prin metoda Grindo-Sonic.

Echilibrarea dinamică a discului a avut loc pe mașina *K300BR Rava Torno*. Valoarea dezechilibrului a fost determinată pe un aparat electronic cu compensarea momentului.

Precizia dezechilibrului discului abraziv a fost în limita bătăii de $1\text{ }\mu\text{m}$. Viteza la echilibrare a fost de 10000 min^{-1} . Discul abraziv a fost îndepărtat și echilibrat după fiecare turație a roții; adâncimea de îndreptare a fost stabilită de $0,05\text{ mm}$ la o viteză de $0,1\text{ mm/min}$.

Au fost rectificate roțile dințate conice cu profil nestandardizat cu dinți drepecți, înălțimea dintelui $h = 10\text{--}15\text{ mm}$, lungimea dintelui $b = 10\text{--}25\text{ mm}$, cu un număr de dinți $z = 20\text{--}32$, executate din oțel *40H, 45H, 12H2N4A, 20H2N4A*, cu o duritate $40\text{--}62\text{ HRC}$ [181, 196, 341] (figura 5.1).



Fig. 5.2. Microscop electronic cu scanare *VEGA TS 5130*



Fig. 5.3. Difractometrul *MSF/PSF-3M* pentru analiza tensiunilor remanente

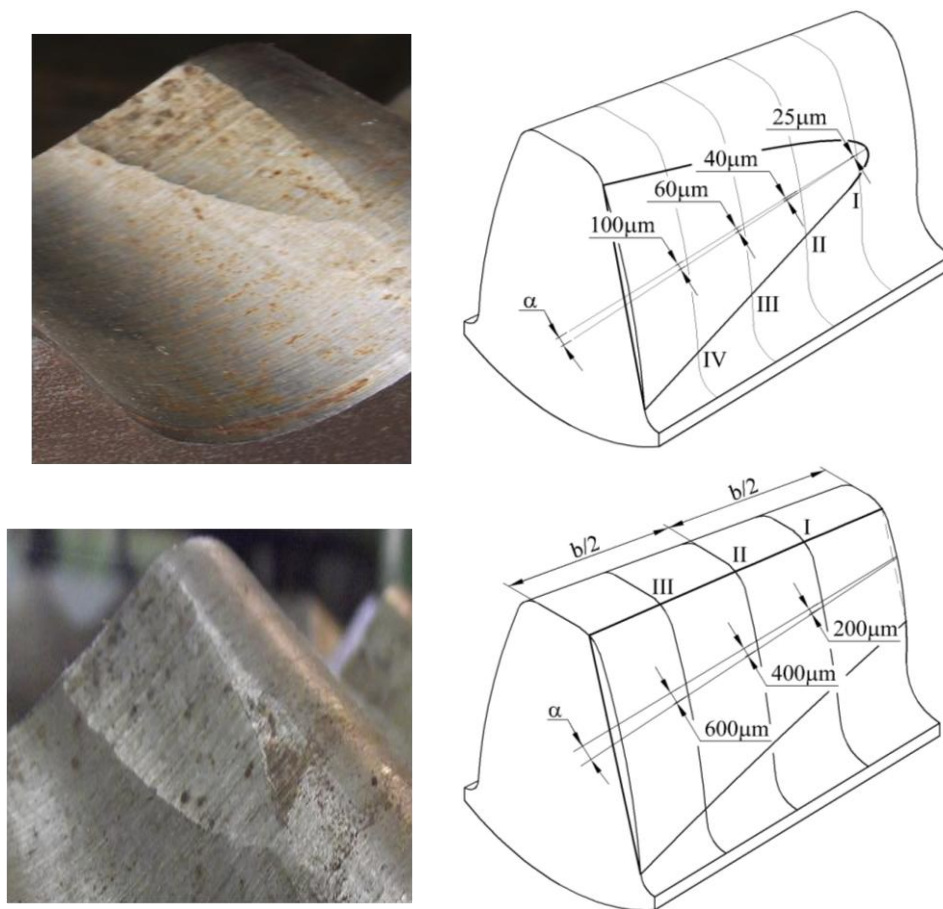


Fig. 5.4. Tăieturi înclinate, obținute prin metoda electrochimică la suprafața dintelui pentru cercetarea tensiunilor remanente

Adâncimea rectificării dintelui a fost de $0,03 \div 0,12$ mm, iar adaosul pe o parte a dintelui – în limite de $0,12 \div 0,35$ mm. În calitate de LUR s-a utilizat ulei cu emulsie ER, cu un raport de 1:40, care a fost transportat în zona de rectificare cu viteza de $15 \text{ dm}^3/\text{min}$, cu o valoare admisibilă de poluare de $40 \mu\text{m} / \text{l}$. Tensiunile remanente, amplasate în stratul subțire al dinților roților dințate, au fost cercetate pe capul dintelui, în partea de mijloc, și în piciorul dintelui, prin utilizarea metodei B Röntgen [96, 108]. Suprafața a fost supusă atacului prin metoda electrochimică (65% soluție H_3PO_4 cu densitatea electrolitică 8–8, 2 A), cu măsurarea și calculul ulterior al tensiunilor prin metoda Hailsa. În cercetările realizate, tensiunile remanente s-au determinat pe baza de difracție de raze X, pe difractometrul *MSF/PSF-3M*. S-au utilizat generatorul *PW 1130*, goniometrul *PW 1050*, Firma *AMR*; goniometrul *HZG3* și aparate de înregistrare.

Au fost cercetate: duritatea, microduritatea, aspectul metalografic, precizia și rugozitatea suprafeței angrenajului (figurile 5.2, 5.3, 5.4, 5.5 și 5.6).

În procesul cercetărilor stării stratului exterior au fost utilizate următoarele aparate: dispozitiv universal pentru măsurarea roților dințate (Firma *Carl Zeis-Jena*) cu traductor opto-test, valoarea preciziei de măsurare $1\text{ }\mu\text{m}$, și profilometrul universal *VG450*, aceeași firmă, cu limitele de măsurare $0\div 65\text{ }\mu\text{m}$ și precizia de măsurare $0,001\text{ mm}$; role de măsurare tip *MLCbA* și micrometrul tip ceas *Mm CC*, cu precizia de măsurare $0,002\text{ mm}$; profilometrul *Carl Zeis* tip *ME-10*, dispozitivele de măsurare a durității tip *Rokwell* (Firma *Kabial Press*) și tip *PRL -510*, microscopul metalografic *Neophot-2* (Firma *Carl Zeis*) cu dispozitiv pentru măsurarea microdurității, tip *Hanemann*, microdurometrul *PMT-3* și microscopul-scaner *IDOL*.



Fig. 5.5. Măsurarea roții dințate precesionale

5.2. Influența oscilațiilor apărute în procesul rectificării asupra tensiunilor remanente în stratul exterior al dinților roților dințate

Oscilațiile în sistemul tehnologic sunt provocate nu numai de dezechilibrul discului abraziv, dar și de reacția sau acțiunea insuficientă a sculei [107, 115, 116, 121, 144]. De aceea, pentru obținerea

proprietăților necesare ale stratului exterior, dezechilibrul discului rectificator are o valoare considerabilă [144]. Conform autorului acestei lucrări, dezechilibrul provoacă mărirea rugozității și ondulației suprafeței prelucrate a dintelui, înrăutățește proprietățile fizice ale suprafeței exterioare a dintelui prin neuniformitatea lor.

Pentru tensiunile remanente care apar în stratul superficial al dinților, aceasta înseamnă



Fig. 5.6. Măsurarea rugozității

modificări esențiale ale valorii tensiunilor cu caracter de întindere în partea de jos a dintelui și ale tensiunii de comprimare în partea de sus.

Apreciind modificarea microdurității în legătură cu dezechilibrul sculei, putem menționa că apar straturi cu duritate redusă în paralel cu cele cu densitate crescută. De aceea, minimizarea dezechilibrului discului permite reducerea erorilor de formă și dimensiune, care apar în secțiunile transversală și longitudinală,

și, desigur, obținerea unor proprietăți fizico-chimice mai favorabile în stratul exterior al dintelui rectificat.

Dar nu numai dezechilibrul, în acest caz, este considerabil. Autorul [34] descrie și alți factori care apar la prelucrarea prin metoda rulării cu disc abraziv.

Sistemul *disc – rectificare – piesă prelucrată* se caracterizează prin acumularea energiei de deformare, ce influențează rezistența liantului abrazivului, de care depinde frecvența oscilațiilor libere.

Pentru procesul de rectificare au o însemnătate majoră oscilațiile parametrice, numite componente sumate ale aşchierii la rectificare – normale și tangențiale, și rigiditatea dinamică a sistemului.

S-a stabilit că mișcarea sinusoidală relativă a discului rectificator și a roții dințate prelucrate este însoțită, în procesul de rectificare, de modificarea forțelor de aşchiere [34, 36, 41], în direcțiile normală și tangențială. Amplitudinea acestor modificări se aplică ca modificările sinusoidale ale forței de rectificare asupra componentei tangențiale. Aceste forțe cresc la majorarea frecvențelor oscilațiilor, ca rezultat al instabilității stratului eliminat la prelucrare și al micșorării volumului discului abraziv.

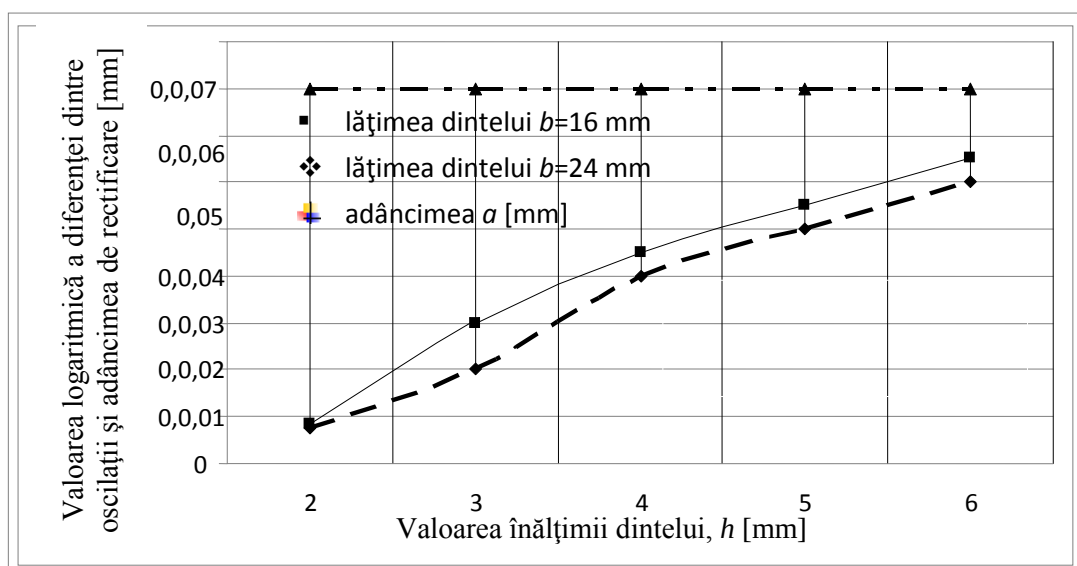


Fig. 5.7. Diferența dintre adâncimea dată (a) și adâncimea variabilă a rectificării, ca urmare a acțiunii amplitudinii, $n_s = 261$ [min^{-1}], $p_o = 620$ [mm/min]

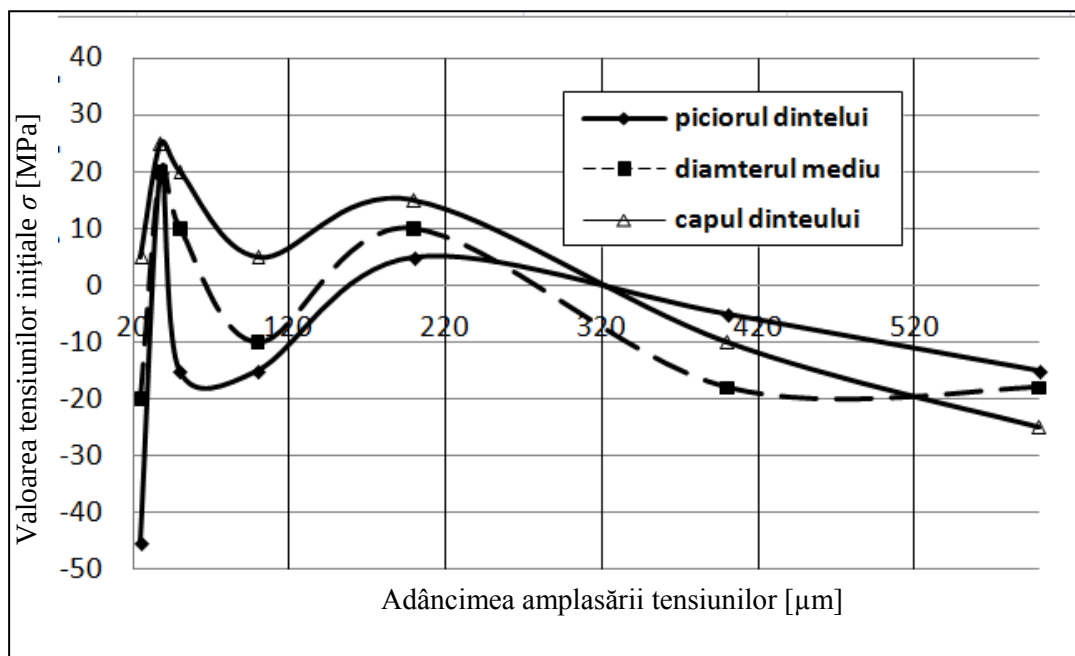


Fig. 5.8. Influența amplitudinii oscilațiilor (u) asupra valorii și semnului tensiunilor remanente: $n_s = 208$ [min^{-1}], $a = 0,0525$ [mm], $p_o = 440$ [mm/min], $u = 2.149\text{E-}06$ [m]

În punctul de contract al discului abraziv cu dintele roții dințate, mișcarea compusă a discului rectificator față de profilul dintelui apare ca urmare a sumării componentelor mișcării. Totodată, ele sunt o imagine a oscilațiilor din acest sistem.

În figura 5.7 este prezentată modificarea adâncimii de rectificare, provocată de modificarea amplitudinii oscilațiilor în procesul rectificării.

Caracteristicile prezentate în figura 5.8 permit selectarea unei adâncimi de rectificare (a), care să fie mai mare decât amplitudinea oscilațiilor. În acest caz, este cunoscut că, în funcție de valoarea înălțimii și a lățimii dintelui roții dințate, adâncimea rectificării trebuie să fie mai mare decât valoarea indicată în figura 5.8. Astfel, vom avea o garanție că va avea loc un proces de rectificare, și nu de frecare. Acest fapt are o importanță esențială din punctul de vedere al asigurării preciziei necesare de execuție a dinților roților dințate asupra posibilității apariției arsurilor în urma rectificării și, totodată, apariției și distribuției tensiunilor remanente în stratul superficial al dintelui, legate de procesul de rectificare prin metoda rulării. Distribuirea, caracterul și modificarea tensiunilor remanente ne permit să apreciem starea stratului dintelui roții dințate (figura 5.8).

Cercetările realizate au arătat că tensiunile remanente, amplasate în stratul superficial al dintelui roții dințate, sunt de întindere pe înălțimea dintelui. Mai întâi, la o adâncime de 25 μm se observă tensiuni de comprimare, care apoi, la o adâncime de 38 μm , trec în cele de întindere. La o adâncime de 50 μm , tensiunile remanente din nou se modifică în tensiuni de întindere. În același moment, în stratul superficial al piciorului dintelui se observă tensiuni de comprimare. Modificările prezentate ale tensiunilor remanente sunt legate de modificarea volumului de metal, care este cel mai mare la baza dintelui. Apoi, la o adâncime de aproximativ 100 μm se observă tensiuni de comprimare, ale căror valori, de-a lungul dintelui, au fost de întindere, iar valoarea lor a fost de cca 10 MPa. Odată cu majorarea adâncimii de rectificare, aceste tensiuni se modifică în cele de comprimare, cu o tendință de creștere.

Se observă că, de fiecare dată, valoarea tensiunilor în stratul superficial al piciorului dintelui era mai mică față de cea de la capul dintelui ori de la suprafața din zona de trecere din concavă în convexă. Acest fapt dovedește că amplitudinea oscilațiilor are legătură cu adâncimea de rectificare și cu tensiunile apărute.

Un rol important le aparține frecvenței oscilațiilor și avansului, fapt dovedit prin experimente de către autor, pentru metoda de rulare cu disc profilat [106, 108, 113]. Majorarea avansului provoacă creșterea valorii amplitudinii. Amplitudinea, la rândul său, influențează asupra frecvenței oscilațiilor în zona de contact al sculei cu semifabricatul prelucrat. Dacă amplitudinea oscilațiilor are o influență importantă, în comparație cu adâncimea de așchiere, atunci ar putea crește influența frecării în zona de

așchiere. Totodată, pot apărea deformații plastice și elastice. Aceasta conduce la creșterea temperaturii și, ca urmare, la apariția tensiunilor de întindere în stratul exterior al dinților roților dințate.

Modificarea adâncimii de rectificare, așa cum s-a observat, depinde de valoarea amplitudinii oscilațiilor, este în strânsă dependență de valorile înălțimii și lățimii dintelui roții ce se prelucrează. Astfel, cu cât mai mare este masa roții dințate, cu atât mai mare este valoarea cu care se modifică amplitudinea. Dacă în urma rectificării amplitudinea oscilațiilor va fi mai mare decât adâncimea rectificării (figura 5.7), atunci poate exista o zonă în care discul rectificator nu așchiază metalul, ci are loc doar o frecare a acestui disc cu suprafața dintelui roții dințate.

5.3. Influența condițiilor de rectificare asupra caracteristicii calității stratului exterior

A fost cercetată influența numărului de curse duble ale discului rectificator, a avansului rotativ al mesei, a sculelor și adâncimii de așchiere asupra tensiunilor remanente în stratul exterior al dinților roților dințate. Numărul de curse duble ale sculei (n_s) acționează puternic asupra tensiunilor de întindere, la o adâncime de cca 100 μm (figura 5.9).

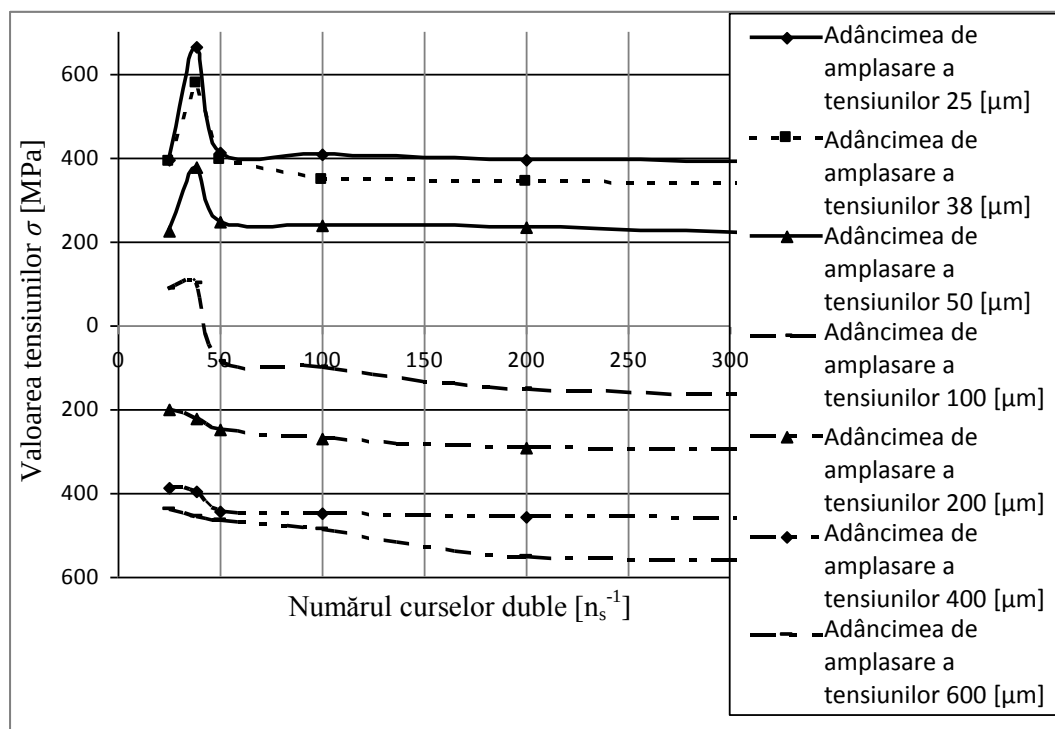


Fig. 5.9. Repartizarea tensiunilor în exterior ale dinților în funcție de numărul de curse ale discului rectificator (oțel 40H)

Odată cu creșterea numărului de curse duble ale discului rectificator, valoarea tensiunilor de întindere se micșorează și ele trec în tensiuni de comprimare. Tensiunile remanente, apărute odată cu creșterea numărului de curse duble ale discului rectificator, își micșorează valoarea împreună cu adâncimea lor de amplasare și trec în tensiuni de comprimare (figura 5.9). Acest fapt este provocat de creșterea vitezei de deplasare a discului rectificator față de suprafața rectificată a dinților roții dințate, care micșorează cantitatea de căldură degajată și duce la răcirea mai rapidă a stratului exterior al dinților. În consecință, are loc majorarea tensiunilor de comprimare la adâncimi mari.

După cum au arătat cercetările, simultan cu creșterea avansului rotativ se majorează și valoarea tensiunilor remanente (figura 5.10), care, la o adâncime de mai mult de 100 μm , devin tensiuni de comprimare.

Valoarea tensiunilor remanente este variabilă pe adâncimea amplasării lor. Odată cu creșterea adâncimii de amplasare a tensiunilor remanente de întindere în stratul exterior, ele se micșorează la o adâncime de cca 100 μm , modificându-și semnul și trecând în cele de întindere. La un avans rotativ maximal al mesei de cca $p_o = 800 \text{ mm/min}$, valoarea tensiunilor de întindere se micșorează și ele se transformă în tensiuni de comprimare, atingând valoarea maximă la cea mai mare amplasare pe adâncime. Acest fapt demonstrează influența considerabilă a căldurii. Valoarea influenței acesteia este stabilită în [109] și apare în zona de contact al discului rectificator cu dintele prelucrat [109, 135].

Influența volumului mai mare de material apare la adâncimi mai mari de 200 μm . Aici apar tensiuni de comprimare, a căror valoare se micșorează însă odată cu creșterea avansului rotativ al mesei (figura 5.10).

Dacă se ține cont de tensiunile remanente de întindere, considerabile la o valoare maximă a avansului, trebuie să evităm utilizarea lor din motivul mărimii și adâncimii de amplasare a acestor tensiuni în stratul exterior. Astfel, micșorând valoarea avansului rotativ, vom reduce valoarea tensiunilor de întindere în stratul exterior, care duc la modificări structurale.

Acțiunea adâncimii de rectificare asupra formării tensiunii inițiale în stratul exterior al dinților roților dințate se manifestă prin creșterea valorilor tensiunilor. Caracterul modificării tensiunilor remanente, pe adâncimea lor de amplasare, este același la rectificare cu diferite adâncimi în câmpul de valori de la 0,05 până la 0,1 mm.

Aceste tensiuni la suprafață sunt de întindere și se micșorează odată cu adâncimea față de suprafață, de la 400 MPa până la 0, la o distanță de cca 500 μm de la suprafață (figura 5.11). Aceasta are loc din cauză că, pe de o parte, există o influență a căldurii care trece în materialul prelucrat din

zona de contact, iar pe de altă parte – datorită variației forțelor de așchiere [273, 366]. Căldura induce modificări în structura stratului exterior, care conduc la apariția tensiunilor remanente de întindere.

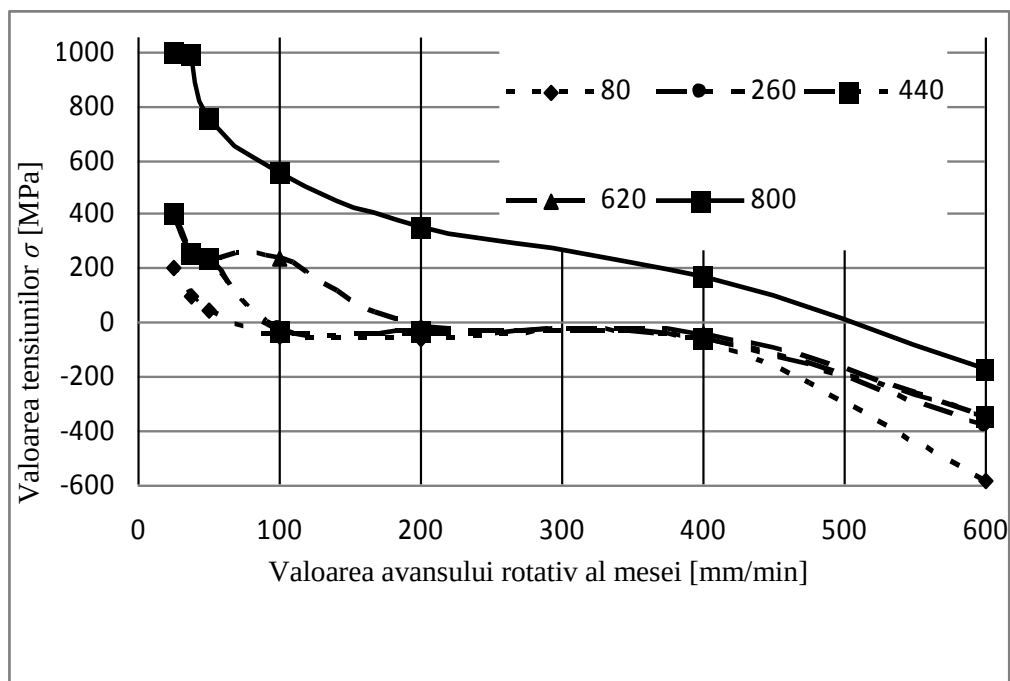


Fig. 5.10. Influența avansului rotativ asupra tensiunilor remanente în stratul superficial al dinților roților dințate

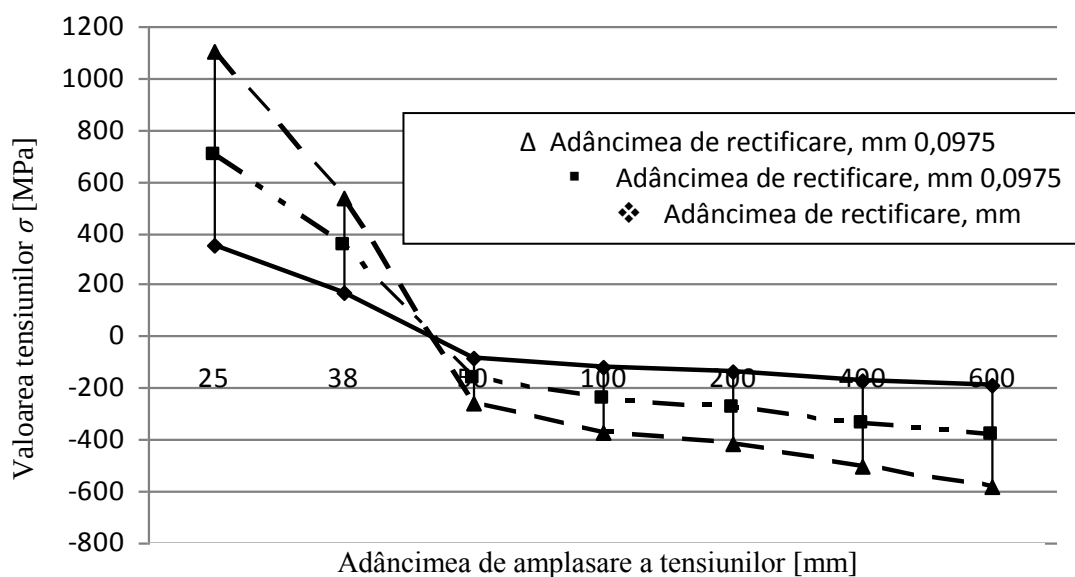


Fig. 5.11. Influența adâncimii de rectificare asupra tensiunilor remanente în stratul exterior al dinților roților dințate (oțel 40H), $n_s = 261 \text{ min}^{-1}$, $p_o = 440 \text{ mm/min}$

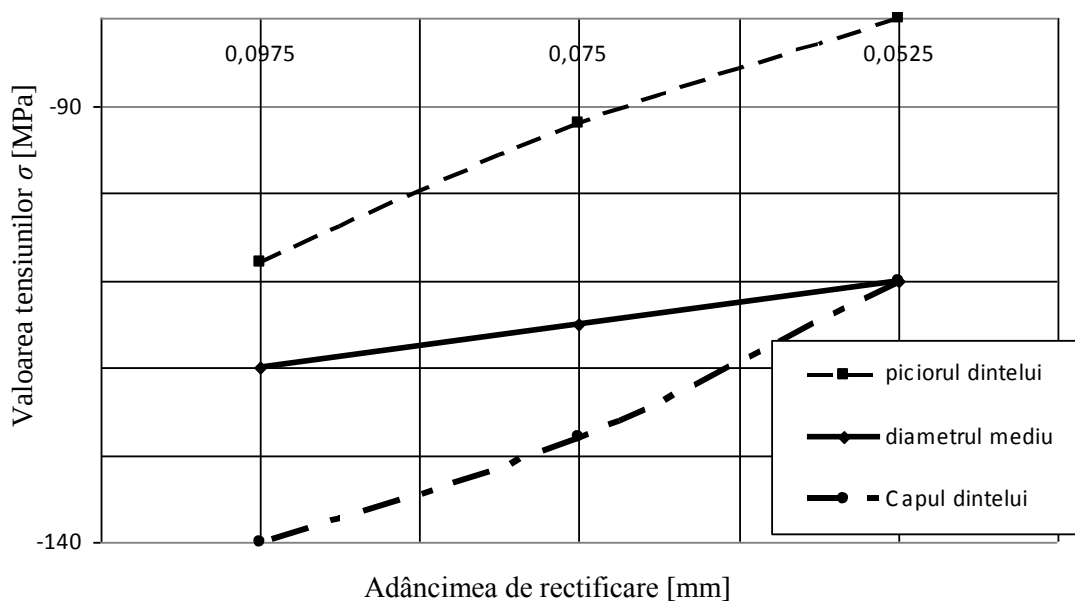


Fig. 5.12. Repartizarea tensiunilor remanente în stratul exterior al dinților roților dințate după rectificare la o adâncime de $t = 0,2$ mm de-a lungul înălțimii dintelui: $p_o = 440$ mm/min, $n_s = -208$ min⁻¹

La adâncimi de rectificare nu prea mari, în stratul exterior al dinților roților dințate pot fi observate tensiuni remanente de o valoare nu prea mare.

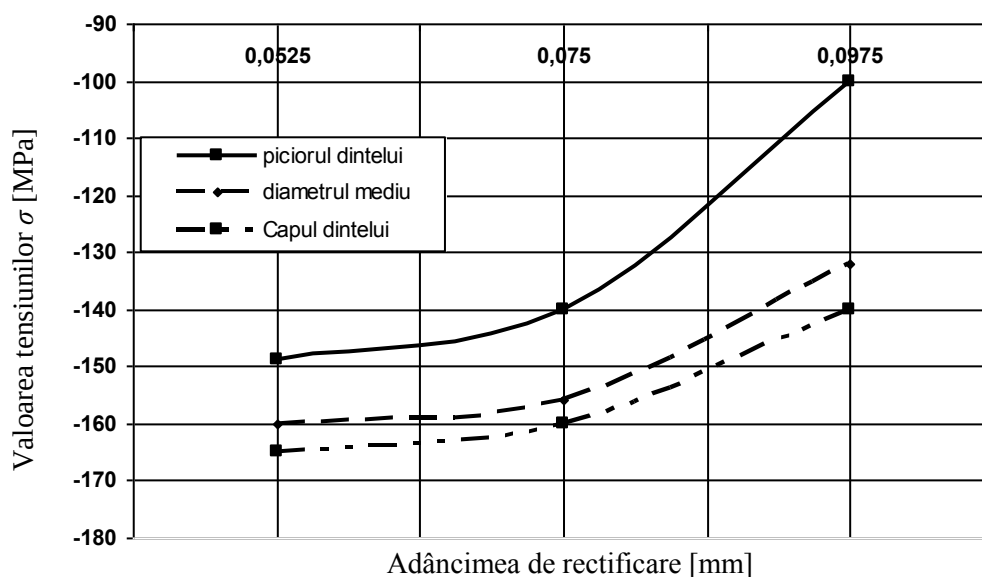


Fig. 5.13. Repartizarea tensiunilor în stratul exterior a dinților după rectificare la o adâncime de $t = 400$ mm în profilul dintelui (oțel 40 H)

La adâncimi considerabile [273], tensiunile remanente au caracterul unor tensiuni de comprimare (figurile 5.12, 5.13, 5.14) atât de-a lungul înălțimii dintelui, cât și în piciorul acestuia, indiferent de adâncimea de rectificare [273]. Cercetările au arătat că valoarea tensiunilor de comprimare, pentru adâncimi mai mici de rectificare, este mai mică și crește împreună cu adâncimea de amplasare a lor în stratul exterior.

În urma analizei epurelor tensiunilor remanente pe înălțimea dintelui, cele mai mici tensiuni de comprimare s-au observat în zona diametrului mediu, indiferent de adâncimea de rectificare.

Sporirea tensiunilor de comprimare are loc mai pronunțat în stratul exterior al piciorului dintelui roții dințate (figurile 5.12–5.14). Valoarea acestor tensiuni crește odată cu adâncimea de așchiere, cauza fiind volumul mare de material îndepărtat de pe suprafața dintelui, dar și sporirea considerabilă a forțelor de așchiere ca urmare a creșterii volumului de metal îndepărtat de pe suprafața dintelui.

5.4. Influența excentricității dinților roților dințate asupra tensiunilor remanente care apar în stratul exterior

Pe baza rezultatelor obținute în urma cercetărilor efectuate (figura 5.15), putem stabili că o creștere a excentricității dinților roților dințate influențează considerabil starea tensiunilor remanente. Totodată, s-a observat că atunci când se mărește distanța de la profilul dintelui roții dințate, valoarea tensiunilor se micșorează.

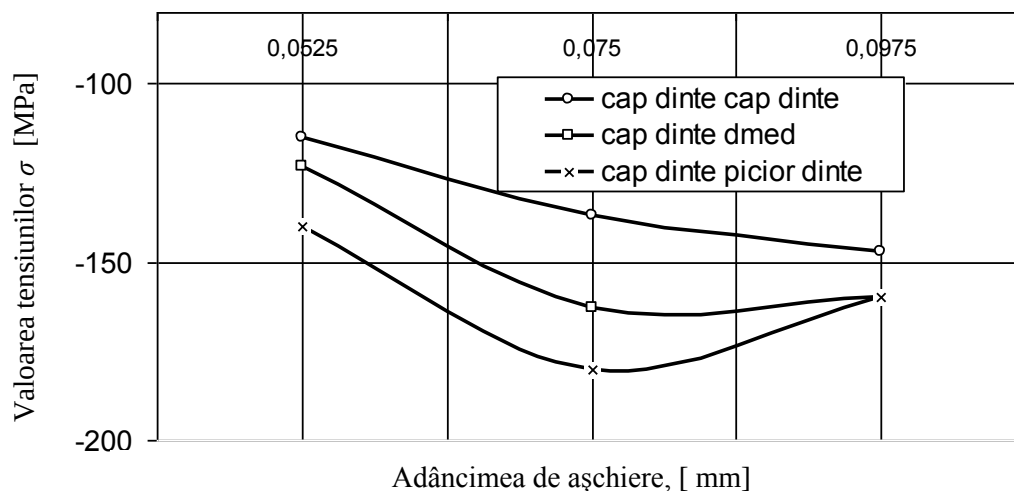


Fig. 5.14. Repartizarea tensiunilor remanente în stratul exterior al dinților roților dințate la o adâncime de $t = 0,6$ mm

Menționăm că variația excentricității influențează asupra grosimii stratului îndepărtat de la cap spre piciorul dintelui. Ultimele variații se răsfrâng asupra modificării conținutului de căldură care trece în interiorul metalului, urmate de modificări structurale, determinând valoarea și caracterul distribuirii tensiunilor remanente în stratul exterior al dinților. Valoarea considerabilă a tensiunilor remanente din stratul exterior demonstrează că în procesul de rectificare are loc o influență simultană a valorilor variabile ale cantității de căldură și ale forțelor de așchiere.

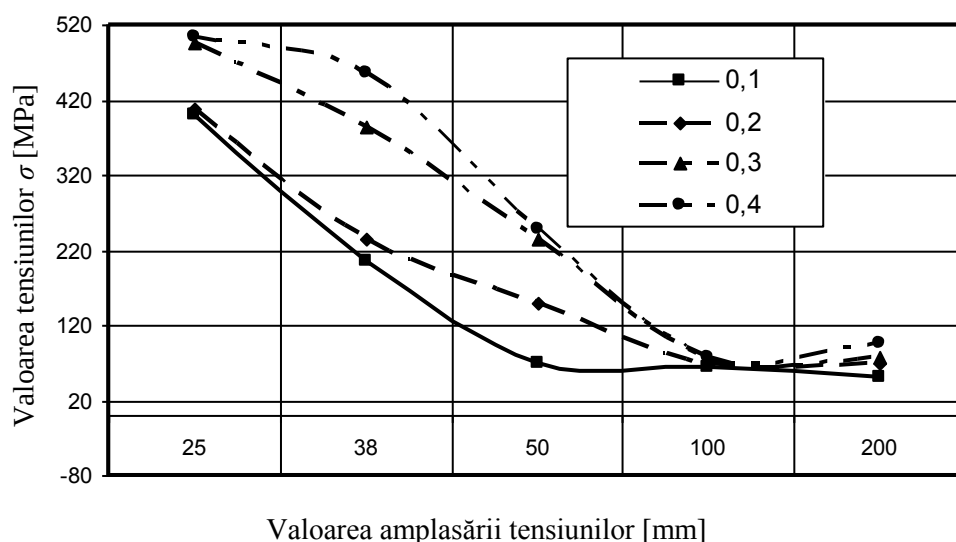


Fig. 5.15. Repartizarea tensiunilor remanente în stratul exterior al dinților roților dințate în funcție de valoarea excentricității e [mm]

Cauza constă în creșterea excentricității (cu 25%), care conduce la o sporire a tensiunilor remanente în stratul exterior până la 77%. De aceea, minimizarea valorii excentricității are o importanță esențială în procesul de rectificare, deoarece se micșorează consumul de căldură în zona de contact al sculei cu materialul prelucrat, diminuând astfel valoarea tensiunilor de întindere.

5.5. Modificarea durității stratului exterior al dintelui roților dințate rectificat

Modificarea durității stratului exterior al dintelui roții dințate rectificat ține de modificarea tensiunilor remanente. Această modificare depinde de metoda de rectificare în poziția în care în zona de contact a discului rectificator cu dintele roții dințate se formează o cantitate mare de căldură, care pătrunde în adâncimea metalului, urmată de modificări structurale.

În consecință apar tensiuni remanente de întindere, însoțite de micșorarea durității (figura 5.16). Micșorarea sau creșterea durității ține de dispersarea valorilor durității, ceea ce înseamnă că duritatea

nu este constantă, indiferent de faptul dacă regimurile de aşchiere pentru toţi dinţii rectificaţi ai roţii dinţate sunt constante.

Acest fapt demonstrează că la o amplitudine minimă a oscilaţiilor (figura 5.16) se măresc tensiunile de întindere, iar la amplitudinea maximă are loc sporirea tensiunilor de comprimare în stratul exterior rectificat al dintelui roţii dinţate. Legitatea menţionată demonstrează că procesul dat este unul ciclic.

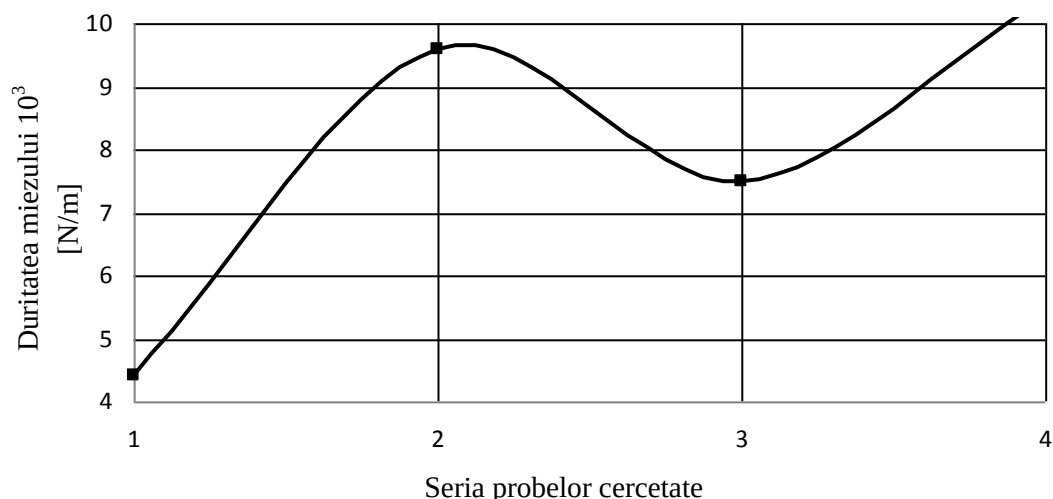


Fig. 5.16. Reprezentarea durităţii în miez în stratul exterior al roţilor dinţate: $n_s = 208 \text{ min}^{-1}$, $p_o = 440 \text{ mm/min}$

Cercetând repartizarea durităţii pe adâncimea suprafeţei exterioare a dintelui (figura 5.17), s-a determinat faptul că, începând de la suprafaţa exterioară spre interior, duritatea se micşorează până la $7 \mu\text{m}$, apoi creşte lent şi atinge valoarea de 60 HRC la o adâncime de $90 \mu\text{m}$. Aceasta înseamnă că în stratul cercetat există tensiuni de comprimare, care apoi trec în tensiuni de întindere, influenţând asupra modificării durităţii.

De aici rezultă că există o tendinţă nu numai de sporire a durităţii pe adâncimea dintelui, dar are loc şi minimizarea tensiunilor iniţiale de comprimare. Acest fapt demonstrează dependenţa grafică (de regulă, trebuie să fie o expresie matematică, nu un grafic) a egalităţii din figura 5.17. Putem să ne aşteptăm, în acelaşi timp, şi la creşterea tensiunilor de comprimare.

În scopul analizei mai profunde a celor menţionate mai sus, a fost cercetată microduritatea stratului exterior al dinţilor după rectificarea lor.

Rezultatele obținute în urma cercetărilor (figura 5.18) prezintă în sine valori ale modificărilor microdurității pe adâncimea stratului exterior al dintelui roții dințate. Valoarea maximă a durității, care a fost obținută, se regăsește pe suprafața dintelui. De la suprafața spre adâncimea dintelui, valoarea microdurității se micșorează. La o adâncime de 60 μm atinge chiar valoarea de 320 MPa.

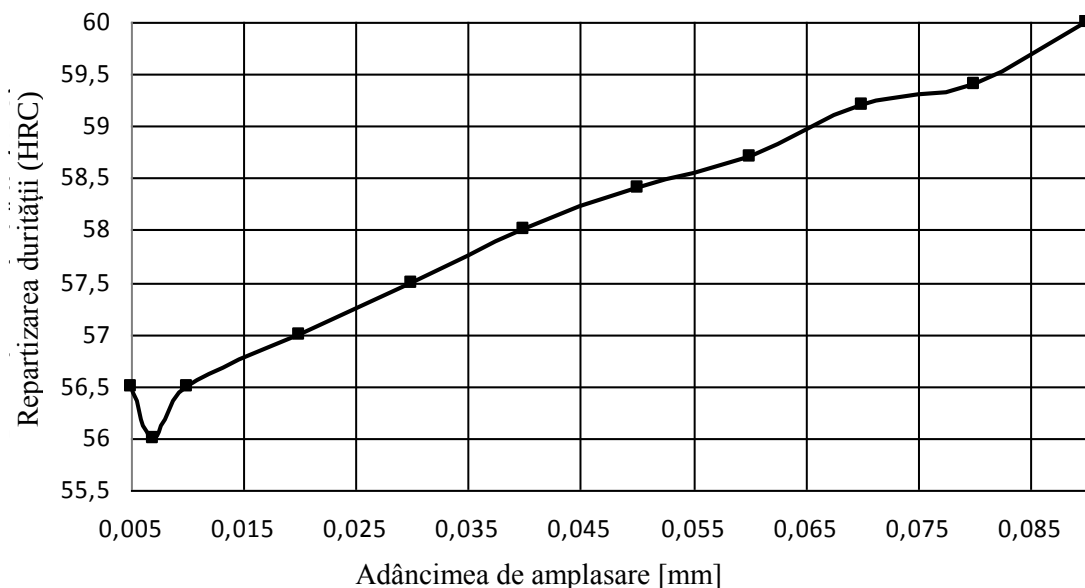


Fig. 5.17. Repartizarea durității în funcție de adâncimea de amplasare în stratul exterior al dinților roților dințate: $n_s = 208 \text{ min}^{-1}$, $p_o = 440 \text{ mm/min}$, $a = 0,0525 \text{ mm}$

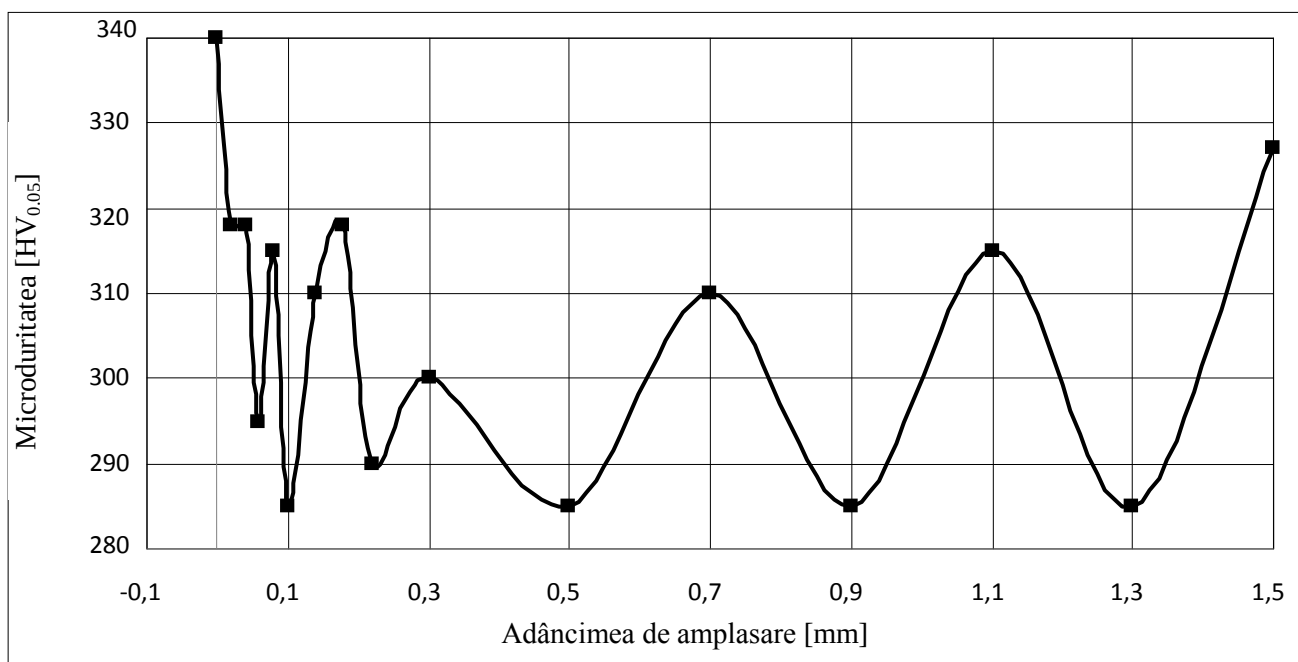


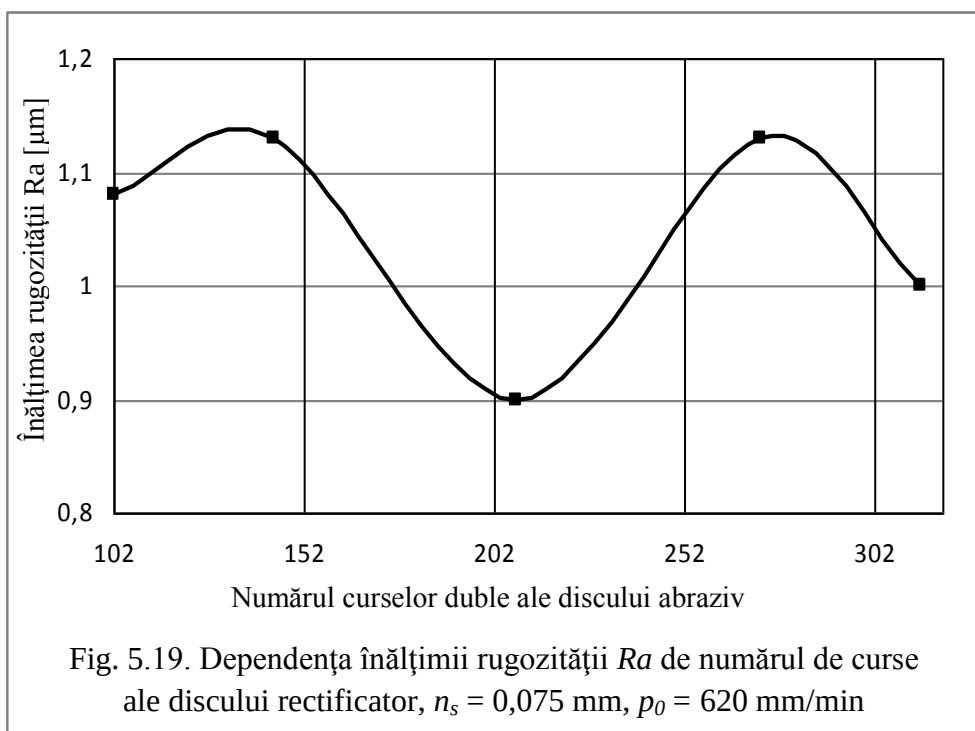
Fig. 5.18. Repartizarea microdurității în stratul exterior al dinților roților dințate: $n_s = 208 \text{ min}^{-1}$, $p_o = 440 \text{ mm/min}$, $a = 0,0525 \text{ mm}$

Analizând diagrama din figura 5.18, se poate stabili influența amplitudinii asupra caracterului modificării microdurității. Existența valorilor maxime în amplitudinea modificărilor demonstrează că în stratul exterior există tensiuni remanente de comprimare, care se modifică în tensiuni de întindere, împreună cu trecerea amplitudinii modificării microdurității în valoarea ei minimă. Aceasta nu înseamnă trecerea momentană a tensiunilor remanente de la un semn la altul. Aceste modificări au loc treptat, într-o direcție și în alta.

5.6. Formarea rugozității suprafeței dinților roților dințate

Autorii lucrărilor [64, 261, 347] afirmă că înălțimea neregularităților suprafeței dinților roților dințate variază de la 2,5 la 0,16 μm . Rugozitatea are o importanță considerabilă pentru starea stratului exterior [53, 132, 295], fapt care solicită cercetarea înălțimii microneregularității suprafeței dinților roților dințate, cum este prezentat în figurile 5.19, 5.22.

Mai întâi de toate, trebuie remarcat faptul că înălțimea neregularităților este influențată de numărul de curse duble ale discului abraziv (figura 5.19), care are o amplitudine ciclică cu un maxim mai pronunțat la 150 și 275 min^{-1} , cu o tendință spre micșorare după 315 min^{-1} . Astfel, pentru a obține o rugozitate minimă a suprafeței dintelui, este necesar de realizat un proces de rectificare cu cca 314 min^{-1} curse duble ale discului rectificator (figura 5.19).



Un astfel de efect a fost urmărit în cazul analizei dependenței rugozității suprafeței dintelui de avansul rotativ al mesei (figura 5.20). În același timp, caracterul ciclic de modificare a rugozității se dezvoltă altfel, dar totuși are un maximum și un minimum al său. Valoarea minimă a înălțimii rugozității se observă la un avans rotativ al mesei de 440 mm/min, iar cea maximă – la o valoare a avansului mesei de 660 mm/min. Este cazul să menționăm că valoarea optimă a avansului, pentru o rugozitate favorabilă, nu întotdeauna corespunde valorilor obișnuite, deoarece datele respective pot să nu coincidă din punctul de vedere al formării tensiunilor (comprimare) remanente ori al altor proprietăți fizico-mecanice.

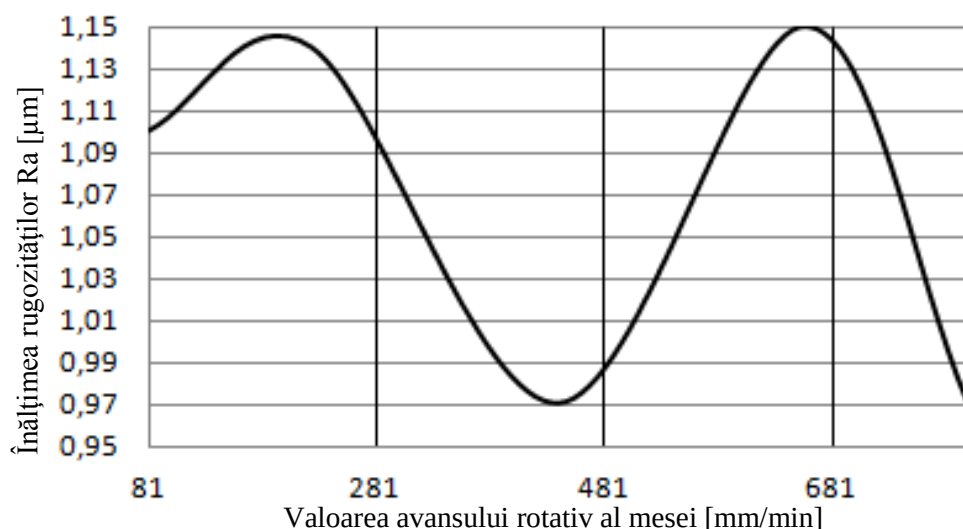


Fig. 5.20. Dependența înălțimii rugozității Ra de valoarea avansului mesei, $a = 0,075 \mu\text{m}$, $n_s = 314 \text{ min}^{-1}$

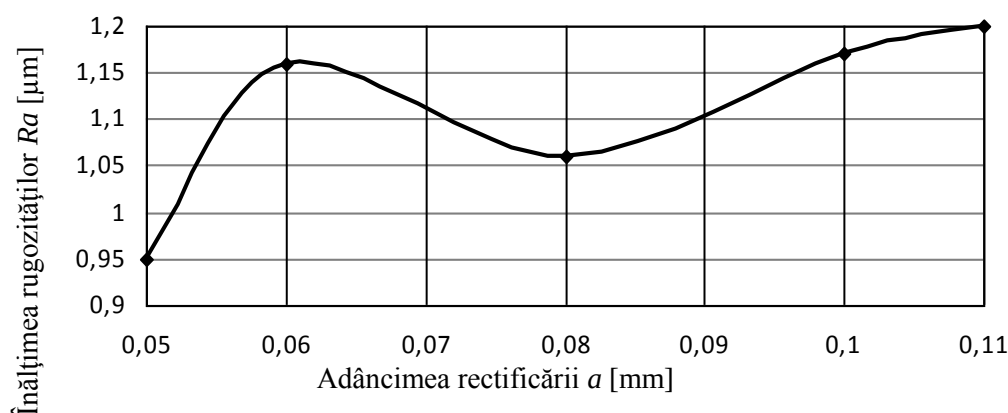


Fig. 5.21. Dependența înălțimii microneregularităților suprafeței Ra de adâncimea rectificării, $n_s = 315 \text{ min}^{-1}$, $p_0 = \text{mm/min}$

Asupra rugozității suprafeței dintelui influențează și adâncimea de aşchiere (figura 5.21). La o adâncime de rectificare $a = 0,05$ mm se obține o înălțime de rectificare minimă. Împreună cu creșterea adâncimii de rectificare are loc și majorarea neregularităților, apoi acestea se micșorează la o adâncime de 0,08 mm. La o creștere ulterioară a adâncimii de rectificare, mărimea neregularităților sporește ușor. Putem remarca o dependență analogică a înălțimii neregularităților de adâncimea de aşchiere și la determinarea ciclicității procesului de modificare a rugozității. Aceasta se dezvoltă invers proporțional cu dependențele prezentate mai sus (figurile 5.19 și 5.21).

Când determinăm caracterul modificării rugozității, legat de adâncimea rectificării, putem menționa valoarea minimă a valorii la o adâncime de rectificare de 0,05 mm, iar valoarea maximă – la o adâncime de rectificare de 0,11 mm. Apreciind influența parametrilor prezenți ai regimurilor de rectificare (figurile 5.19–5.22) asupra înălțimii neregularităților suprafeței, putem constata ușor că valorile extreme ale rugozității sunt diferite și se dezvoltă în mod diferit (figura 5.22).

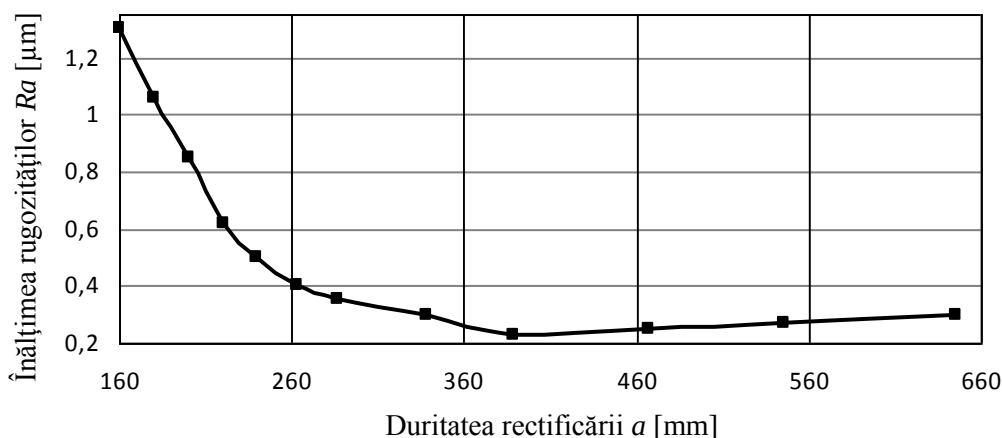


Fig. 5.22. Legătura dintre duritatea și rugozitatea suprafeței rectificate a dintelui roții dințate

De aceea, pentru a obține o valoare minimă a înălțimii neregularităților, trebuie analizată starea stratului exterior al profilului dintelui în funcție de parametrii regimurilor de rectificare indicați.

Se cunoaște totodată că valorile minime ale parametrilor regimului de rectificare, cum este adâncimea, permit să se obțină o înălțime minimă a neregularităților. O astfel de prelucrare este însă însoțită de mari cantități de căldură degajată, provocată de modificările tensiunilor remanente și structurale care au loc în stratul prelucrat la o adâncime de 25–50 μm , și însoțite de modificări ale austenitei remanente și ale durității (figura 5.22).

Legătura dintre rugozitățile și duritatea suprafeței rectificate a dintelui (figura 5.22) se confirmă printr-o dependență logaritmică, ce indică faptul că la creșterea durității înălțimea neregularităților scade.

5.7. Modificarea conținutului de austenită reziduală în stratul exterior al dinților roților dințate

În oțelul cu un conținut bogat de carbon (figura 5.23), modificările martensitice au loc doar parțial [261], deoarece se formează o stare de echilibru în care, paralel cu prezența unei austenite reziduale care nu s-a transformat, există și martensită [261]. Aceasta are loc din cauza deplasării sfârșitului liniei modificărilor martensitice M_1 , pentru un conținut chimic concret al oțelului, adică cu cât mai joasă este ea, cu atât mai multă austenită reziduală este (figura 5.24).

În principiu, pot fi evidențiate două cauze ca urmare a cărora în oțel persistă austenită remanentă, în timp ce procesul de răcire are loc încontinuu la rectificarea stratului exterior al dinților: autofrânarea procesului transformărilor martensitice; temperatura joasă M_f , adică a sfârșitului de formare a martensitei ($< 20^0\text{ C}$).

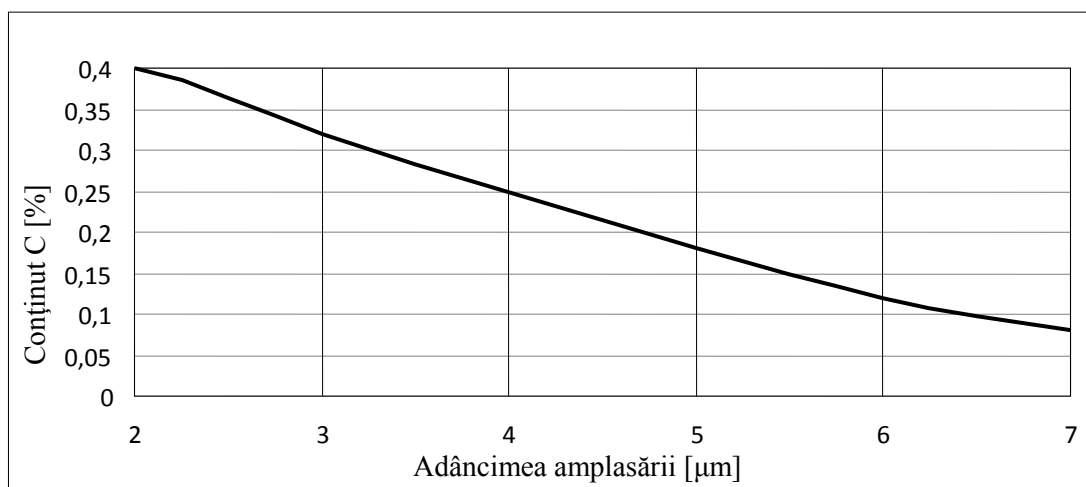


Fig. 5.23. Modificările conținutului de carbon în martensită pe adâncimea stratului exterior al dintelui roții dințate.

Totodată, autofrânarea procesului transformărilor martensitice are loc ca urmare a incubării tensiunilor inițiale de comprimare în stratul exterior, cărora le favorizează existența unui conținut neesențial de austenită reziduală. În acest caz, sporește numărul de carburi proeutectice care se dizolvă în austenită, provocând coborârea punctelor M_s și M_f . Să amintim faptul că austenita majorează plasticitatea oțelului, exprimată prin reducerea durității (austenită – 200 HB), iar martensita se caracterizează printr-o plasticitate mică și o duritate mare (700 HB).

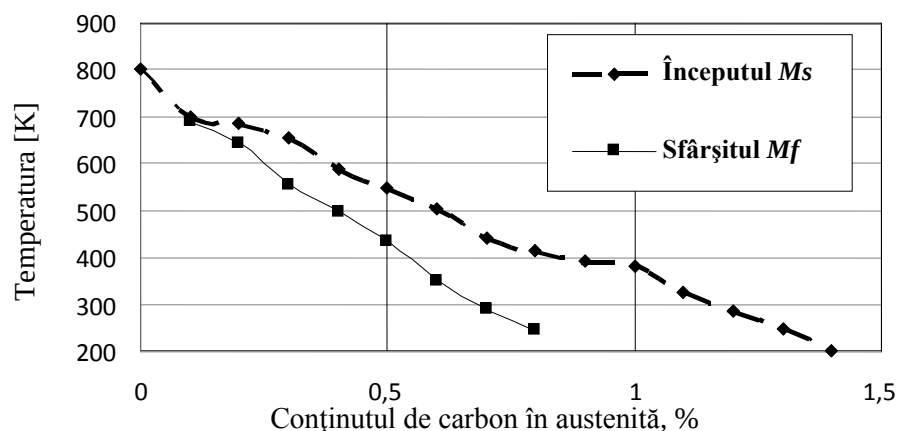


Fig. 5.24. Influența temperaturii asupra modificărilor conținutului de carbon în austenită

Așadar, un conținut sporit de austenită reziduală va trebui să aibă o influență mai favorabilă asupra stării de tensiuni remanente și durității stratului exterior. Din păcate, lucrurile se desfășoară altfel, deoarece creșterea austenitei reziduale conduce la micșorarea rezistenței la oboseală și la sporirea tensiunilor remanente de întindere [167]. Din această cauză au fost efectuate cercetări suplimentare, pentru a determina cantitatea austenitei reziduale în stratul exterior al dinților roților dințate rectificate. Rezultatul acestor cercetări este prezentat în figurile 5.25 și 5.26.

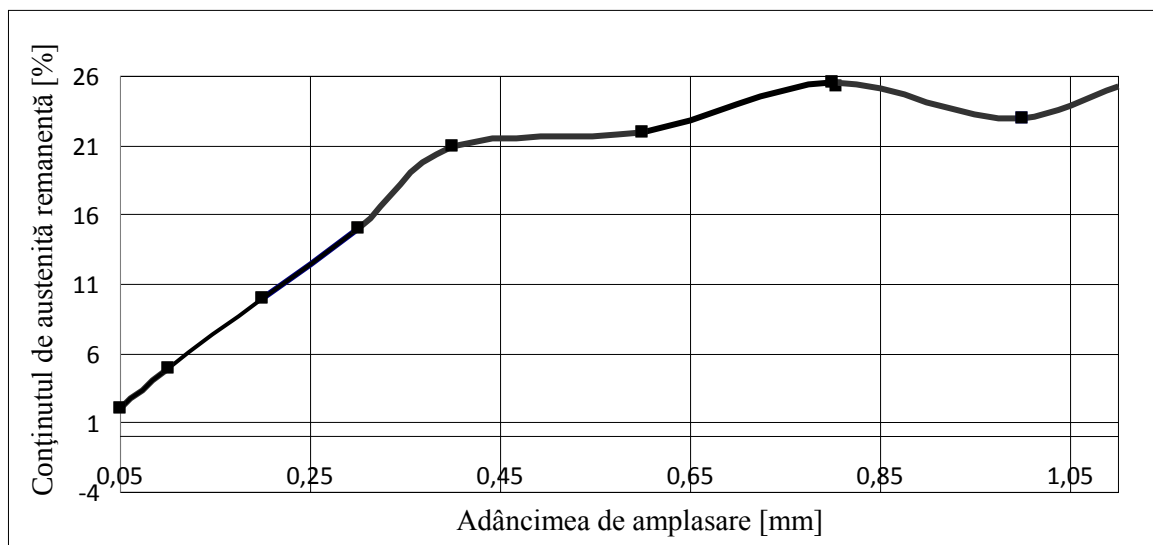


Fig. 5.25. Modificarea conținutului de austenită remanentă în % după rectificarea dinților roților dințate: $n_s = 208 \text{ min}^{-1}$, $p_0 = 440 \text{ mm/min}$, $a = 0,0525 \text{ mm/min}$

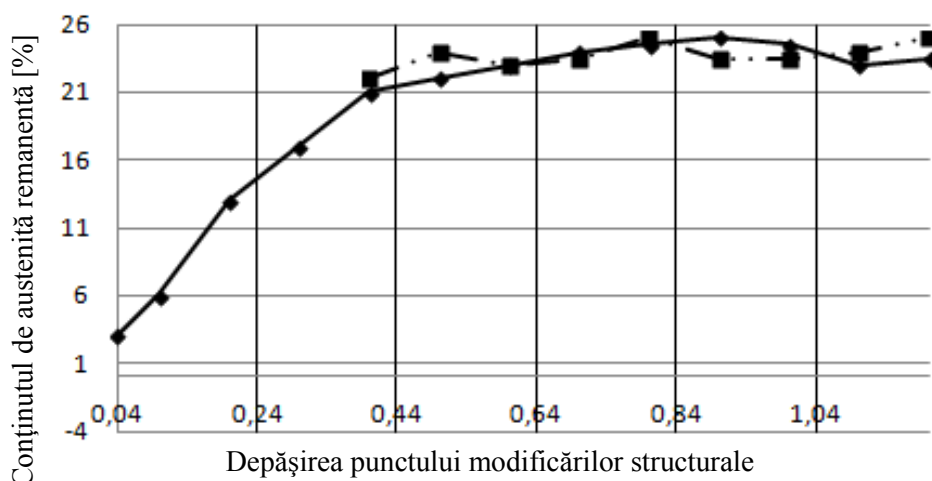


Fig. 5.26. Modificările conținutului austenitei remanente în stratul exterior după rectificarea dinților roților dințate

Din figurile prezentate se observă că conținutul de austenită reziduală crește spre adâncimea stratului exterior, fapt ce se confirmă și prin ecuația curbei obținute prezentate. Apar însă unele dubii asupra valorilor acestei dependențe.

Majorarea cantității de austenită reziduală modifică locul punctului de amplasare a modificărilor structurale în adâncimea dintelui (figura 5.26), care se observă chiar de la 0,4 mm. Unii cercetători [295] afirmă că conținutul austenitei reziduale poate atinge valoarea de 54%, la o adâncime de 10 μm . Aceasta demonstrează că proprietățile stratului exterior al roților dințate se modifică, iar împreună cu aceasta vor apărea modificări ale formei și dimensiunilor, care conduc la apariția rebutului roților dințate [135, 261].

5.8. Caracteristica structurală a stratului exterior al roților dințate rectificate

În procesul de rectificare se modifică proprietățile stratului exterior al dinților roților dințate [295]. Modificările au loc ca urmare a influenței temperaturii și acțiunii forțelor de așchiere ce apar în locul rectificării dinților. Pentru a determina aceste modificări, au fost realizate cercetări ale microstructurii acestui strat. Acestea ne-au permis să stabilim faptul că, inițial, în structura oțelului 12H2N4A există ferită aliată cu aspect metalografic deschis, pe al cărei fond este prezentă perlita (figura 5.27). Pentru oțelul 40H (figura 5.28), în structura inițială găsim ferită cu perlită și o rețea pronunțată de cementită la limitele grăunților.

După rectificare apare martensita de revenire (figura 5.29) și austenita reziduală, cauza fiind influența căldurii, care provoacă formarea germenilor structurii stratului alb la călire secundară.

Apariția arsurilor de la rectificare influențează grosimea stratului alb după călirea secundară, prezența martensitei de revenire și a austenitei reziduale (figurile 5.30, 5.31).

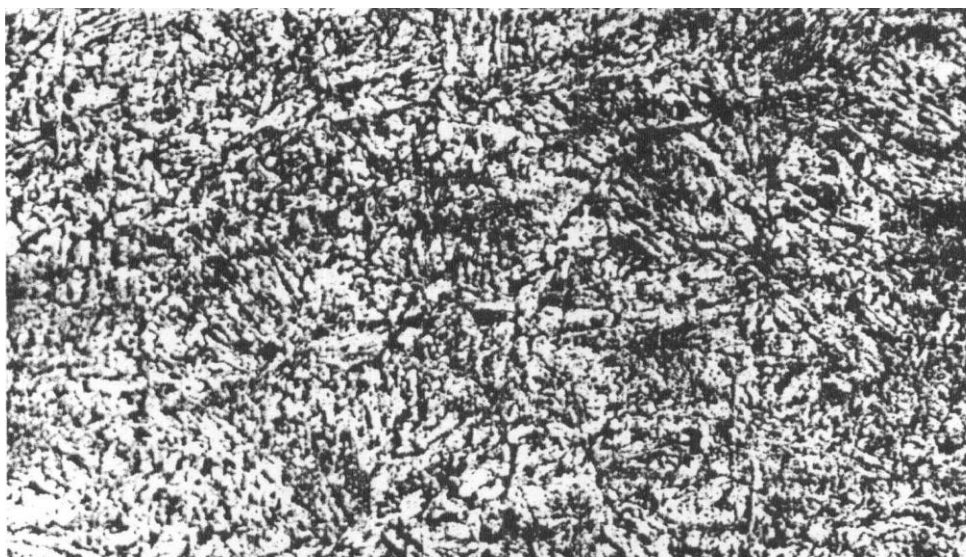


Fig. 5. 27. Microstructura stratului exterior al dinților roților dințate din oțel 12H2N4A (x500)

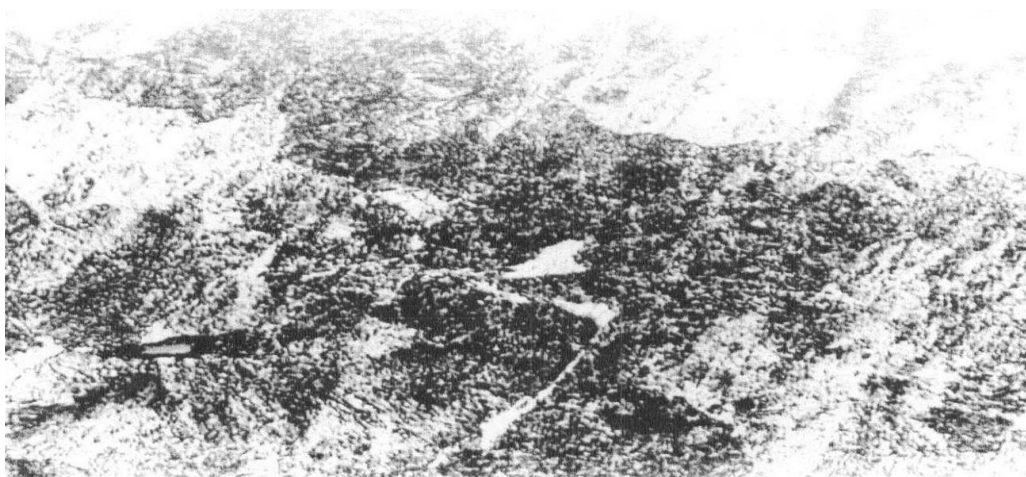


Fig. 5.28. Structura inițială a oțelului 40H (x500)

Pentru oțel 40H, structura stratului exterior are o granulație fină (figurile 5.32, 5.33), cu limite pronunțate ale grăunților (figura 5.32). Se observă de asemenea prezența perlitei, cu rețea de cementită secundară. Vom remarca modificări de structură pe adâncime de la suprafața dintelui roții dințate.

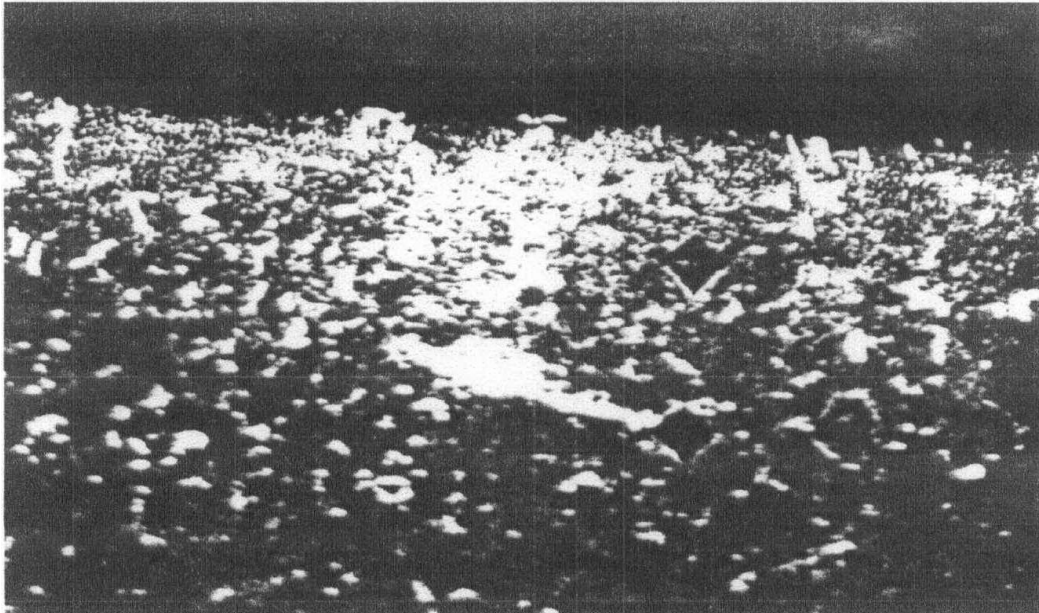


Fig. 5.29. Microstructura dintelui roții dințate executate din oțel 12H2N4A după rectificare (x500)

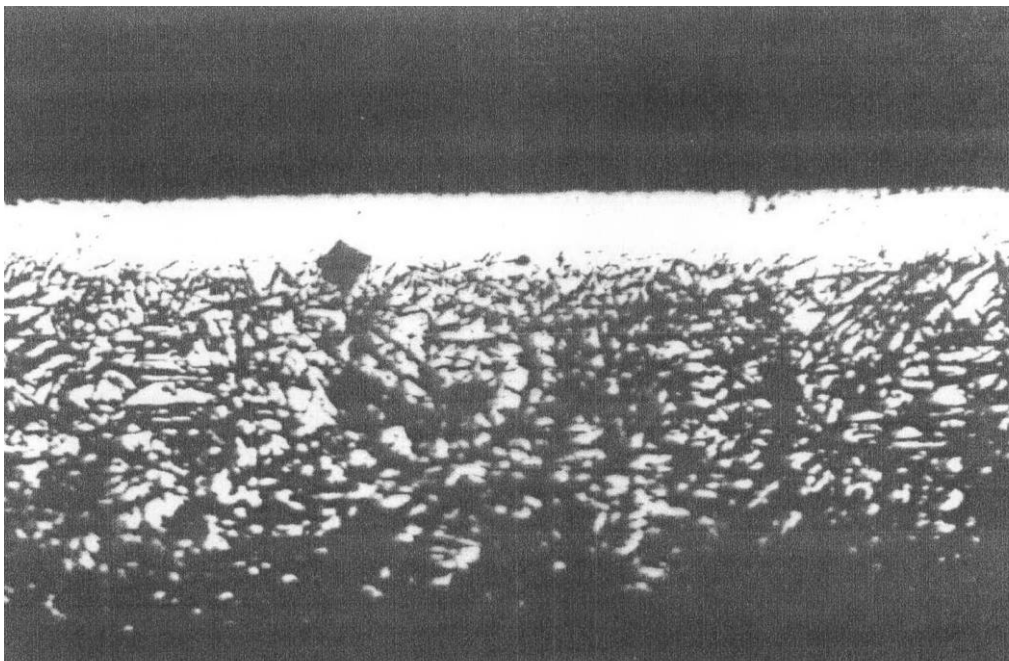


Fig. 5.30. Microstructura dintelui roții dințate executate din oțel 12H2N4A după rectificare cu urme de arsuri (x500)

Cercetarea ulterioară a dinților roților dințate, executate din oțel 12H2N4A, a arătat că lățimea liniei difracționale se reduce odată cu adâncimea de rectificare (figura 5.34). În afară de aceasta, lățimea liniei difracționale depinde de materialul discului rectificator. La rectificare cu electrocorund, lățimea liniei difracționale se micșorează (figura 5.34) asemănător unei rectificări cu adâncime mare.

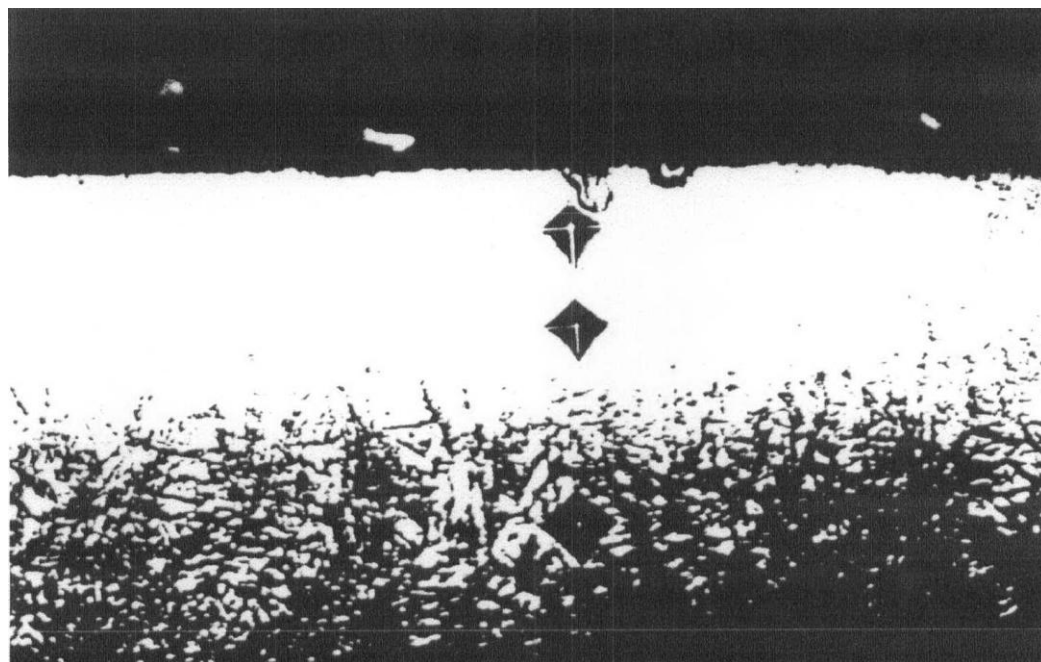


Fig. 5.31. Microstructura dintelui roții dințate executate din oțel 12H2N4A după rectificare, cu urme pronunțate de arsuri (x500)

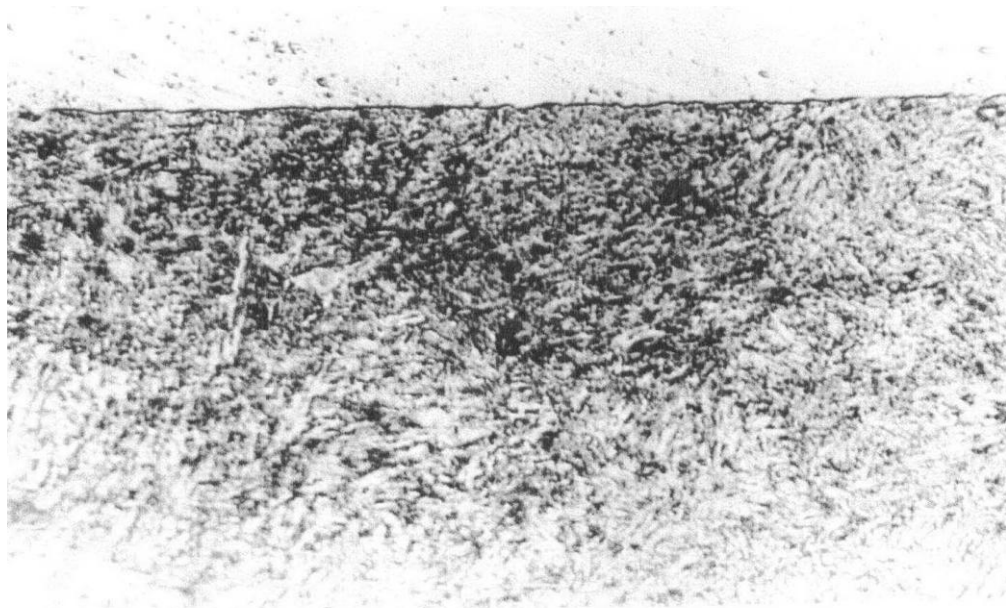


Fig. 5.32. Structura materialului dintelui roții dințate din oțel 40H după rectificare (x500)

La o adâncime de cca 0,02 mm, lăţimea liniei difracţionale este mai mică cu aproximativ 45%, iar în cazul rectificării cu discuri cu diamant – cu doar 14%. Se modifică totodată şi dimensiunile blocului mozaic (figura 5.35).

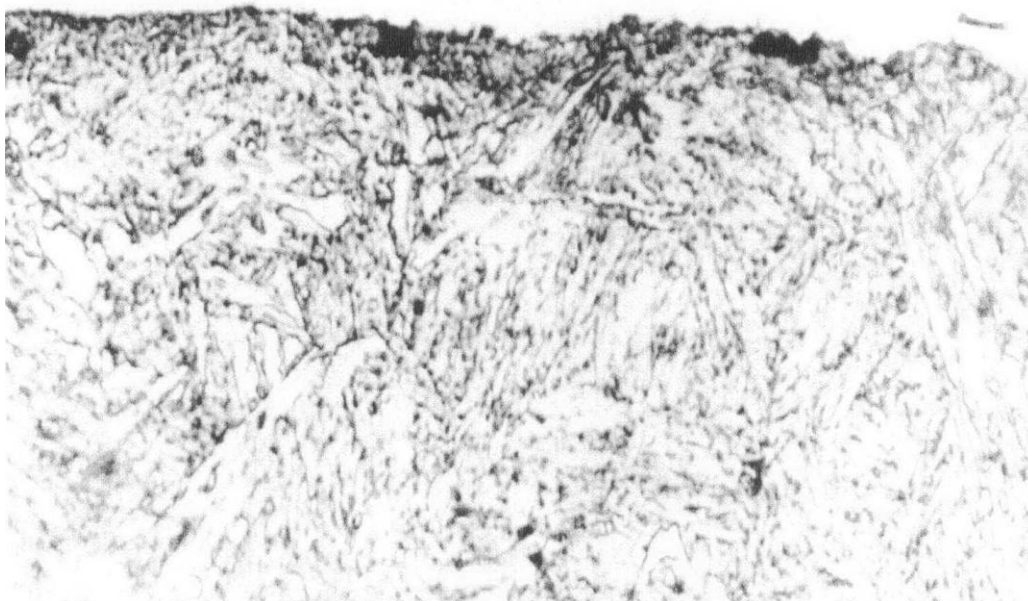


Fig. 5.33. Structura materialului dintelui roţii dinţate din oţel 40H după rectificare (x1000)

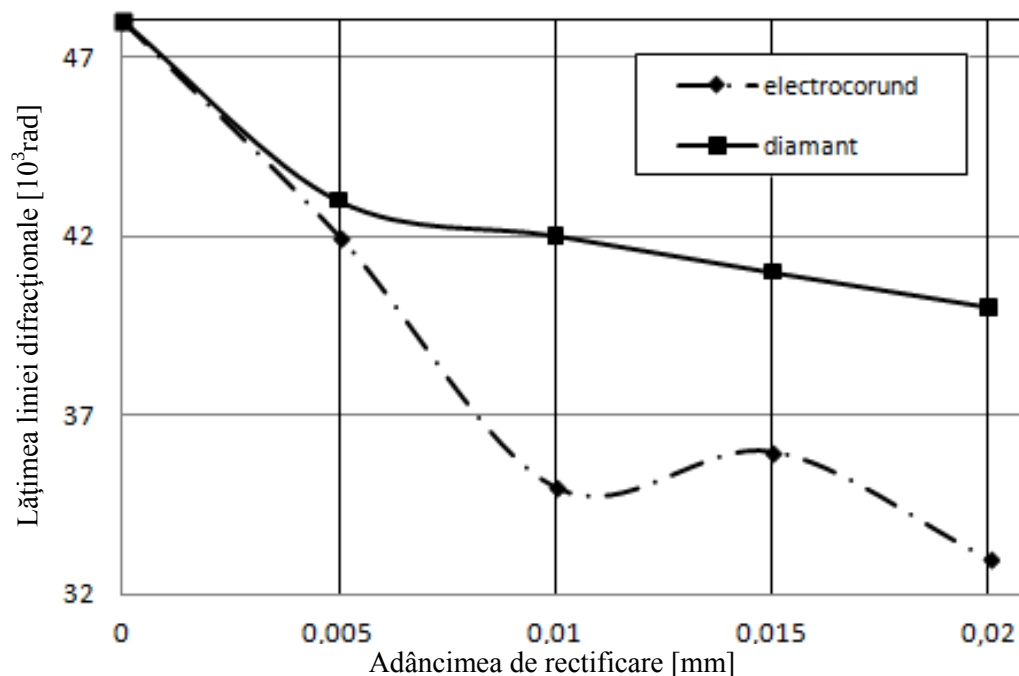


Fig. 5.34. Dependenţa lăţimii liniei difracţionale de adâncimea de rectificare: 1 – valoarea iniţială; 2 – rectificare cu electrocorund; 3 – rectificare cu diamant

În cazul utilizării discului abraziv din electrocorund, blocul mozaic are dimensiuni semnificative. Dacă este rectificat cu disc cu diamantat, blocul mozaic este considerabil mai mic. Adâncimea de rectificare, la utilizarea discurilor din electrocorund, exercită o influență negativă, cu majorarea ei până la 0,01 mm, deoarece are loc creșterea blocului mozaic.

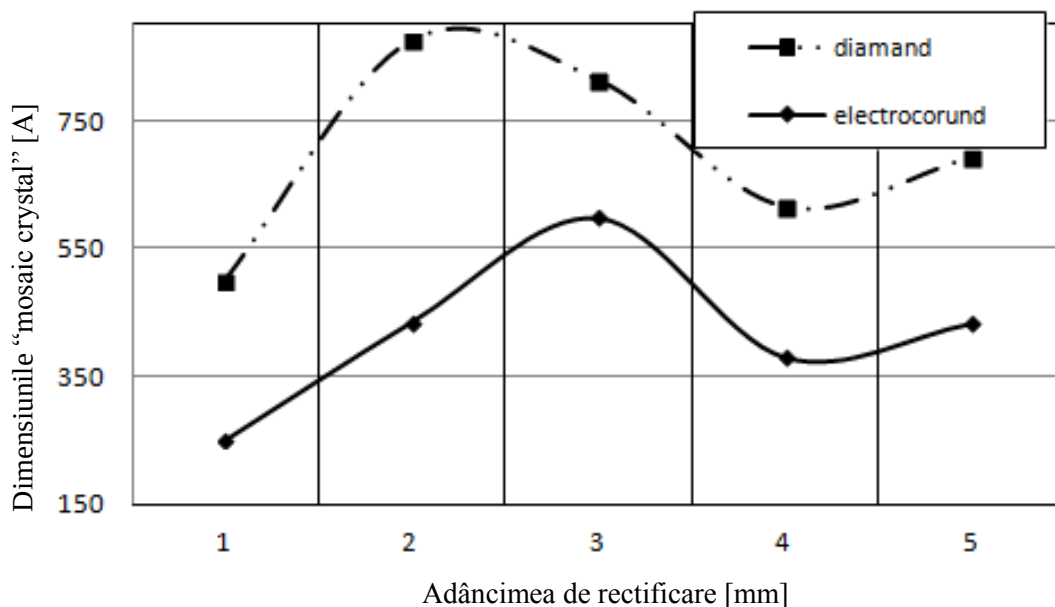


Fig. 5.35. Influența adâncimii de rectificare asupra dimensiunii "mosaic crystal"

La o rectificare cu discuri diamantate, creșterea dimensiunilor blocului mozaic nu este pronunțată, chiar și la o majorare a adâncimii de așchiere.

Pentru discuri abrazive din electrocorund, valoarea blocului mozaic crește cu circa 240%, iar pentru discuri cu diamant – cu doar 8%.

Altfel, microdeformațiile rețelei structurale se formează în funcție de adâncimea de rectificare utilizată (figura 5.36). Valoarea ei minimă la rectificare cu disc abraziv din electrocorund, la o adâncime de așchiere de 0,01 mm este mai mică cu 38% decât cea inițială, iar utilizând discul cu diamant – cu 33% la o adâncime de rectificare de 0,02 mm.

De aceea, materialul abraziv din electrocorund pentru discul rectificator este mai indicat, deoarece provoacă micordeformații mai mici ale rețelei cristaline. Totodată, s-a demonstrat că în stratul exterior al dinților roților dințate au loc deformații mai mici, legate de procesul de rectificare. Se observă o creștere nu prea mare a microdureții, legate de creșterea adâncimii de rectificare, dar nu pot fi considerate mari, în comparație cu procesul de rectificare cu discuri cu diamant.

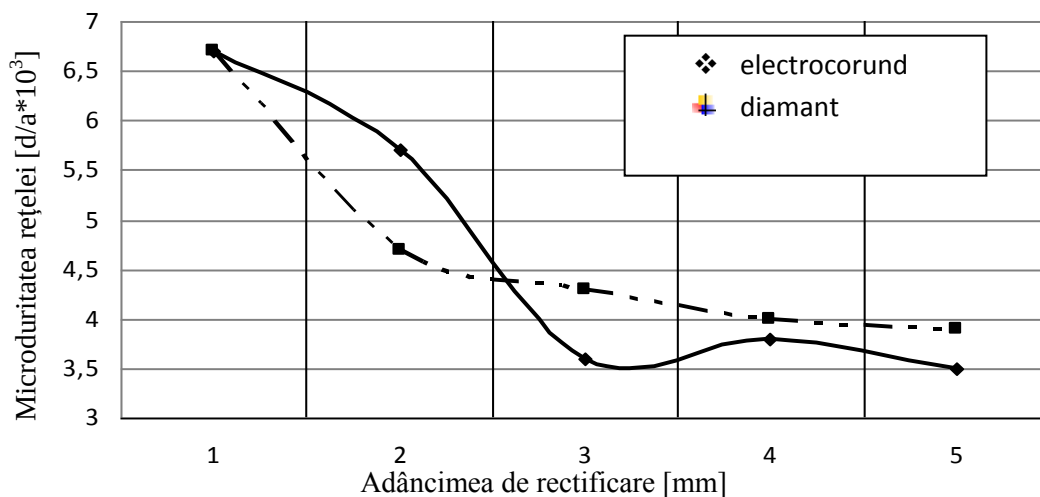


Fig. 5.36. Influența adâncimii de rectificare asupra microdureții rețelei cristaline

Așadar, s-a adevărit presupunerea expusă privind modificarea proprietăților stratului exterior, provocată nu numai de influența căldurii, dar și de modificările structurale, care au loc în procesul de rectificare. Modificările apar în microstructura stratului exterior rectificat, pe lățimea liniei cristaline și a dimensiunilor blocului mozaic.

5.9. Influența stării stratului exterior al dintelui roții dințate asupra rezistenței la uzură

În stratul exterior apar modificări chiar în timpul executării semifabricatului. Ele depind, de exemplu, de valoarea diferenței de temperatură dintre stratul exterior și miezul roții dințate, de grosimea semifabricatului și conductibilitatea termică. Din momentul formării semifabricatului, apar o serie de modificări care se supun transformărilor ulterioare în timpul procesului de prelucrare [347], în funcție de ereditatea tehnologică a semifabricatului. Aceste modificări pot fi utile sau dăunătoare, în funcție de tehnologia utilizată. Ele se referă la stratul exterior și se manifestă prin transformări chimico-fizice și mecanice (figura 5.37). De aceea, este bine-venită determinarea caracteristicilor unui astfel de strat, ținând cont de modificările apărute la suprafață, în substrat și în cazul semifabricatului (piesei) (figura 5.38).

Este clar că pe tehnologi îi interesează mai mult stratul exterior, în care au loc modificările mecanice, fizice și chimice (figurile 5.39, 5.40).

Nu trebuie să uităm nici de defectele care pot apărea în material chiar din momentul executării. Ele se manifestă la adâncimi diferite, mai frecvent însă în stratul exterior, iar valoarea defectelor și

adâncimea amplasării lor depind de tipul prelucrării. Deseori acest caracter este diferit. Procesul tehnologic poate înlătura aceste defecte sau să nu le creeze (de exemplu, arsurile și fisurile la rectificare). Dacă defectele apar ca un rezultat al procesului tehnologic, aceasta denota faptul că condițiile de prelucrare și scula au fost alese incorect sau că în procesul tehnologic există erori dinamice sau statice.

Stratul exterior al suprafețelor de contact în angrenaj, în realitate, este limitat de straturile obținute în mod diferit prin interacțiunea lor chimică, fizică și mecanică în procesul de prelucrare, precum și în procesul de exploatare. De aceea, se poate vorbi de așa-numitul *strat tehnologic și de exploatare*, ale cărui proprietăți se modifică continuu.

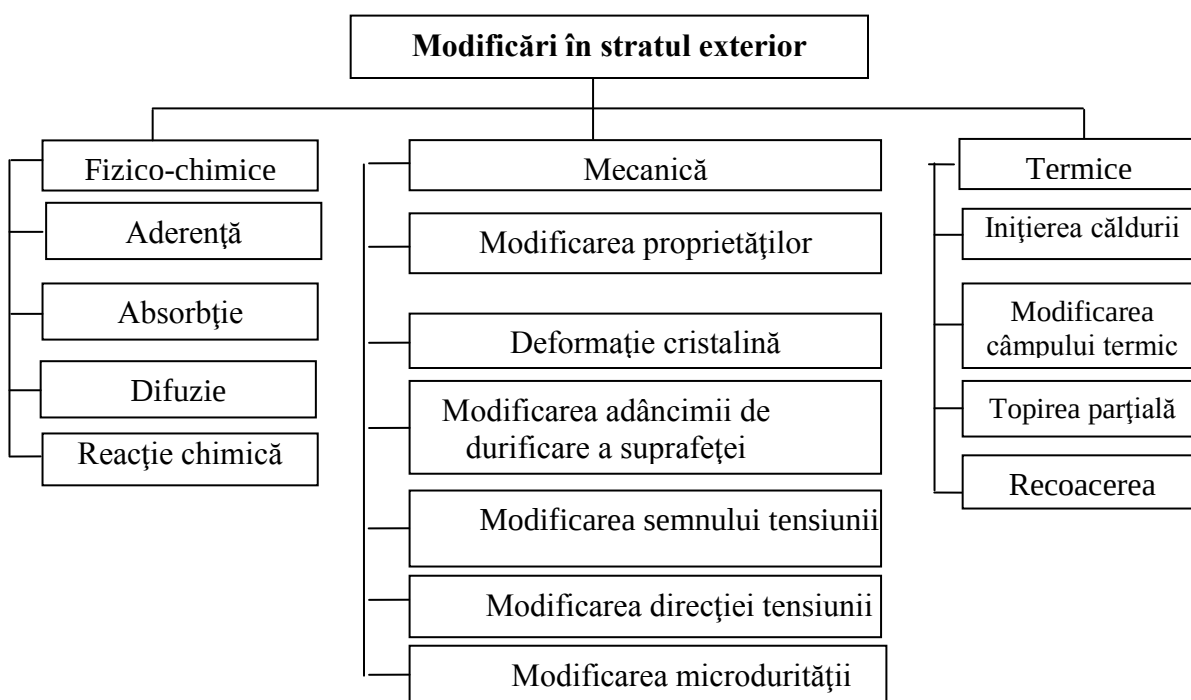


Fig. 5.37. Procesele care au loc în stratul exterior în timpul prelucrării semifabricatelor

Interacțiunea acestor suprafețe diverse în procesul de exploatare are loc în cadrul multiplelor contacte punctiforme, modificând considerabil condițiile în care funcționează suprafețele angrenajului la exploatare.

În afară de modificările chimico-fizice și mecanice, care au loc în procesul de execuție a roților dințate, noi modificări în stratul exterior existent au loc în timpul exploatării roților dințate. Ca urmare a acestor modificări, stratul exterior al roților dințate se distruge și are loc deteriorarea lor înainte de termen. Deoarece condițiile de exploatare sunt diverse, defectele suprafețelor dinților roților dințate

sunt diferite. O altă cauză poate fi și lipsa de colaborare efectivă a constructorului, tehnologului și tribologului.

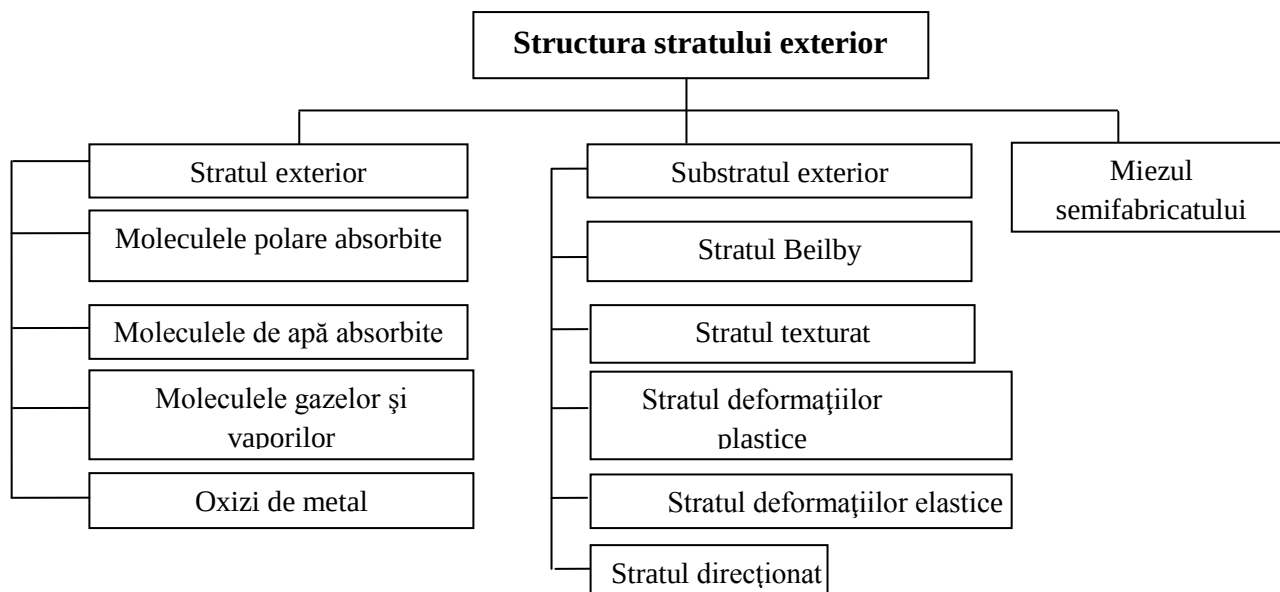


Fig. 5.38. Structura stratului exterior al materialului prelucrat

Pentru a preîntâmpina uzura intensivă și prematură a stratului exterior al dinților roților dințate, este necesară realizarea rațională a procesului tehnologic de execuție a lor, în care stratului exterior i se va da o astfel de stare finală, care îi va asigura proprietățile necesare de exploatare.

Uzura dinților roților dințate este o problemă majoră, deoarece este determinată de caracterul proceselor de frecare dintre elementele conjugate din angrenaj și reflectă diversitatea și mărimea sa [61]. Analiza proceselor de uzură a angrenajului arată că uzura uniformă a stratului exterior are loc în aproximativ 65% din cazurile cercetate, cuprinzând cca 0,106 mm din profilul suprafeței dintelui. În același timp, 21% din mărimea uzurii se localizează în zonele capului dintelui și piciorului dintelui, cu o uzură de cca 0,04 mm. Aproximativ 9% constituie uzura suprafeței dintelui în zona diametrului mediu, cu o valoare de cca 0,06 mm.

Cercetările prezentate demonstrează că formarea stratului exterior al dinților roților dințate are o importanță considerabilă în ceea ce privește rezistența înaltă la uzură. De regulă, stratul exterior deja format poate contribui la reducerea semnificativă a uzurii profilului dinților roților dințate.

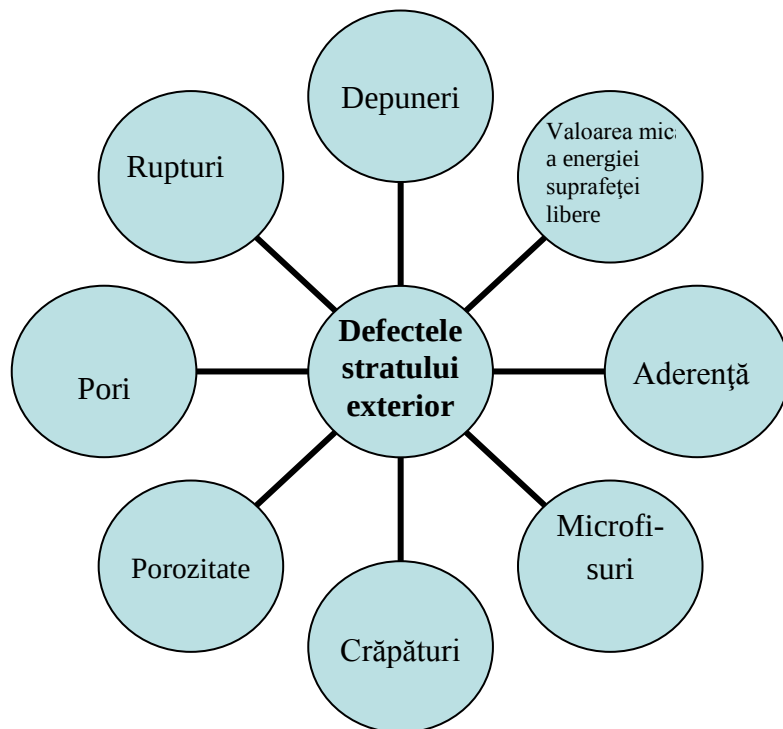


Fig. 5.39. Defectele stratului exterior al semifabricatului prelucrat

5.10. Influența cinematicii procesului de aşchiere asupra generării modificărilor în stratul exterior al profilului dinților

Starea stratului exterior al dinților roților dințate depinde în mare măsură de utilajul tehnologic utilizat. Calitatea suprafeței prelucrate depinde de schema cinematică, ce influențează asupra procesului de rectificare a profilului dinților roților dințate, în același timp depinde și de stabilitatea procesului de prelucrare.

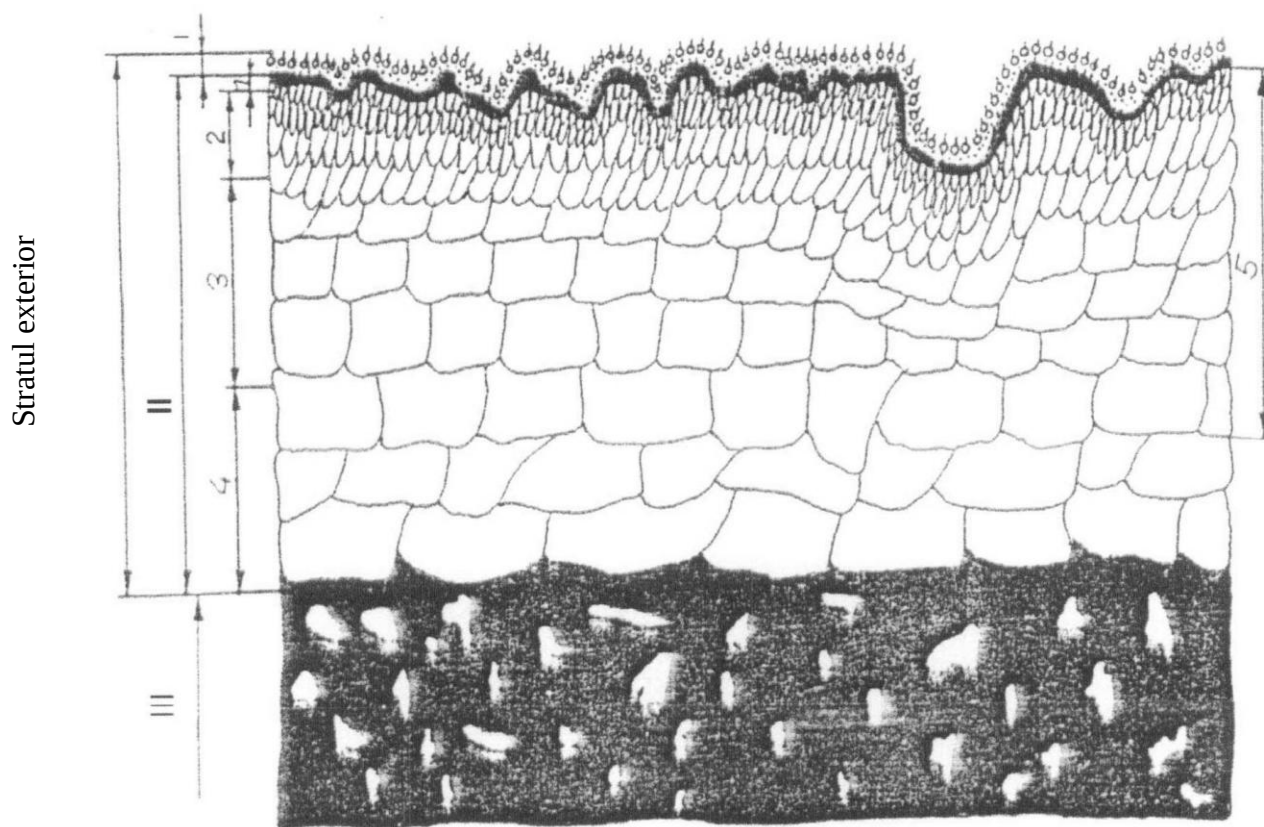


Fig. 5.40. Reprezentarea schematică a stratului exterior:

- I – stratul exterior; II – substratul exterior; III – miezul materialului;
- 1 – stratul Beilby; 2 – stratul texturat; 3 – stratul deformațiilor plastice;
- 4 – stratul deformațiilor elastice; 5 – stratul deformat plastico-elastic

În lucrarea de față se utilizează o mașină-unealtă de rectificat dantura prin metoda rulării cu un disc abraziv profilat la extremitate cu o rază [17]. Schema cinematică folosită permite să se obțină o formă a profilului nestandardizat al dintelui, prin metoda rulării, cu utilizarea unui disc abraziv. Astfel, în urma prelucrării prin rectificare, discul abraziv se deplasează perpendicular spre axa roții dințate ce se rectifică. Această metodă asigură o precizie de rectificare până la 0,002 mm [17].

Într-un astfel de proces de rectificare, apare eroarea razei circumferinței inițiale, legată de bazarea roții dințate pe mașina de rectificat (figura 5.41) [318].

Astfel, grosimea dintelui la bază va fi mai mare decât valoarea nominală a acestuia. În același timp, în diametrul mediu, grosimea dintelui nu se va schimba. Așadar, starea stratului exterior de-a lungul profilului dintelui va fi diferită, din cauza instabilității procesului de rectificare. Ca urmare, vom

avea suprafețe ale profilului dintelui roților dințate care vor fi folosite în exploatare, iar unele porțiuni ale profilului nu vor fi folosite [185].

În urma funcționării, vom obține o uzură neuniformă și intensivă a dinților roților dințate, deoarece stratul exterior este diferit pe înălțimea profilului dintelui. Va avea loc deplasarea locului de contact în angrenaj față de cel teoretic, fapt care va înrăutăți suplimentar condițiile de funcționare a roților dințate și va accelera esențial modificările stării stratului exterior în unii dinți, putând să apară

efecte ca *scuffing* și *spalling* [25].

Valoarea și caracterul modificărilor acestui profil vor depinde de mărimea abaterilor și de numărul de dinți ai roții dințate.

Având în vedere cele expuse mai sus, se cere formularea unor cerințe suplimentare față de procesul tehnologic. Acesta va trebui să fie realizat astfel încât să înlăture ori să minimizeze apariția erorilor care conduc la uzura prematură a stratului exterior al roților dințate sau la deteriorarea lor în timpul exploatării.

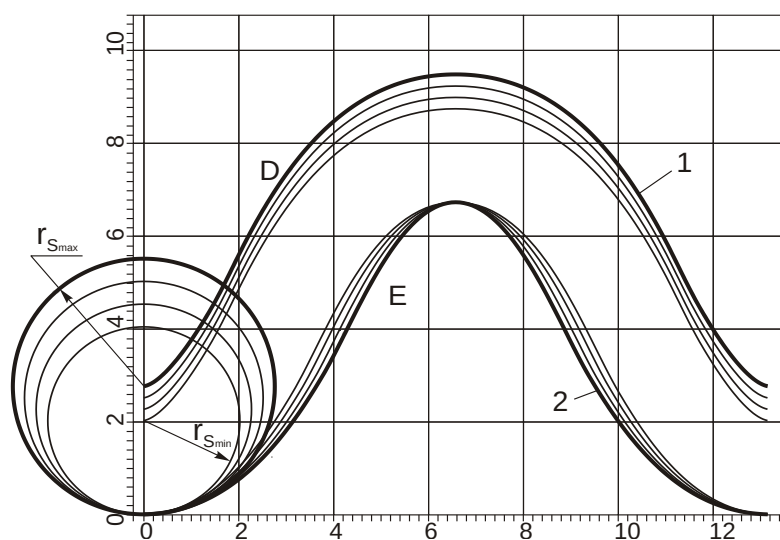


Fig. 5.41. Eroarea profilului dintelui la uzura diametrului sculei

5.11. Formarea stratului exterior în procesul de rectificare a danturii

Este cunoscut faptul că procesul de rectificare a danturii diferă de procesul de rectificare a suprafețelor plane ori cilindrice prin varierea parametrilor regimurilor de prelucrare. Dirijarea procesului de modificare a acestor parametri prezintă unele dificultăți, iar asupra lor execută o influență profilul dintelui și construcția roții dințate. În procesul rectificării profilului dintelui cu o adâncime variabilă (deoarece profilul este complicat și nestandardizat), se modifică nu numai starea stratului exterior, ci și caracteristicile geometrice ale dinților, mai ales că aceste modificări au legătură reciprocă. Erorile apărute ale formei, ale poziției reciproce (relative) a elementelor suprafeței profilului și ale dimensiunilor legate de modificarea stării stratului exterior vor influența, la rândul lor, caracteristicile geometrice și de precizie.

Această influență se răsfrânge mai ales asupra modificării formei, de exemplu, prin redistribuirea tensiunilor remanente, a transformărilor structurale, fazice și altor modificări în procesul rectificării. Aceste efecte sunt provocate de acțiunile termice care au loc în procesul de rectificare, dar și de cele de modificare a deformațiilor, ce au loc sub acțiunea forțelor de așchiere. De aceea, în această lucrare s-au efectuat cercetări de determinare complexă a stării stratului exterior și a caracteristicilor geometrice de precizie, care se modifică în urma procesului de rectificare cu regimuri de așchiere variabile.

S-au efectuat cercetări ale influenței parametrilor procesului de rectificare a dinților roților executate din diferite materiale, cu microstructură diferită, asupra caracterului influenței comune a modificării stării stratului exterior al profilului nestandardizat și a caracteristicilor de precizie, în condițiile în care în procesul așchierii are loc apariția erorilor sistematice.

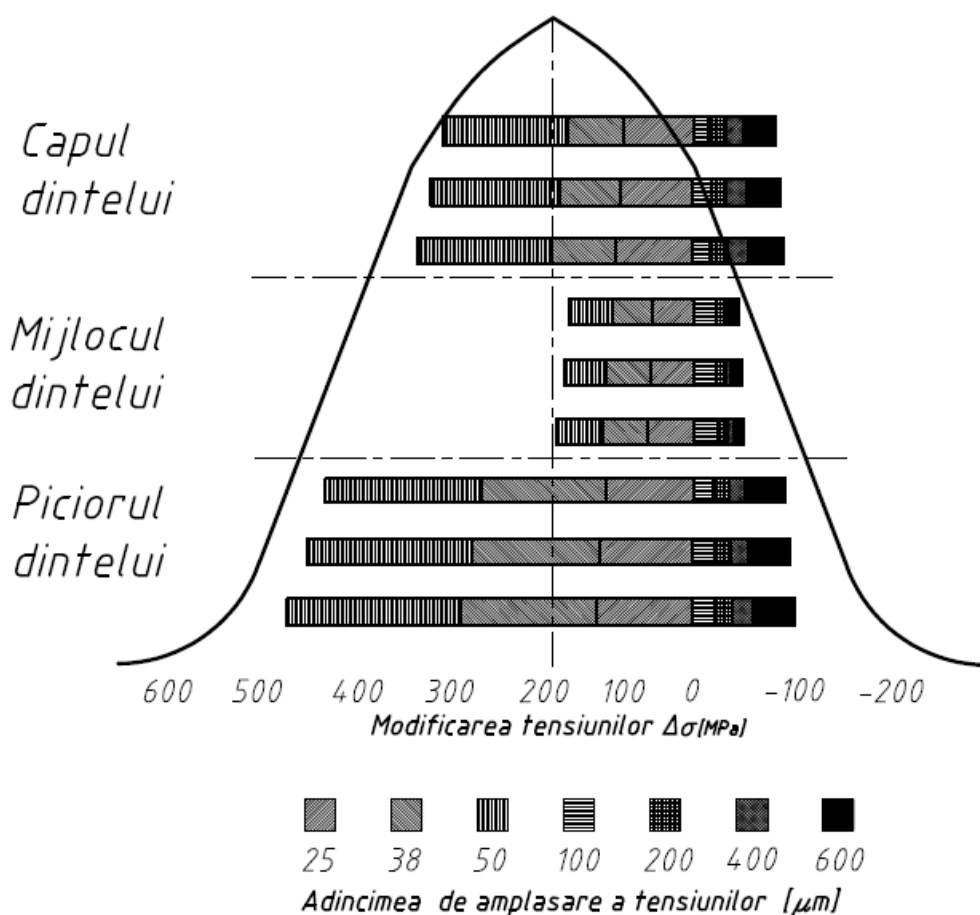


Fig. 5.42. Limitele modificării tensiunilor remanente în adâncimea stratului superficial din oțel 40H după rectificare

Starea stratului exterior se determină după modificarea tensiunilor remanente, iar caracteristicile de precizie – după modificarea abaterii de la profilul dintelui, acumularea erorii pe pasul circular și valoarea bății dintelui.

Modificările tensiunilor remanente în stratul exterior, în procesul rectificării dinților, au fost analizate prin metodele statisticii matematice și ale analizei de regresie. Pentru determinarea epurelor tensiunilor remanente s-au utilizat, de asemenea, și caracteristicile prelucrării rezultatelor matematice ale cercetărilor:

- limita modificărilor tensiunilor remanente:

$$\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min};$$

- amplitudinea oscilațiilor tensiunilor remanente:

$$\Delta_a = (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) / 2;$$

- valoarea medie a tensiunilor remanente:

$$\Delta_a = (\sigma_{\max} + \sigma_{\min}) / 2;$$

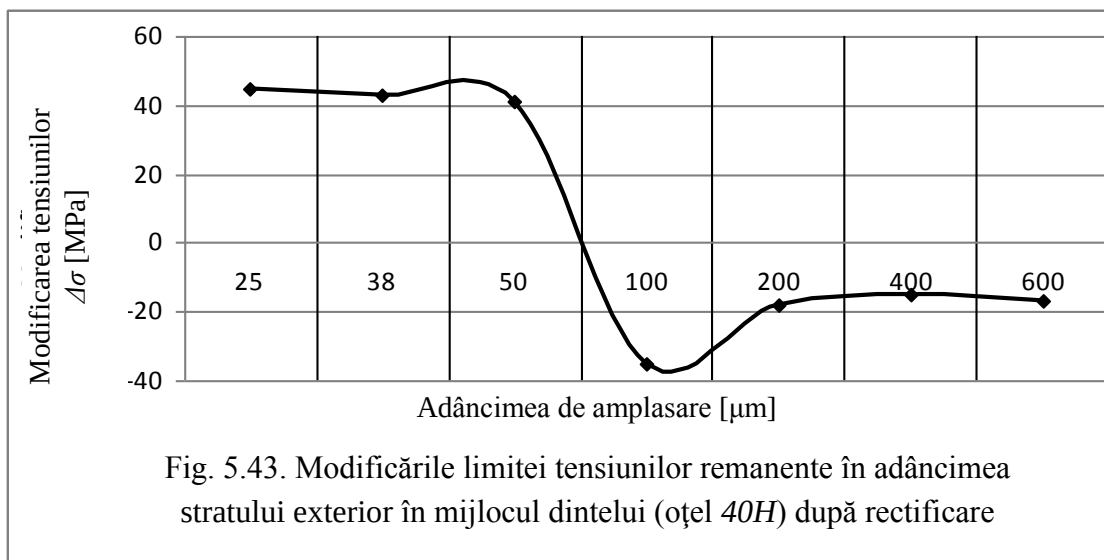
- coeficientul modificării amplitudinii tensiunilor remanente:

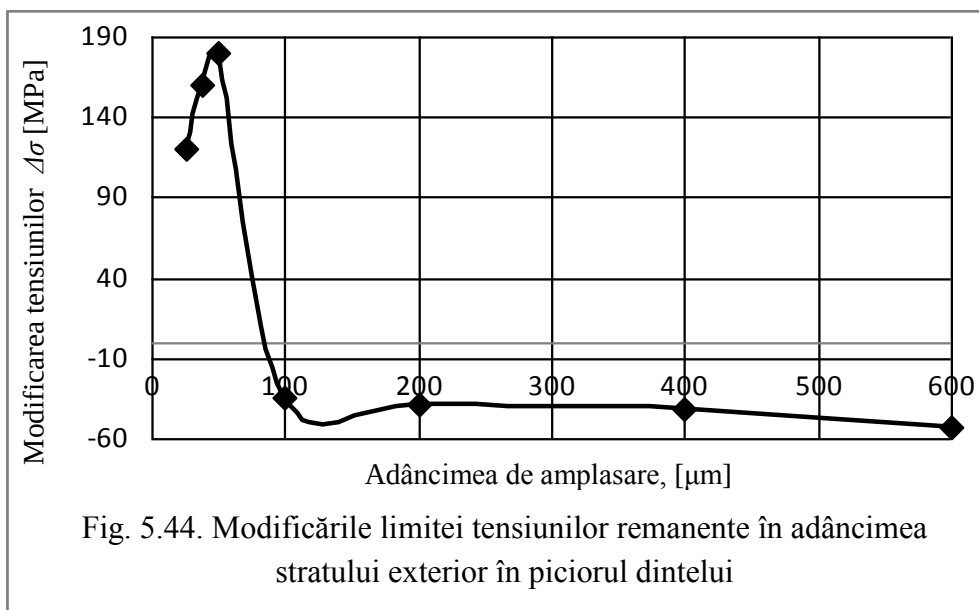
$$W_a = \sigma_{\min} / \sigma_{\max};$$

- coeficientul modificării formei:

$$\alpha_k = \sigma_{\max} / \sigma_{\min}$$

Valoarea și caracterul modificărilor tensiunilor remanente în stratul exterior al dintelui roții executate din oțel 40H depind de locul amplasării pe înălțimea dintelui, fapt care se observă în figurile 5.42–5.45, referitoare la modificarea limitei $\Delta\sigma$ a tensiunilor remanente la suprafață.

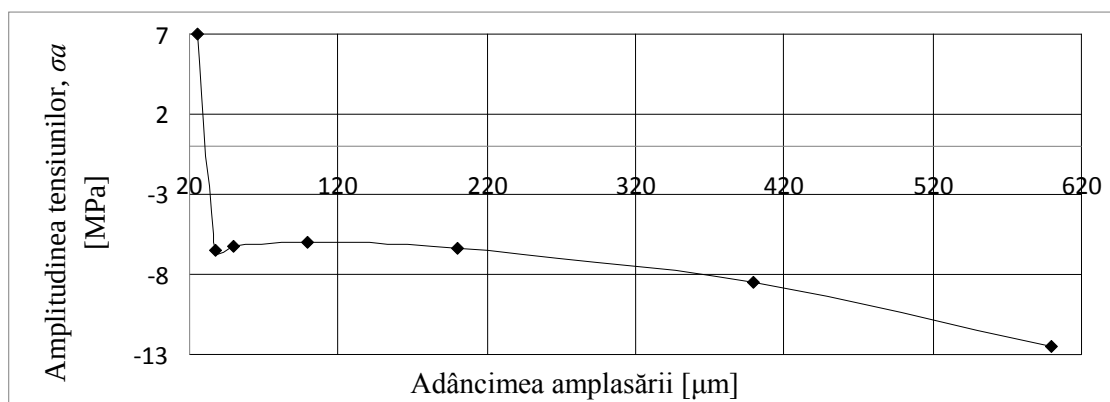
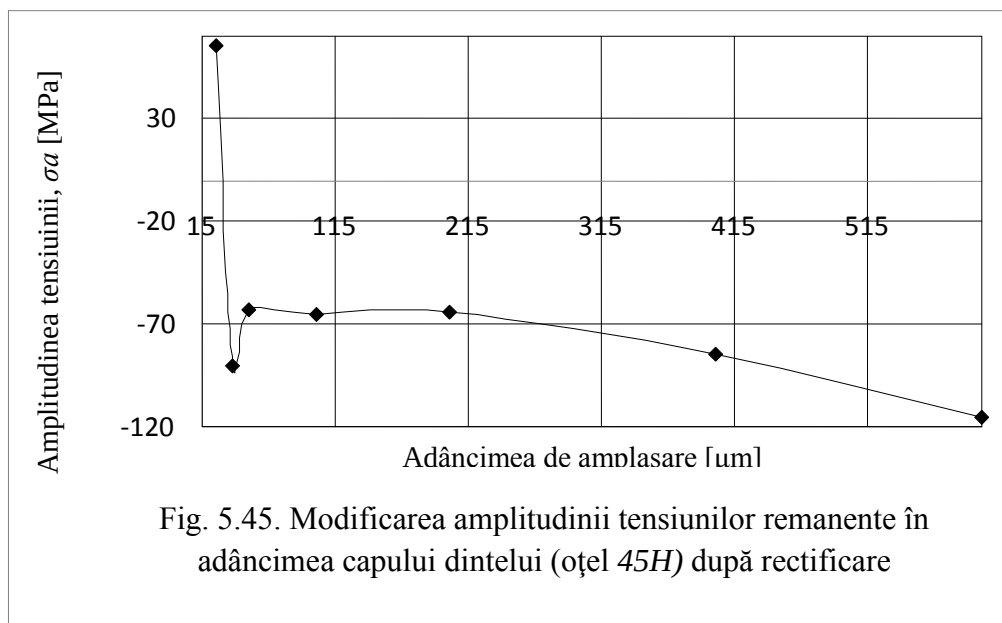




Putem menționa că pe toată suprafața dintelui, de la cap până la baza piciorului acestuia, tensiunile remanente sunt de întindere, cu amplasarea lor până la 100 μm în adâncime. Totodată, valoarea lor maximă se află la adâncimea de 50 μm, cu creștere de la capul spre piciorul dintelui, și, practic, fără schimbări în partea de mijloc a acestuia. Apoi, în adâncime epura are unul și același caracter – tensiuni remanente de comprimare, cu o valoare de cca 30–50 μm, fără modificări pe adâncimea de la 100 până la 600 μm.

Caracterul expus al modificărilor epurei poate fi explicat prin condițiile de rectificare a profilului complicat al dintelui, în care, ca urmare a modificării continue a parametrilor regimurilor de rectificare a angrenajului, pe înălțimea profilului au loc procese complicate pe suprafața exterioară a dintelui (termice și de forță). Încălzirea și răcirea stratului pe adâncime au acțiune majoră asupra modificărilor de fază și structurale. Modificările amplitudinii tensiunilor remanente depind, totodată, și de locul amplasării lor în stratul exterior: în capului dintelui (figura 5.45.), în partea de mijloc (figura 5.46.) sau în piciorul acestuia (figura 5.47).

Limitele amplitudinii tensiunilor remanente pot fi caracterizate prin stabilitatea procesului de formare a acestora în procesul de rectificare, ceea ce poate fi observat în figurile menționate. În același timp, caracteristica statistică indicată depinde de condițiile de răcire a sectoarelor concrete ale dintelui. În partea de sus a acestuia, la o adâncime de 25 μm, amplitudinea tensiunilor remanente are o valoare pozitivă, de circa 70÷80 MPa (unde tensiunile remanente sunt preponderent de întindere).



Apoi, în adâncime, această amplitudine se modifică în valoarea negativă, în limita de 6÷12 MPa, nemodificându-se până la adâncimea de 500÷600 μm (figura 5.50). În stratul exterior al părții de mijloc a dintelui, la aceeași adâncime de 25 μm ca și în capul dintelui, valoarea amplitudinii tensiunilor este cu mult mai mică (de 7–8 ori). Apoi, în adâncime, caracterul de modificare a amplitudinii este același ca și în stratul exterior al capului dintelui. O modificare a amplitudinii tensiunilor remanente cu

alt caracter se observă în stratul exterior al piciorului dintelui, care se deosebește prin faptul că valorile maxime negative s-au depistat la o adâncime de cca 100 μm (figura 5.51).

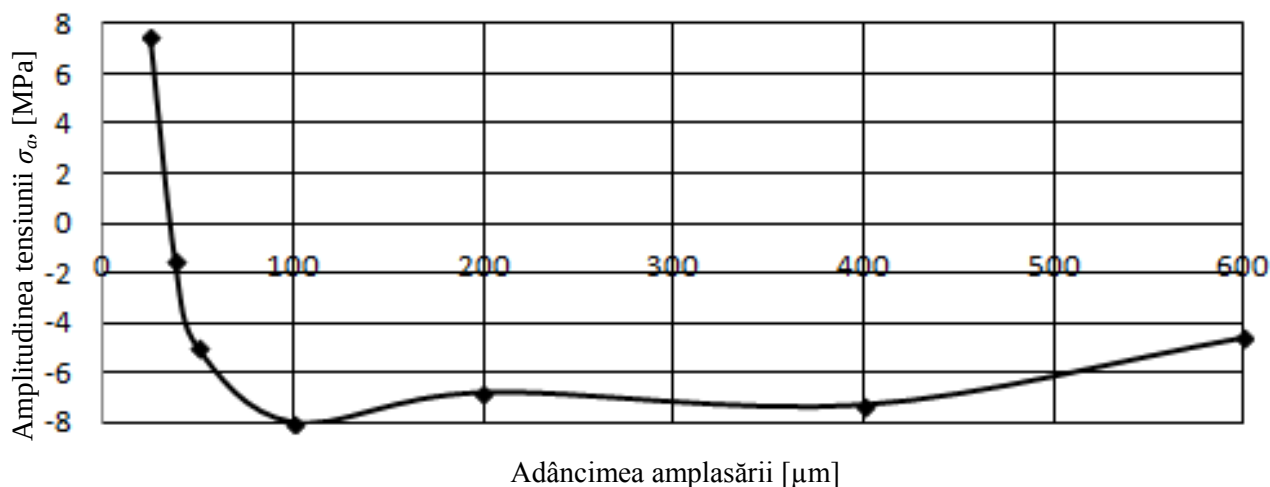


Fig. 5.47. Modificările amplitudinii tensiunilor remanente în adâncime în partea de mijloc a dintelui (oțel 45H) după rectificare: $n = 260 \text{ min}^{-1}$; $a = 0,05 \text{ mm}$; $p = 250 \text{ mm/min}$

Alt caracter, indiferent de locul amplasării pe înălțimea dintelui în zonele examinate, au modificările amplitudinii tensiunilor remanente, care se caracterizează prin faptul că, valorile negative maxime se regăsesc la o adâncime de 100 μm (figura 5.51). Deci, indiferent de locul amplasării pe înălțimea dintelui în limitele parametrilor de cercetare a procesului de rectificare, în stratul exterior, la o adâncime de 25–30 μm , predomină valorile pozitive ale amplitudinii tensiunilor cu valoarea maximă de cca 80 MPa în partea de sus a dintelui.

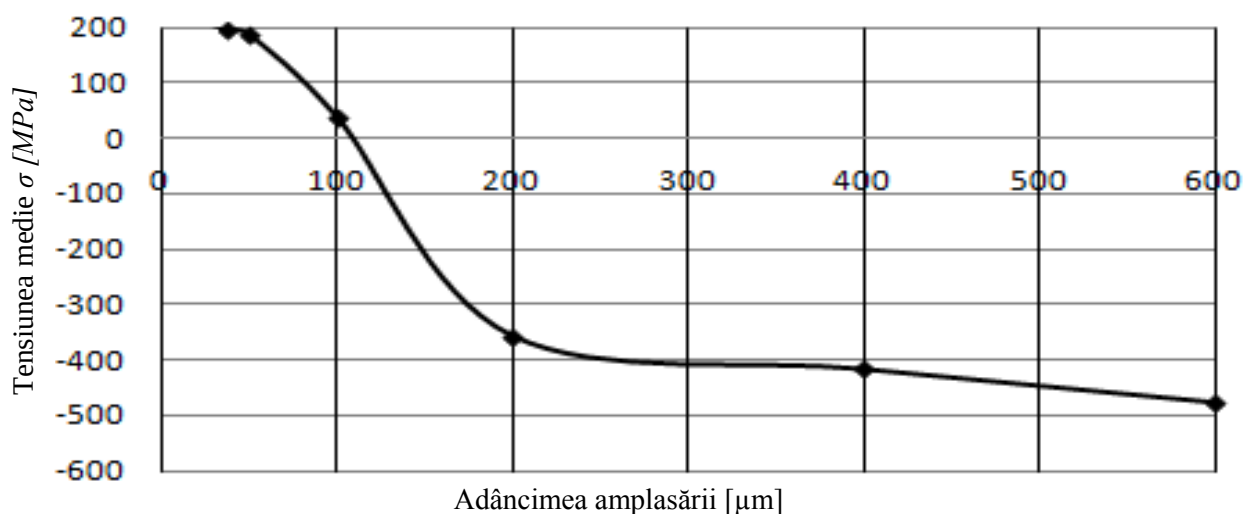
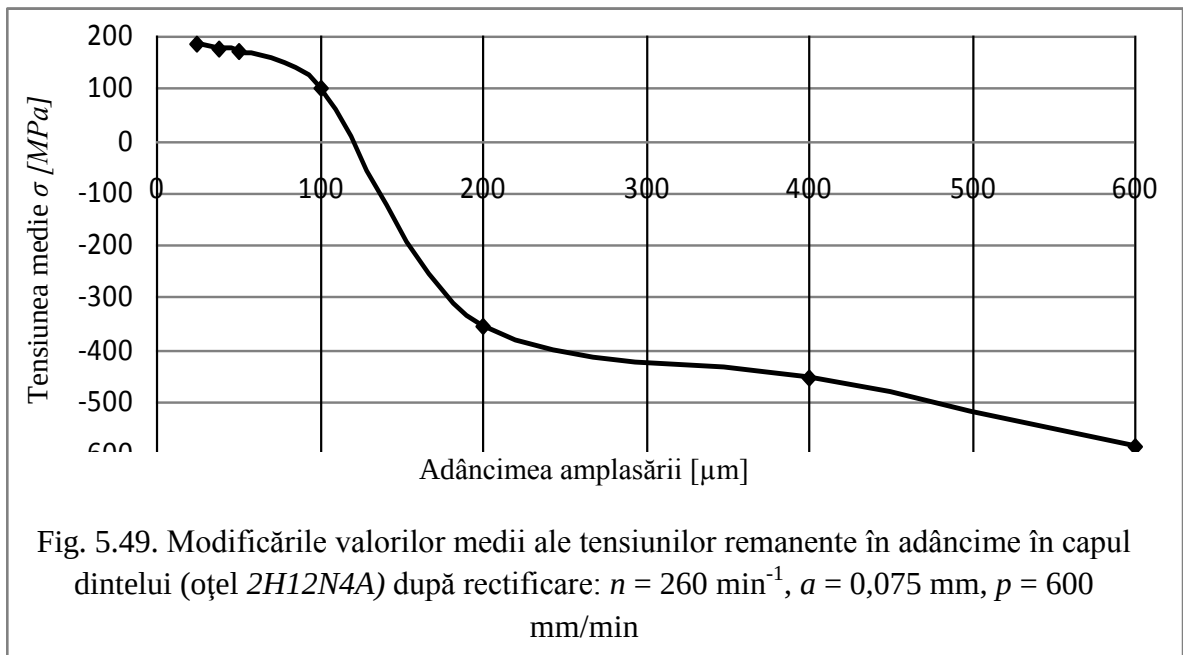
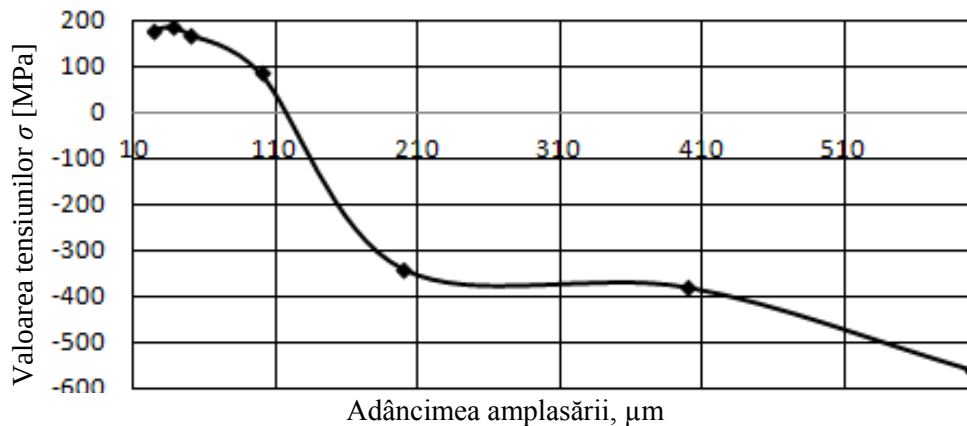


Fig. 5.48. Modificările valorilor medii ale tensiunilor remanente în adâncime în capul dintelui (oțel 2H12N4A) după rectificare: $n = 260 \text{ min}^{-1}$, $a = 0,075 \text{ mm}$, $p = 600 \text{ mm/min}$, $p_o = 620 \text{ mm/min}$



Ultima afirmație poate fi explicată prin modificările condițiilor de răcire a stratului exterior, la trecerea de la partea de sus a dintelui spre picior. Viteza de răcire, în același timp, se micșorează din cauza faptului că se mărește masa de răcire când ne apropiem de baza dintelui (picior).



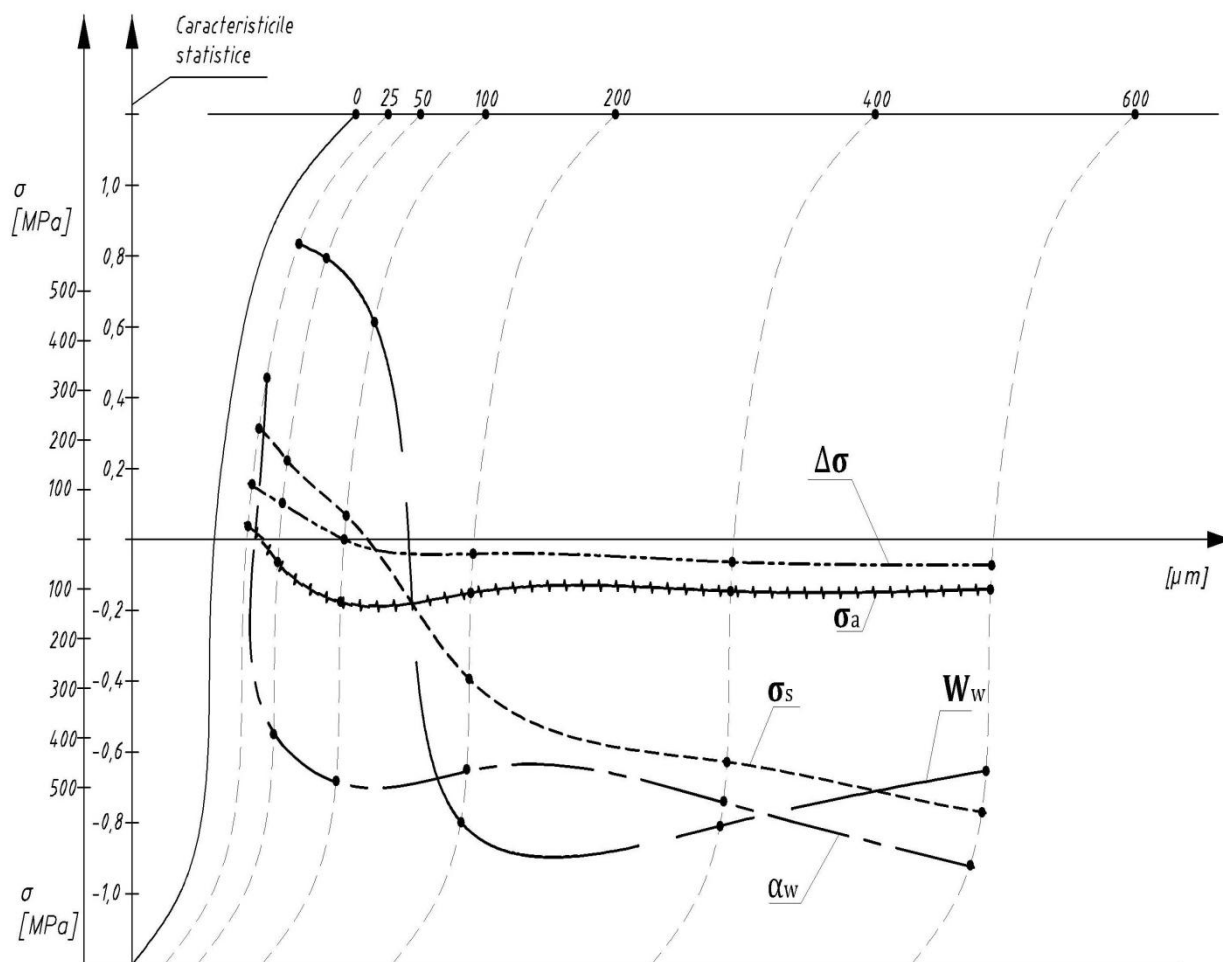


Fig. 5.51. Modificarea limitei ($\Delta\sigma$), amplitudinii oscilațiilor (σ_a), valorilor medii (σ_{med}), coeficientului amplitudinii tensiunilor (W_u) și a coeficientului forme (α_k) tensiunilor remanente în stratul exterior

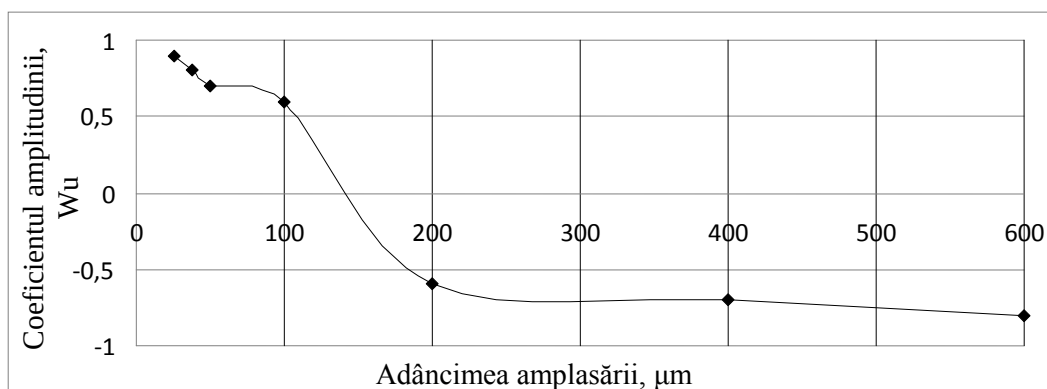
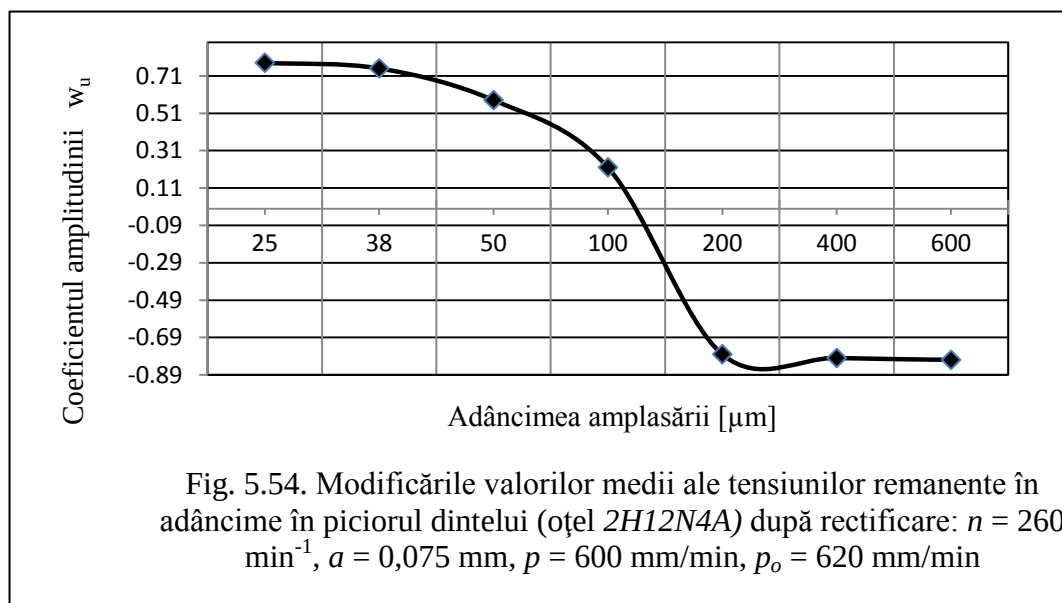
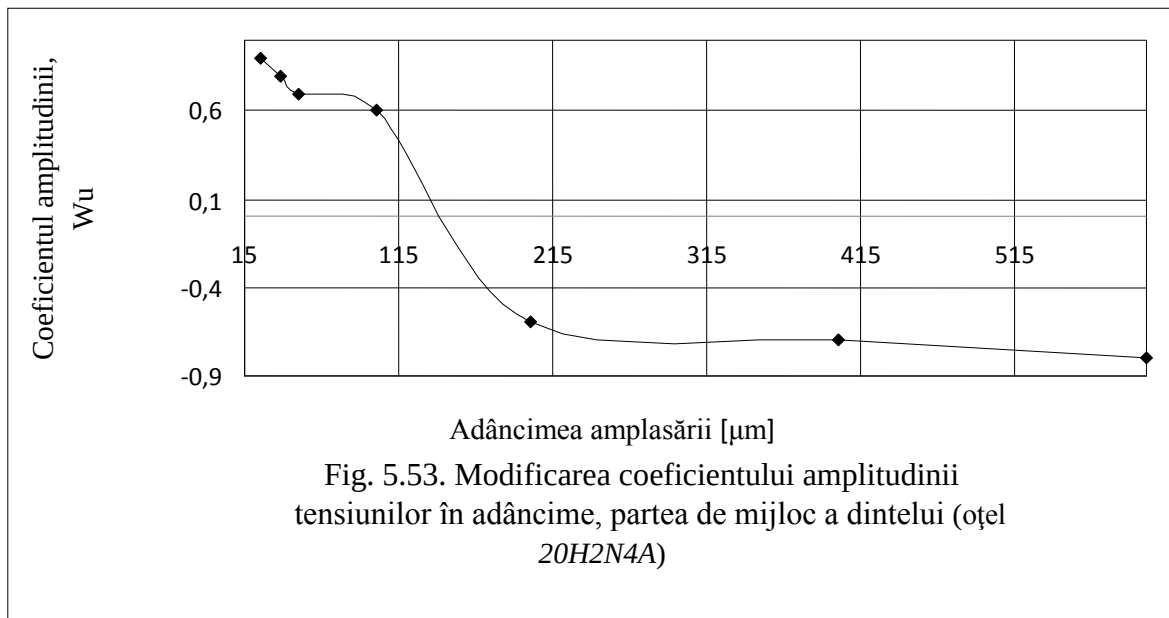


Fig. 5.52. Modificarea coeficientului amplitudinii tensiunilor în adâncime în capul dintelui (oțel 20H2N4A) după rectificare

Determinând caracterul modificării valorilor medii ale tensiunilor remanente (figurile 5.48–5.50), putem constata că deosebiri esențiale între ele, în capul dintelui (figura 5.48), în partea de mijloc (figura 5.49) și în piciorul dintelui (figura 5.50), nu s-au observat.

În stratul exterior al sectoarelor dintelui, tensiunile de întindere se modifică de la 150 până la 200 MPa și trec în tensiuni de comprimare la o adâncime de 100 μm , atingând 500 MPa la o adâncime de 600 μm (figura 5.51).



Un alt tablou se observă la modificarea coeficientului amplitudinii tensiunilor (figurile 5.52–5.54). În capul dintelui (figura 5.52), valoarea acestuia se micșorează lent până la o adâncime de 100 μm , mai sus de ea are loc un salt al valorii acestui coeficient în direcția tensiunilor de întindere. Peste 200 μm , valoarea lui se apropie încet de unitate, la adâncimea de 600 μm .

În partea de mijloc a dintelui, observăm efectul creșterii coeficientului amplitudinii tensiunilor până la o adâncime de 50 μm (figura 5.53), iar mai sus de această adâncime are loc căderea lui.

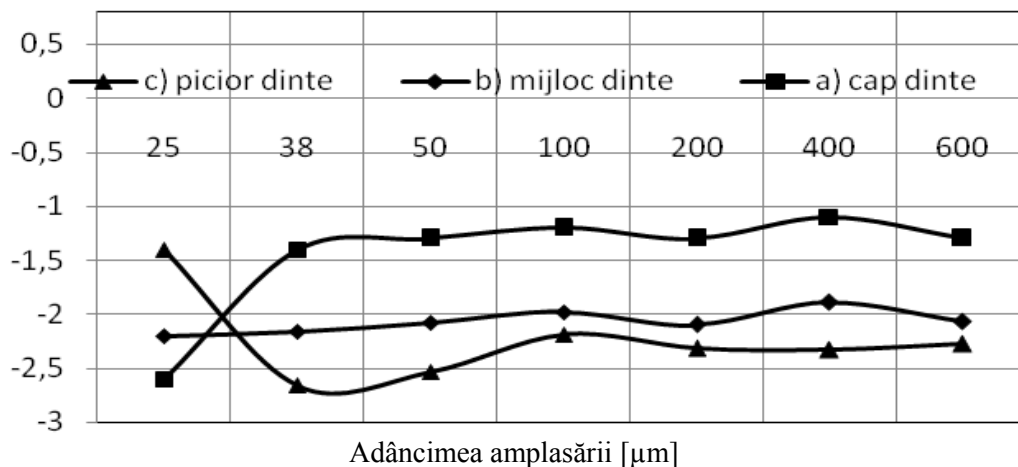
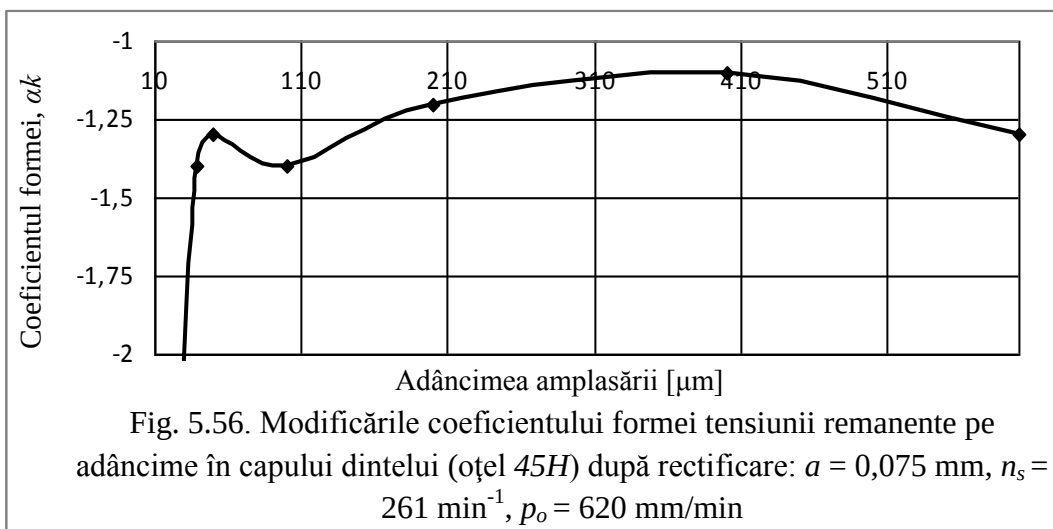


Fig. 5.55. Modificările coeficientului forme tensiunilor remanente ale roții dințate rectificate (oțel 45H): a) $n_s = 250$ [min^{-1}], $a = 0,075$ mm, $p_o = 620$ [mm/min]; b) $n_s = 200$ [min^{-1}], $a = 0,075$ mm, $p_o = 450$ [mm/min]; c) $n_s = 150$ [min^{-1}], $a = 0,075$ mm, $p_o = 250$ [mm/min]

La adâncimi de peste 100 μm , valoarea acestui coeficient se modifică brusc în direcția tensiunilor de comprimare. Apoi, pe adâncimea amplasării, valoarea lui crește până la 0,8 (figura 5.53).

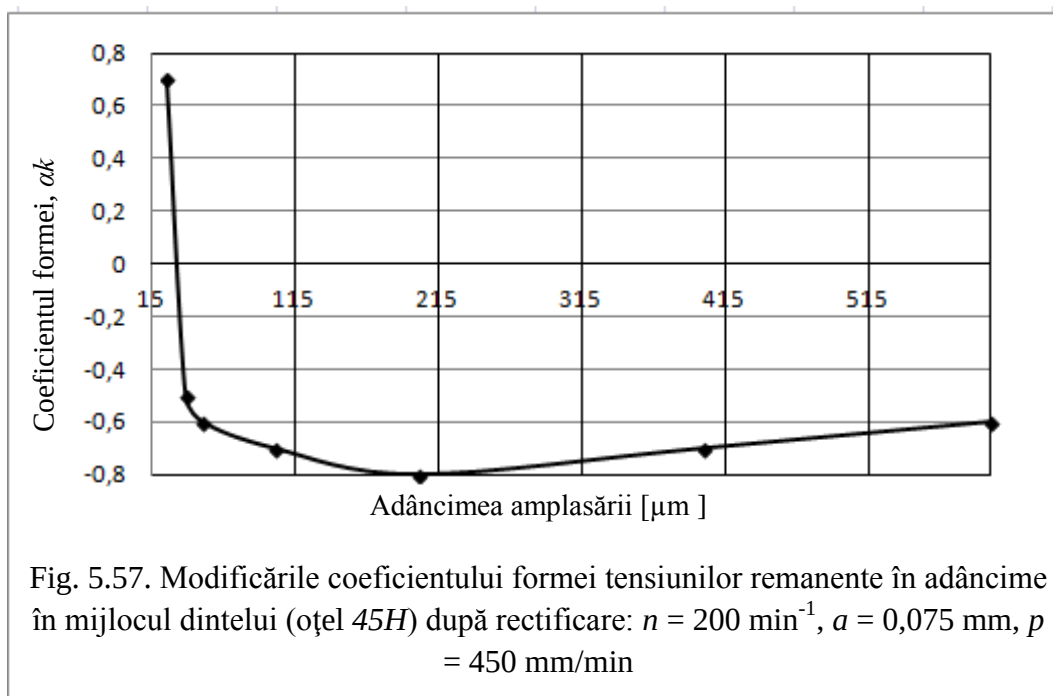
În suprafața piciorului dintelui (figura 5.54), amplitudinea tensiunilor se micșorează treptat până la adâncimea de 100 μm , trecând apoi în zona tensiunilor de comprimare, valoarea coeficientului mărindu-se și atingând, la adâncimea de 600 μm , valoarea de 0,8. Un astfel de caracter de modificare a coeficientului amplitudinii tensiunilor corelează cu caracterul modificării valorilor medii ale tensiunilor remanente, fapt ce poate fi explicat prin argumentele expuse mai sus.

Coeficientul forme tensiunilor remanente, în stratul exterior al dinților roților dințate, se modifică după caracter și valoare, în funcție de locul amplasării în adâncime: în capul dintelui (figura 5.55a), în partea de mijloc (figura 5.55b) sau în piciorul acestuia (figura 5.55c).



Pentru capul dintelui roții dințate, valoarea coeficientului forme tensiunilor (figura 5.56) în adâncimea dintelui se micșorează, iar de la adâncimea de $38 \mu\text{m}$, coeficientul variază aproape de valoarea constantă până la o adâncime de $600 \mu\text{m}$. Semnul negativ al acestui coeficient indică faptul că el se află în zona tensiunilor de comprimare.

Coeficientul forme tensiunilor cu diametrul mediu al roții (figura 5.57) se dezvoltă în sens invers, valoarea lui la suprafață aflându-se în zona tensiunilor de întindere, iar mai sus de adâncimea de $25 \mu\text{m}$ trece în zona tensiunilor de comprimare. Caracterul modificărilor acestui coeficient depinde de adâncimea de amplasare și se transformă cantitativ până la o adâncime de $50 \mu\text{m}$, atingând valoarea de $-0,8 \mu\text{m}$, apoi practic nu suportă mari schimbări.



Cu mici schimbări, același caracter îl are coeficientul formei tensiunilor în stratul exterior și pentru piciorul dintelui. În cazul dat, la o adâncime de mai mult de 38 μm , el trece în zona tensiunilor de comprimare, modificându-se cantitativ, și la o adâncime de 600 μm atingând valoarea de -0,9.

Analiza ulterioară și determinarea stării stratului exterior au arătat că după rectificarea dinților roților dințate pot fi observate [213, 214, 292, 299] (figurile 5.58-5.60): abateri de la pasul circular (figura 5.61) și abateri de la profilul dintelui (figurile 5.62-5.63).

Bătaia dinților roților dințate se formează diferit, în funcție de parametrii de rectificare utilizați (figurile 5.58-5.60). Creșterea numărului de curse duble ale discului abraziv (figura 5.58) micșorează bătaia dinților roților dințate, dar analiza dependenței logaritmice arată că această tendință se reduce treptat (figura 5.58). Această legătură se demonstrează prin valoarea R_a , calculată în procesul analizei de regresie.

Influența valorii avansului asupra bătaii dinților roților are un alt caracter (figura 5.59). Valoarea bătaii dinților roților dințate la o valoare minimă a avansului mesei constituie 0,03 mm, și odată cu creșterea avansului mesei această bătaie se micșorează până la 0,02 mm. Sporirea ulterioară a avansului mesei provoacă majorarea valorii bătaii dinților roților dințate, care obține valori maxime aproape de 0,035 mm, la un avans al mesei de 800 mm/min.

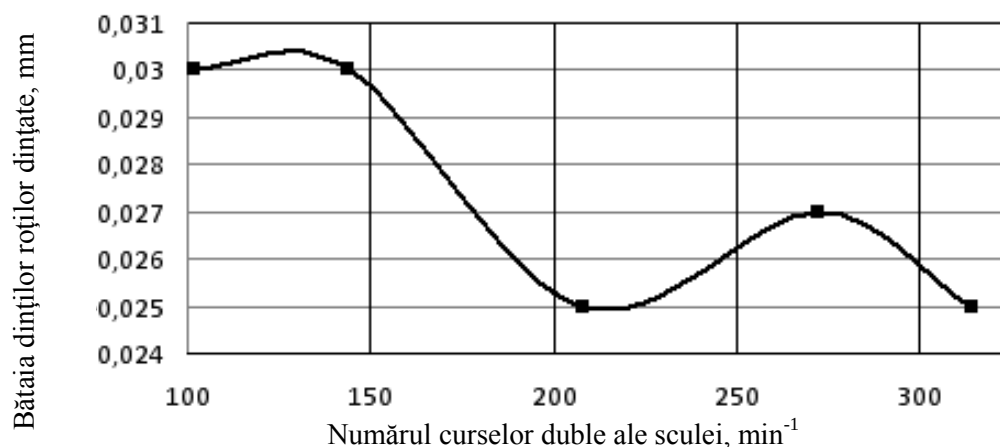


Fig. 5.58. Dependența bătaii dinților roților dințate (oțel 40H) de numărul curselor duble ale sculei, $a = 0,06 \text{ mm}$, $p_0 = 225 \text{ mm/min}$

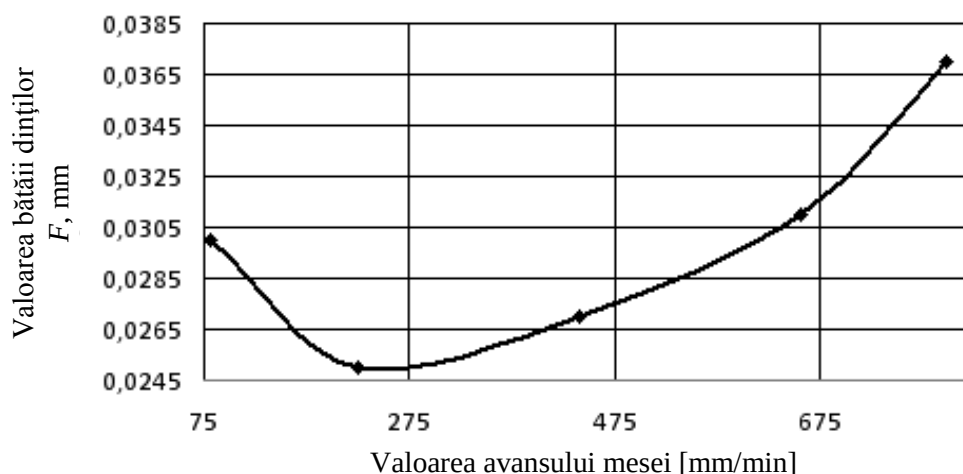


Fig. 5.59. Influența avansului mesei asupra valorii bății dinților (oțel 40H): $n = 280 \text{ min}^{-1}$, $a = 0,06 \text{ mm}$

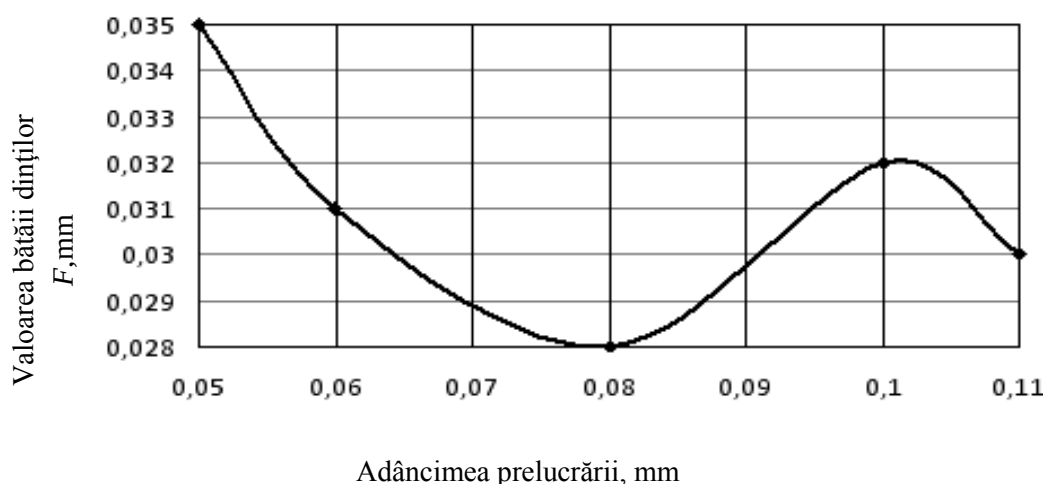


Fig. 5.60. Influența adâncimii de rectificare asupra valorii bății dinților (oțel 40H): $n = 280 \text{ min}^{-1}$, $p = 225 \text{ mm/min}$

Asupra modificării valorii bății dinților roților dințate are o influență considerabilă și adâncimea de rectificare (figura 5.60).

În principiu, valoarea bății dinților roților dințate se micșorează odată cu creșterea adâncimii de rectificare (figura 5.60). Dar la o adâncime mai mare de 0,08 mm, valoarea bății dinților roților dințate se mărește până la 0,032 μm . Putem presupune că la rectificare cu adâncimi mai mici ($< 0,08 \text{ mm}$) predomină procesul de frecare și mai puțin cel de așchiere, majorând astfel instabilitatea lui și provocând sporirea bății dinților.

Creșterea adâncimii de rectificare peste 0,11 mm nu provoacă o mărire considerabilă a bății dinților roților dințate.

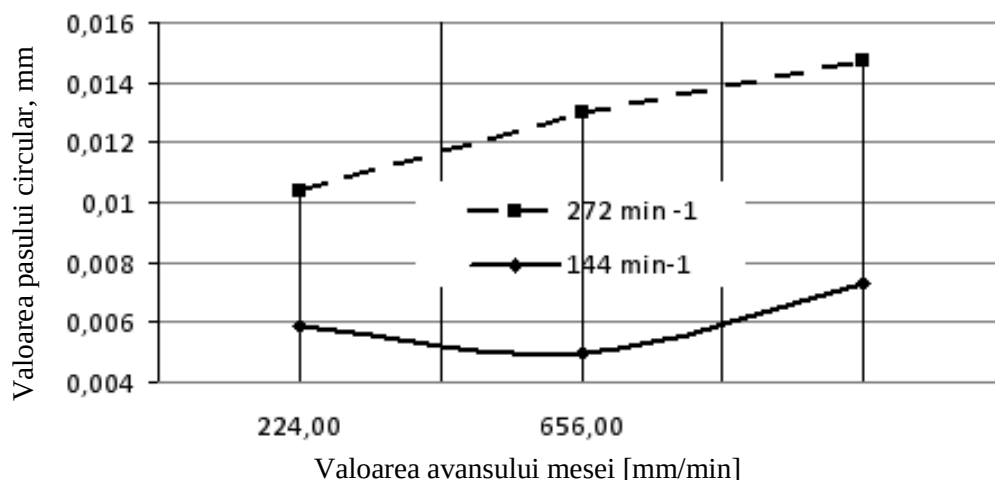


Fig. 5.61. Influența valorii avansului mesei și numărului curselor duble ale sculei asupra valorii abaterii de la pasul circular al dinților (oțel 40H)

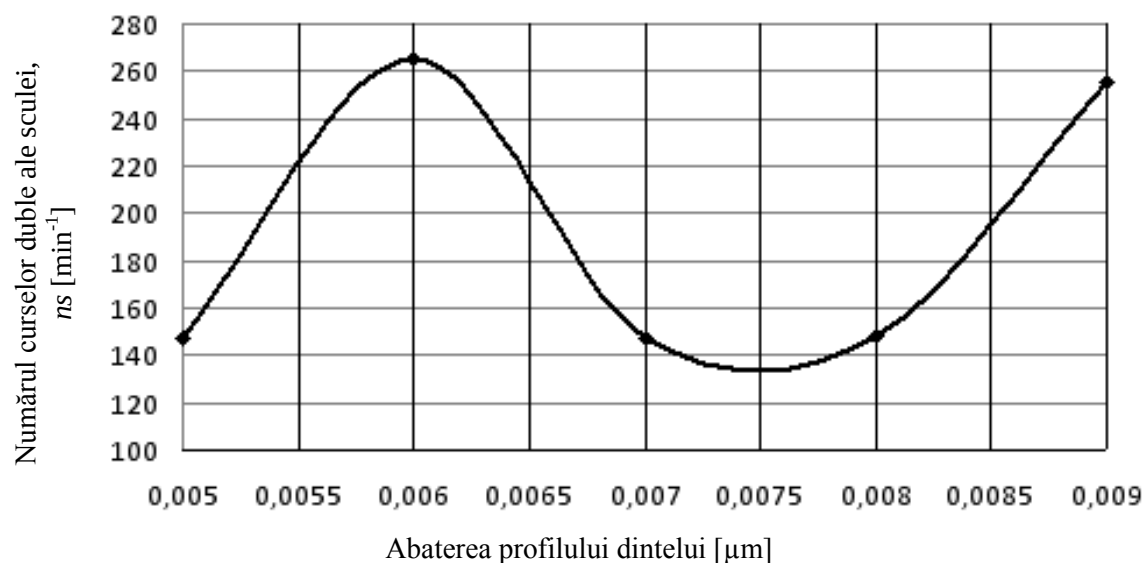


Fig. 5.62. Influența numărului curselor duble ale sculei asupra valorii abaterii profilului dintelui (oțel 40H)

Modificările care au loc în stratul exterior al dinților roții dințate sunt legate și de apariția abaterii pasului circular (figura 5.61) și depind de modificările parametrilor procesului de rectificare a danturii.

După cum demonstrează rezultatele cercetărilor realizate, valoarea abaterii pasului de bază depinde de acțiunea comună a avansului mesei și a curselor duble ale discului rectificator și sunt maxime atunci când avansul depășește valoarea de 225 mm/min (figura 5.61). Totodată, la valori

considerabile ale avansului discului rectificator (650 mm/min) observăm o abatere înaltă a pasului circular, atât la un număr mic de curse duble, cât și la un număr mai mare al acestora.

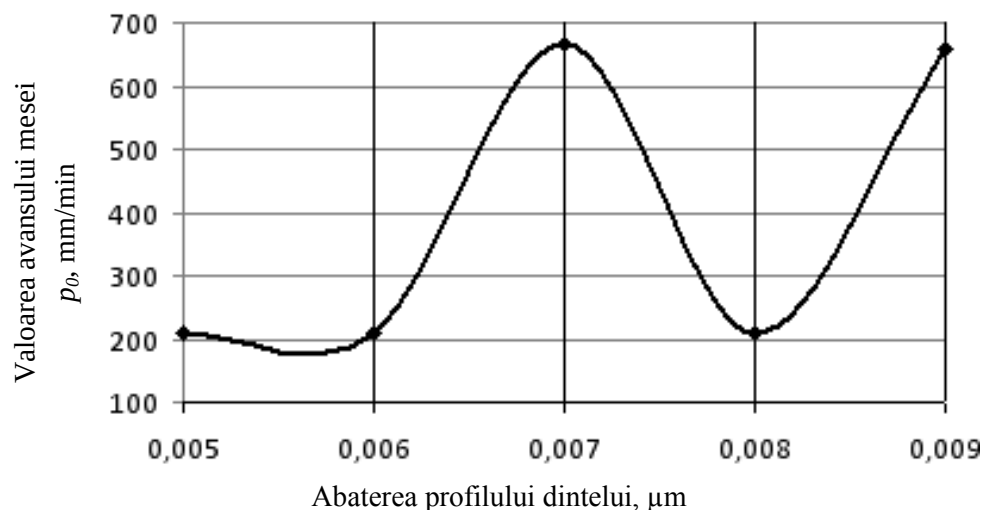


Fig. 5.63. Influența valorii avansului mesei asupra valorii abaterii de la profilul dintelui (oțel 40H)

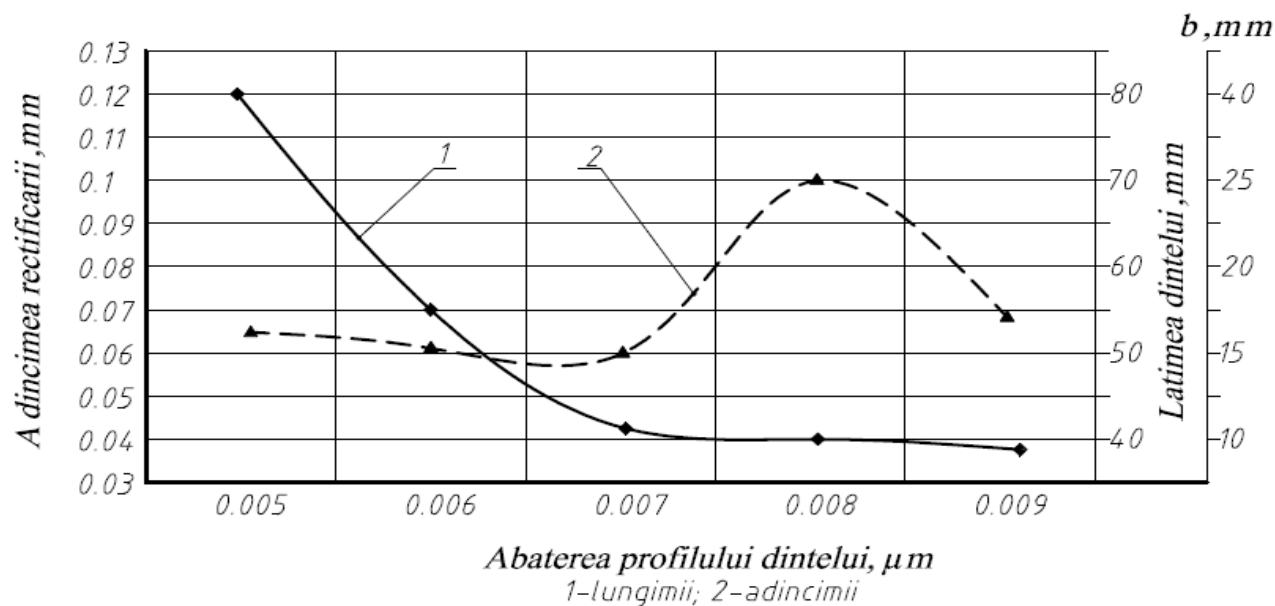


Fig. 5.64. Influența adâncimii rectificării și a lungimii dintelui asupra valorii abaterii profilului dintelui (oțel 40H)

Parametrii procesului de rectificare a danturii (curse duble ale discului rectificator, valoarea avansului mesei și adâncimea rectificării) exercită influență și asupra abaterii de la profilul dintelui roții dințate (figurile 5.62–5.64).

Analiza influenței numărului curselor duble ale discului rectificator asupra abaterii profilului dintelui demonstrează că odată cu creșterea valorii numărului curselor duble ale discului rectificator peste 270 [min⁻¹] crește și abaterea profilului dintelui de până la 0,003 mm. Caracterul curbei dependenței specificate și exprimarea ei matematică confirmă faptul că creșterea ulterioară a numărului de curse duble ale discului rectificator poate fi cauza sporirii abaterii profilului dintelui (figura 5.62). Ca să minimizăm această valoare a abaterii, numărul curselor duble ale discului rectificator adus la un nivel de cca 150 [min⁻¹].

Asupra abaterii de la profilul dintelui exercită influență analogică și avansul mesei; creșterea acestuia până la 200 mm/min duce la sporirea abaterii indicate în limita de 0,005–0,008 mm (la un avans de 650 mm/min). Astfel, se observă o oarecare stabilitate a procesului de rectificare a danturii la avansuri mari (figura 5.63).

Analizând influența adâncimii de rectificare, s-a stabilit că trebuie luată în considerare și acțiunea pe care o are lungimea dintelui roții dințate. O creștere a lungimii dintelui generează o valoare considerabilă a abaterii de la profilul dintelui (figura 5.64). La o lățime a roților de până la 40 mm, valoarea abaterii de la profilul dintelui este constantă. Adâncimea rectificării nu joacă, în cazul dat, un rol hotărâtor, deoarece rectificarea cu o adâncime de 0,06 mm provoacă o abatere a profilului dintelui de la 0,005 până la 0,009 mm. Dar creșterea adâncimii de rectificare peste 0,1 mm creează posibilitatea abaterii profilului dintelui până la 0,008 mm.

Astfel după, cum au arătat rezultatele cercetărilor procesului tehnologic de rectificare a danturii, acesta este însoțit de modificări considerabile în stratul exterior al dinților roților dințate. Se modifică nu numai caracteristicile stereometrice ale profilului dintelui roții dințate, dar și caracteristicile de formă și dimensiuni, totodată, modificându-se și proprietățile mecanice și fizice ale stratului exterior al dinților roților dințate. Cunoscând aceste proprietăți și caracteristici, putem dirija procesul de rectificare printr-o alegere optimă a parametrilor de lucru.

5.12. Legătura dintre calitatea stratului exterior al dinților și formele constructive ale roților dințate

Legătura proprietăților stratului exterior al dinților roților dințate cu construcția lor este demonstrată nu numai de modificările profilului dinților pe lungimea lor, ci și de corelarea volumului materialului dintelui și al coroanei roții dințate (figura 5.64).

Cantitatea considerabilă de căldură ce apare în timpul rectificării dinților roților dințate și grosimea variabilă așchiată [38, 42] conduc la modificarea proprietăților stratului rectificat al dinților. Se modifică nu numai înălțimea rugozității dinților rectificați ai roților dințate, dar și duritatea lor, cum este prezentat în figurile 5.65 și 5.66.

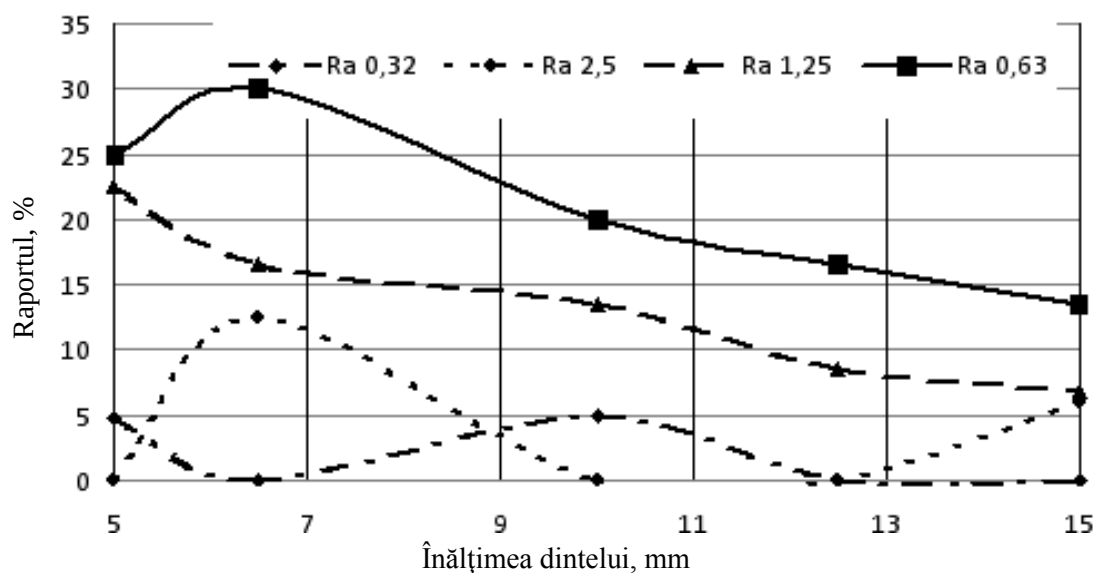


Fig. 5.65. Raportul dintre rugozitatea suprafeței și înălțimea dintelui (oțel 40H) la rectificarea cu disc *TIQ99A-60-K-7-V*

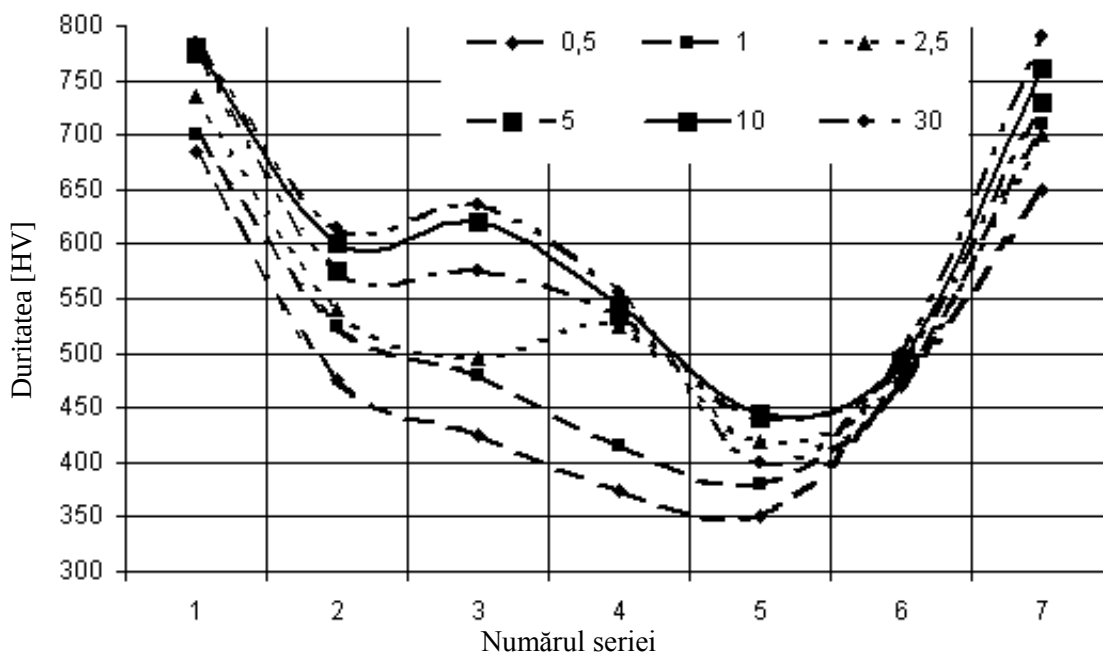


Fig. 5.66. Duritatea suprafeței rectificate a dinților (25 HGM), disc abraziv *TIQ99A-60-K-7-V*

O diferență mare la cercetarea durității (HV), folosind diferite sarcini, prezintă modificările ce au loc în stratul exterior al dinților roților dințate și care apar din cauza călirii repetate (mai sus de 50 unități HV) în timpul rectificării lor (seriile 1 și 5). La rectificarea dinților roților dințate, principalul obiectiv nu este numai construcția corectă a roților dințate, ci și precizia de așezare și centrare a lor.

Eroarea de fixare și eroarea de bazare sunt cauzele modificărilor ce au loc în stratul exterior al dinților roților dințate. Aceste erori conduc la apariția grosimii neuniforme îndepărtate de pe profilul dintelui, la neparalelism față de axă sau la abateri unghiulare ale suprafeței dinților roților dințate față de poiful acestora.

Aceleași cauze conduc la micșorarea preciziei profilului și la apariția abaterilor în limita de $10\div 25$, a erorii de pas de $7\div 16\text{ }\mu\text{m}$, bătăii coroanei $15\div 40\text{ }\mu\text{m}$ și la creșterea rugozității Ra până la $3\text{ }\mu\text{m}$. În realitate, se modifică profilul dintelui roții dințate și se deplasează pata lui de contact în timpul exploatării. Acest fapt modifică condițiile de funcționare a roților dințate executate și caracteristicile stratului exterior.

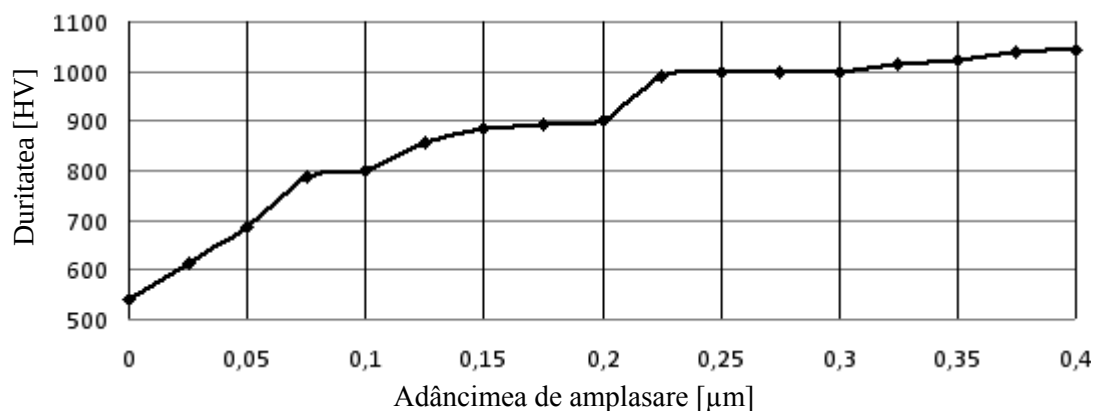


Fig. 5.67. Repartizarea microdurității în stratul exterior al dinților (oțel 20H2N4A) după rectificare cu sculă T1Q99A-80-K-8-V

Luând în considerație dinamica funcționării roților dințate și repartizarea sarcinii pe lățimea dinților acestora, sunt esențiali următorii parametri: abaterea razei cercului de bază, abaterea suprafeței petei de contact al dinților și precizia de execuție.

Modificarea razei cercului de bază a dinților roților dințate va spori grosimea dintelui la bază în raport cu valoarea nominală și va micșora grosimea dintelui în partea de sus, păstrând grosimea lui în partea de mijloc [210].

Abaterea petei de contact al dinților apare atunci când are loc eroarea de simetrie a profilului dintelui față de axa de rotire a roții și abaterea unghiului de generare a dintelui de la valoarea corectă.

Precizia înaltă de execuție a dinților roților dințate este necesară atunci când acestea se exploatează la viteze periferice mari.

Cercetările efectuate asupra durității dintelui (figura 5.67) au arătat că aceasta crește odată cu adâncimea. Mărirea durității la o adâncime de 0,4 mm este de cca 40%. Astfel, putem aștepta o reducere la minimum a tensiunilor remanente de întindere, cu trecerea lor în cele de comprimare, iar creșterea durității conduce la întărirea stratului exterior. Împreună cu majorarea durității și a tensiunilor remanente de comprimare, crește și probabilitatea măririi rezistenței la oboseală [96].

Așadar, legătura reciprocă stabilită și dependențele obținute în baza multiplelor cercetări experimentale realizate, precum și în baza analizei particularităților constructive ale roților dințate, ne permit să dirijăm, prin intermediul stratului exterior al dinților roților dințate, condițiile și sarcinile care apar la exploatare.

5.13. Influența materialului sculei asupra formării stratului exterior al dintelui roții dințate

Forma și dimensiunile granulelor abrazive influențează asupra stratului exterior al dintelui rectificat (figura 5.68) [93]. Granulele abrazive acționează cu o forță anumită asupra suprafeței prelucrate, iar direcția principală a sarcinii se găsește în planele paralele sau perpendiculare pe urmele lăsate de granule [143].

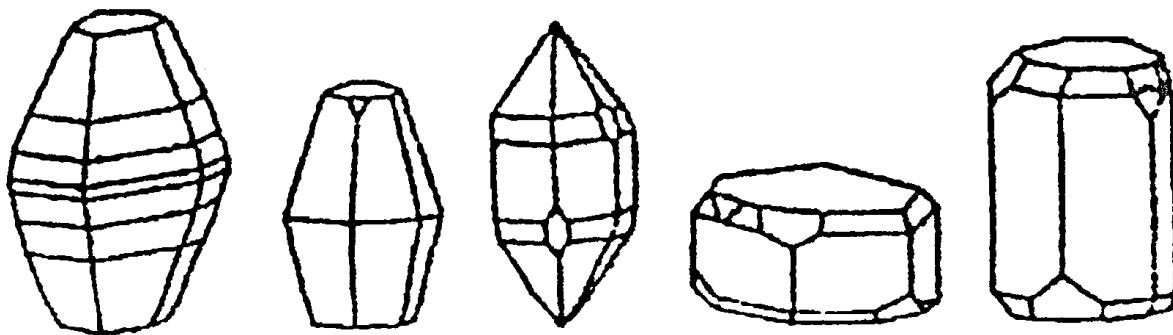


Fig. 5.68. Forme de granule ale discurilor abrazive

În consecință, se formează o stare tensionată în două axe în stratul exterior [160]. Dacă limita plasticității nu va fi depășită, iar deformările plastice nu se vor realiza, atunci, după înlăturarea forțelor exterioare ce acționează în stratul exterior, vor apărea tensiuni remanente, care sunt rezultatul structurii neomogene și al altor defecte de material, ce apar încă până la procesul de rectificare [238].

Granulele discului rectificator, în timpul frecării de suprafață (figura 5.69), provoacă degajarea locală a unei cantități considerabile de căldură [272]. Ca urmare, aceasta duce la apariția austenitei remanente în stratul exterior și a întăririi locale. Simultan cu răcirea repetată la rectificare, se micșorează linia difracțională în planele [211] fazelor α și, totodată, în planele fazelor γ [239].

Cercetările röntgenografice [264] au arătat o zonă clară a revenirii înalte. Se observă, totodată, o descompunere a martensitei, tensiuni de întindere în faza α și mărunțirea granulelor în faza γ [254]. Are loc creșterea blocului mozaic și micșorarea microdeformațiilor. La majorarea adâncimii de rectificare, structura materialului se modifică simțitor, deoarece are loc reducerea conținutului de carbon din cauza temperaturii înalte a procesului de rectificare [254]. De aceea, are valoare esențială caracteristica discului abraziv, mai ales a structurii lui, care exercită influență asupra cantității de căldură degajate în timpul rectificării. Cu cât structura discului rectificator este mai poroasă [figura 5.70] și amplasarea granulelor este mai favorabilă, cu atât frecarea este mai mică, totodată și cantitatea de căldură degajată este mai mică. Astfel, putem observa o influență oarecare a structurii discului abraziv asupra formării unor proprietăți ale stratului, cum este prezentat în figurile 5.70a, 5.70b și 5.71 [61, 112, 151].

Repartizarea tensiunilor remanente, evoluția și caracterul lor depind în mare măsură și de repartizarea câmpului de temperatură în granulele discului abraziv. În timpul rectificării, granulele se încălzesc și se răcesc ciclic, cu repartizări semnificative de cantități de căldură în timp [8].

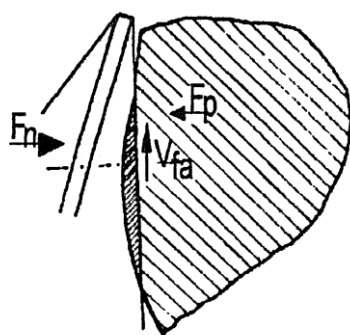
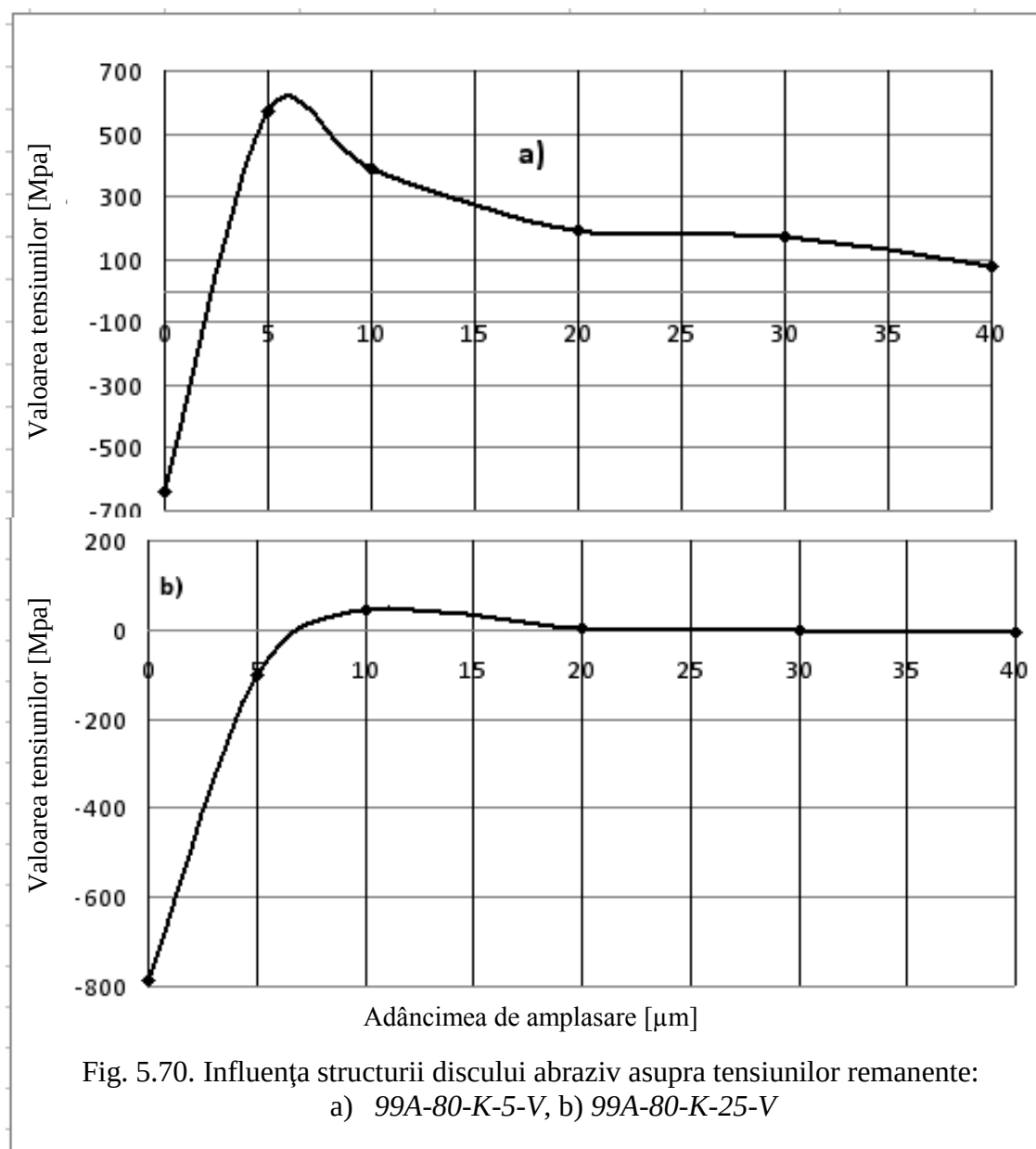


Fig. 5.69. Caracteristicile geometrice ale stratului aşchiat la rectificarea dintelui



Aceasta micșorează rezistența prinderii granulei în liantul discului abraziv și duce la apariția tensiunilor remanente, atât în materialul prelucrat, cât și în scula abrazivă [8]. În afară de aceasta, granulele din zona de contact cu materialul prelucrat (figura 5.69) se deplasează tangențial față de suprafața prelucrată, cu o pătrundere variabilă în material de-a lungul traiectoriei de așchiere [101]. De aceea, determinarea și analiza dependenței reciproce a energiei relative, grosimii medii a stratului îndepărtat de unele granule și a volumului productivității de prelucrare atins confirmă faptul că asupra valorii tensiunilor remanente influențează și condițiile cinematice de îndepărtare a așchiilor, duritatea și structura stratului exterior [67].

Determinând deformățiile care apar în stratul exterior, nu trebuie să uităm de erorile de așezare a roților dințate amintite mai sus, de care depinde stabilitatea grosimii stratului așchiat [100, 220].

Totodată, se cere a mai adăuga că temperatura, la starea tensionată în stratul exterior, are o influență determinantă [81], indiferent de cauza apariției ei în zona de contact cu suprafața prelucrată [60, 208], și se răspândește în două direcții [68], provocând modificări esențiale în stratul dat [20]. Temperatura momentană în zona de distrugere a cristalelor, ca urmare a rectificării, poate atinge valoarea de 1470°K [151]. Cantitatea de căldură care se deplasează de la capul dintelui spre picior se micșorează treptat [37, 42]. Neavând orientare unghiulară concretă, unele granule fixate în discul abraziv (figura 5.68) condiționează modificarea structurii materialului în zona de contact, modificând astfel și tensiunile remanente [202].

Unii cercetători [99, 124] afirmă că structura 4–5 a discului abraziv este optimă, deoarece vom avea un volum de granule de cca 54-52% în scula abrazivă, fiindcă permite să se obțină o suprafață de contact corespunzătoare [99]. Aceasta are o valoare mare în cazul în care dorim să asigurăm o rugozitate și o precizie înaltă a suprafeței prelucrate.

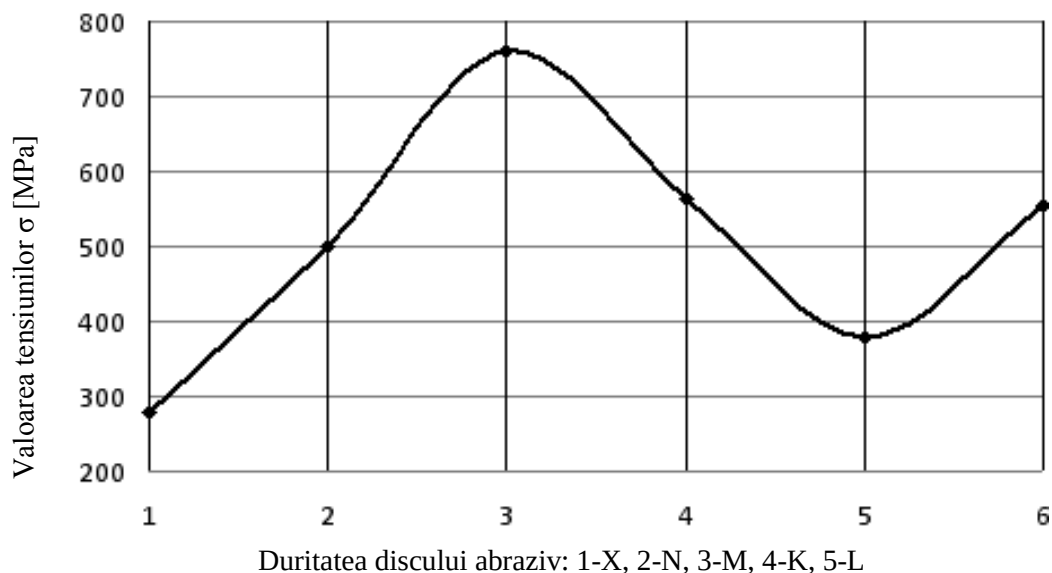


Fig. 5.71. Influența durității discului abraziv asupra valorii tensiunilor remanente după rectificare

Structura discului are o influență de alt tip asupra tensiunilor remanente din punctul de vedere al valorii lor și al caracterului de repartizare. Pentru a avea toată imaginea, sunt necesare cercetări suplimentare, deoarece sunt atestate diferite concluzii în acest sens [124]. Există părerea că, pentru a întări materialul, trebuie să se utilizeze granule de mărimile 8-20, iar deformățiile plastice și elastice care apar în urma rectificării conduc la formarea tensiunilor de întindere [253].

Așadar, doar cercetările suplimentare efectuate asupra tensiunilor remanente, care se găsesc în stratul exterior după rectificare, ne vor permite să determinăm dependențele și să stabilim legătura lor cu caracteristicile sculei abrazive.

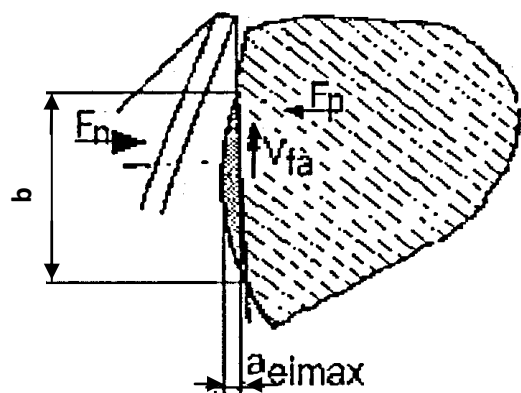


Fig. 5.72. Caracteristicile geometrice ale stratului așchiat la rectificarea dintelui

Analiza cercetărilor efectuate [157, 163, 167, 264] arată că totalul cantității de căldură emise în urma rectificării, care trece în materialul prelucrat, este în limita de 95–62%. Datele se referă la grosimea maximă a stratului îndepărtat (figura 5.72), care constituie 0,03 mm, la o lungime de contact a discului rectificator cu suprafața așchiată a dintelui roții de 4,9 mm și lățimea $b = 2,5$ mm.

Acest raport geometric contribuie la modificarea proprietăților stratului exterior; valoarea lor depinde de locul aprecierii lor. Aceste modificări se vor realiza în mod diferit în funcție de valoarea maximă și cea minimă ale grosimii așchiate. Comparând diferite puncte de contact 1, 2, 3 (figura 5.73), putem afirma că există o diferență mare nu numai în

repartizarea căldurii pe adâncime în material, dar și în funcție de condițiile de așchiere a materialului: în punctele 1 și 2 are loc doar frecarea și lipsește așchiera. În poziția dată, modificările ce au loc în stratul exterior sunt determinate de transformările structurale și termice, care provoacă apariția modificărilor tensiunilor remanente.

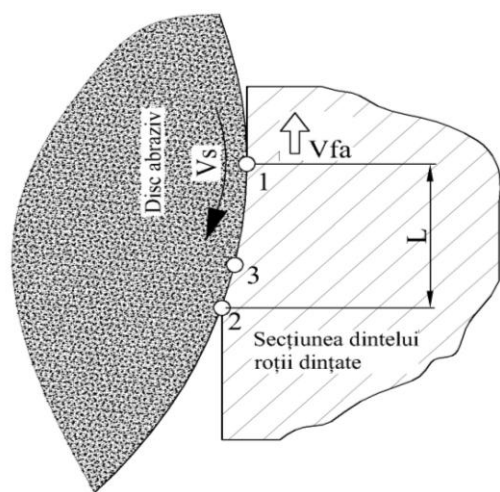


Fig. 5.73. Modificarea temperaturii în punctele de contact ale abrazivului (1, 2, 3) în funcție de grosimea așchiei

Remarcăm totodată și influența sursei de căldură, care are deplasare du-te-vino, legată de specificul procesului de rectificare. Deplasarea sursei de căldură are loc o dată de la capul dintelui spre picior, altă dată – de la piciorul dintelui spre cap, la prelucrarea aceluiași gol dintre doi dinți. Aceasta creează condiții mai favorabile pentru modificarea stării stratului exterior. De aceea,

determinarea cauzelor expuse are o valoare identică ca și la formarea stării stratului exterior și a legăturii modificării proprietăților acestui strat cu perspectiva de rectificare [203, 227].

5.14. Concluzii la capitolul 5

În baza cercetărilor experimentale și a analizei proprietăților fizico-mecanice ale stratului superficial al dinților roților dințate în funcție de parametrii procesului de prelucrare, tragem următoarele concluzii:

1. Oscilațiile produse în procesul rectificării, din cauza dezechilibrului discului abraziv sau adâncimii insuficiente a sculei, provoacă abateri în geometria profilului și diminuarea proprietăților fizico-mecanice ale stratului superficial al dinților.
2. În cazul în care amplitudinea oscilațiilor discului (sculei) la rectificare este mai mare decât adâncimea rectificării, se poate găsi o zonă în care discul rectificador nu aşchiază, ci alunecă cu frecare pe suprafața dintelui, fapt ce duce la creșterea temperaturii în zona de aşchiere.
3. S-a constatat că, odată cu sporirea numărului de curse duble ale sculei-disc, se micșorează valoarea tensiunilor de întindere, care trec în tensiuni de comprimare.
4. Odată cu sporirea avansului rotativ al mesei, crește valoarea tensiunilor remanente.
5. Influența adâncimii de aşchiere asupra modificărilor proprietăților stratului superficial se atestă doar pentru valori ale acesteia mai mari de 200 μm .
6. Creșterea cantității de austenită remanentă în stratul de suprafață intensifică modificările structurale în adâncimea dintelui, fapt care conduce la modificări ale geometriei profilului dinților și formei danturii roților.

4. METODICA, STANDURILE ȘI APARATURA PENTRU CERCETAREA INDICILOR ENERGETICI AI PROCESULUI DE RECTIFICARE

4.1. Considerații generale

În lucrările [241, 242, 344, 347] se menționează că rolul hotărâtor în procesul de prelucrare abrazivă le aparține sarcinilor și forțelor din zona de contact al discului cu produsul. Cu cât mai mari sunt sarcinile și forțele, cu atât mai intens are loc îndepărtarea metalului. Pentru a obține un anumit volum de metal îndepărtat, este necesar de a micșora sarcinile ce se dezvoltă în zona de contact, fapt care permite reducerea temperaturilor în zona de contact, diminuarea cedărilor elastice în sistemul tehnologic *semifabricat – sculă – dispozitiv – mașină-unealtă*, creșterea preciziei dimensionale, a preciziei de formă și a celei de amplasare reciprocă a suprafețelor prelucrate.

Indici energetici ai procesului de rectificare se consideră: puterea de rectificare, sarcinile în zona rectificării și lucrul mecanic al acestor forțe.

Pentru a compara rezultatele diferitor experimente cu scopul determinării condițiilor raționale de rectificare și a caracteristicilor discurilor, s-au utilizat următorii indici relativi [186, 295]:

$$A_{spQ} = \frac{\int F_z (v_d \pm v_p) dt}{\int Q_m dt}, \quad (4.1)$$

$$A_{spM} = \frac{\int P_z (v_d \pm v_p) dt}{\int M_m dt}, \quad (4.2)$$

unde A_{sp} este lucrul mecanic specific de rectificare, ce reprezintă raportul dintre lucrul depus (A) și volumul Q_m sau masa M_m a metalului rectificat.

Pentru intervale de lucru ale ciclului de prelucrare a produsului, pentru care este posibil de a rotunji valoarea componentei tangențiale P_z a forței de așchiere, intensitatea îndepărtării volumului de metal Q_m și a masei M_m , aceste formule preiau forma:

$$A_{spQ} = \frac{P_z v_d}{Q_m}; \quad A_{spM} = \frac{P_z v_d}{M_m}, \quad (4.3)$$

unde: Q_{rel} – raportul dintre intensitatea îndepărtării volumului de metal și valoarea componentei normale P_y a forței de așchiere:

$$Q_{rel} = \frac{Q_m}{P_y}, \quad (4.4)$$

unde f_a – raportul dintre componenta tangențială P_z și componenta normală P_y a forței de aşchiere la rectificare:

$$f_a = \frac{P_z}{P_y}. \quad (4.5)$$

Pentru a determina acești indici, au fost create stații tensometrice și standuri de încercare în baza mașinilor-unelte de danturat și de ascuțit.

4.2. Stația tensometrică

Stația tensometrică [19, 25] (figura 4.1) se montează lângă mașina-unelte de danturat, iar dispozitivul dinamometric se instalează pe masa rotativă a mașinii-unelte. În afară de aceste dispozitive, necesare pentru a transforma deformațiile mecanice ale traductoarelor în semnale electrice și înscrierea lor, stația are un bloc automat, ce asigură înscrierea acestor semnale, după un anumit număr de rotații ale mesei (10, 50, 100).

Lista dispozitivelor pentru stație este prezentată în tabelul 4.1. Este elaborată documentația tehnică pentru toate elementele stației tensometrice.

Tabelul 4.1. Componentele stației tensometrice

Denumirea dispozitivului	Modelul aparatului, dispozitivului	Anexă
Dinamometru	DR-01	Construcție UTM
Amplificator	TOPAZ-4	Necesită schimbări în canale
Bloc de alimentare	AGAT	Se assemblează din piese standardizate
Filtru curent electric	-	
Oscilograf	NO-72-1	
Bloc de alimentare al oscilografului	AGAT	Necesită schimbări în schemă
Releu	E-52	

4.2.1. Dispozitiv dinamometric

Dinamometrul **DR-01** este un dispozitiv dinamometric pentru rectificare, capabil să determine forța de aşchiere compusă din trei componente (figura 4.2) în intervalul de la 25 până la 250 N.

Într-un pahar rigid 3 sunt instalate patru inele elastice 5, care contactează cu un platou 2. Platoul 2 și paharul 3 au elemente de sprijin care nu permit inelelor elastice să se deplaseze. Pe platoul 2 se instalează roțile dințate 1. Dinamometrul are o suprafață plană extinsă, care servește

ca plan de așezare, iar dornul scurt cu suprafața sa cilindrică – ca plan de ghidare. Prin intermediul acestui dorn se orientează roțile dințate. Se pot prevedea inele intermediare, care se vor instala între dorn și roțile dințate cu diametre interioare de dimensiuni diferite.

Construcția elementelor elastice (figura 4.3) este comună pentru dinamometre de destinație diferită. Mărcile tensometrice, care formează puntea de măsurare P_z , se amplasează astfel încât deformările, sub acțiunea forței P_y , să tindă spre zero. Aceste condiții sunt respectate de amplasarea simetrică a mărcilor tensometrice față de punctul încovoierii epurei deformației inelului de la acțiunea forței P_{y1} .

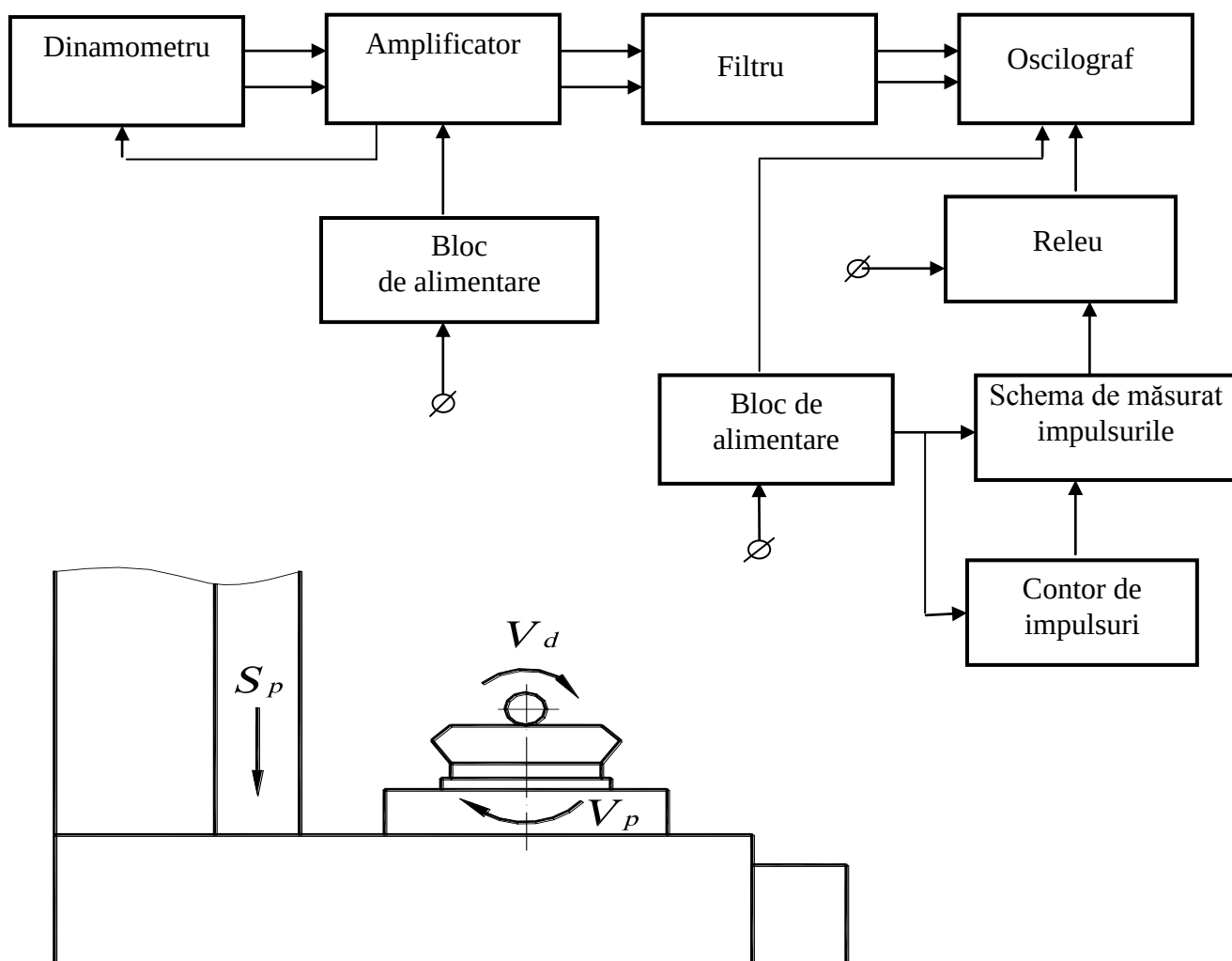


Fig. 4.1. Schema-bloc a stației tensometrice

Punctul încovoierii epurei deformației pe suprafața exterioară a inelului se indică prin unghiul φ_0 , care se calculează după formulele cunoscute ale teoriei elasticității. La amplasarea

mijlocului tensorului în punctul cu parametrul unghiular φ_0 (figura 4.3), jumătatea superioară a tensorului va fi supusă acțiunii încovoierii pozitive a momentului, iar cea inferioară – acțiunii încovoierii negative a momentului. În acest caz, deformarea-sumă a tensorului de la acțiunea forței va fi aproape de zero.

Amplasarea elementelor elastice, aranjarea tensorilor pe acestea, numărul și poziția tensorilor în brațele punctelor de măsurare asigură independența componentelor forței de așchiere de locul aplicării rezultantei ei și limitează influența reciprocă în limita de 2–6% de la sarcina care acționează.

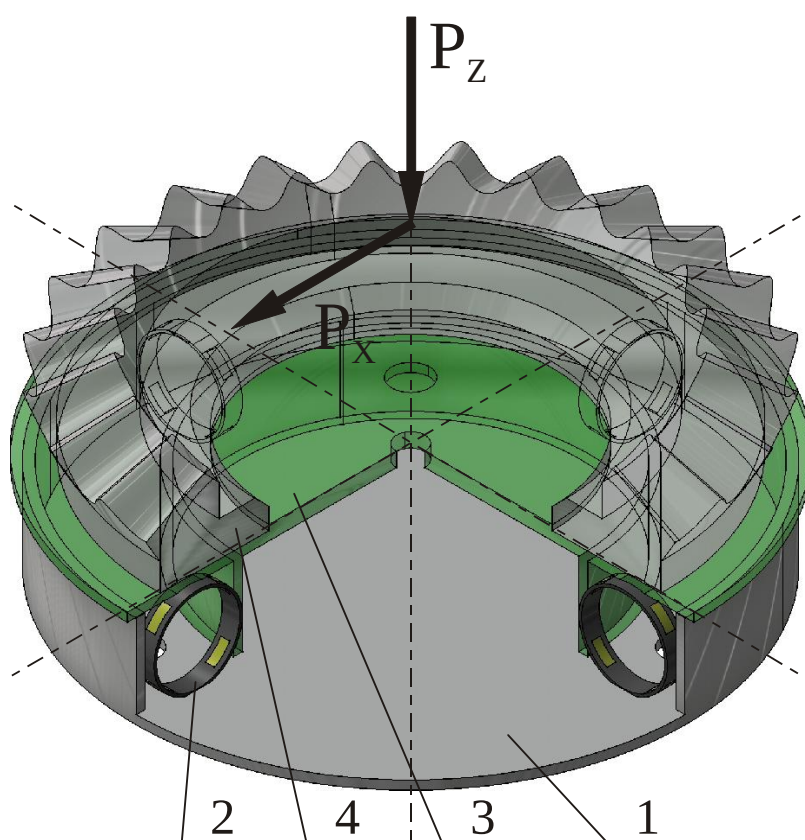


Fig. 4.2. Dinamometrul DR-01

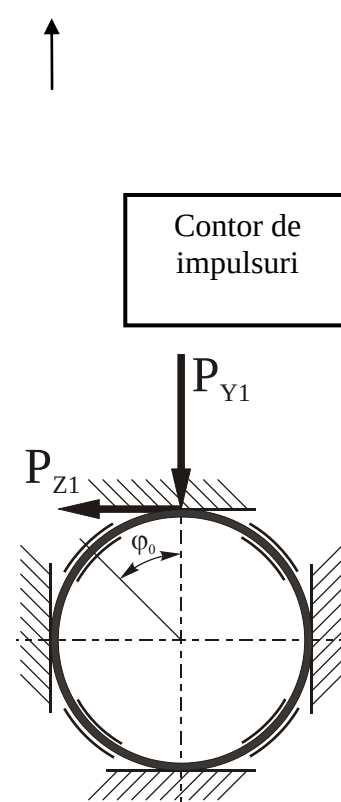


Fig. 4.3. Element elastic

La cercetarea procesului de rectificare a danturii cu periferia discului de formă PP , cu profilarea unei raze sau în formă de trunchi de con, experiențele s-au realizat pe mașina-unealtă de danturat 53A30P, care a fost supusă modernizării. Cercetările au fost efectuate conform metodei $Q = \text{const}$. Dependențele de forță au fost determinate cu ajutorul dinamometrului DR-01. La rectificare cu LUR, dinamometrul a fost protejat de un ecran. Construcția dinamometrului

cu trei componente *DR – 01* [25] reprezintă două platforme legate între ele prin intermediul elementelor elastice, în formă de inele.

Forța normală P_y se înregistrează de toți tensorii (figura 4.4) celor patru inele, componenta tangențială P_z – de tensorii elementelor elastice (inele) (al doilea și al patrulea) și componenta P_x , care acționează în direcția avansului transversal, se înregistrează de tensorii elementelor elastice (primul și al treilea).

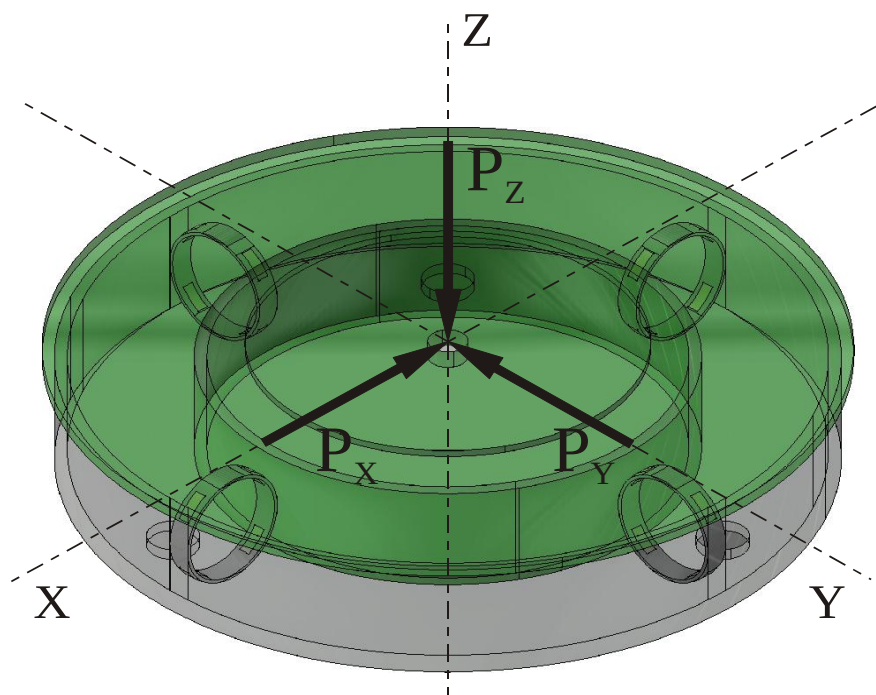


Fig. 4.4. Dinamometrul *DR-01*

Schema electrică de montare este redată în figura 4.5.

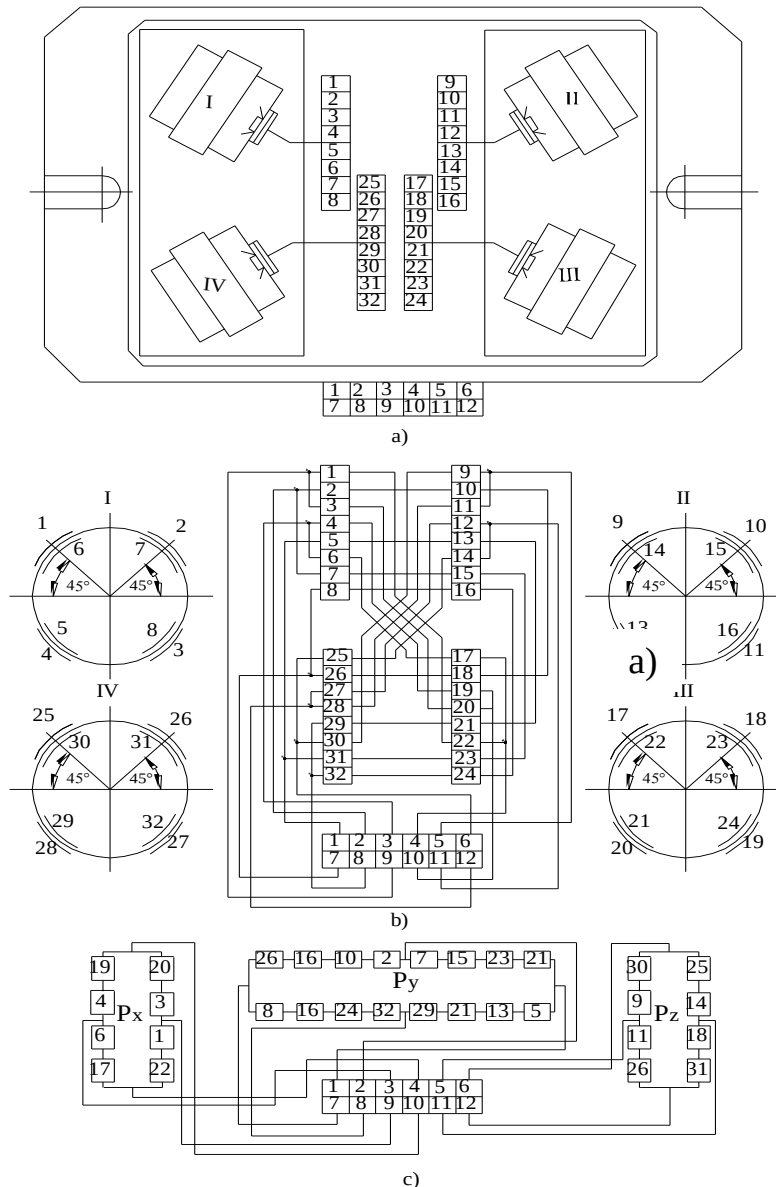
În scopul testării dinamometrului, trebuie efectuate cercetări speciale pentru a determina următorii parametri tehnici:

- rigiditatea în direcția acțiunii componentelor forței de așchiere j_y, j_z ; frecvențele proprii f_y, f_z ale vibrațiilor mecanice la excitarea forței ce acționează în direcțiile Y și Z ;
- dependența abaterii fluxului de lumină h de forța aplicată – dependențele tarifatoare $h(P_y), h(P_z)$;
- gradul influenței reciproce a componentelor forței de așchiere, care se determină, de exemplu, ca abaterea fluxului de lumină a sistemului P_y la încărcarea sistemului P_z și se calculează după curba de tarificare în procente de sarcina aplicată;
- abaterea de la rectiliniaritatea curbelor de etalonare, la încărcare–descărcare, a dinamometrului (histerezis);

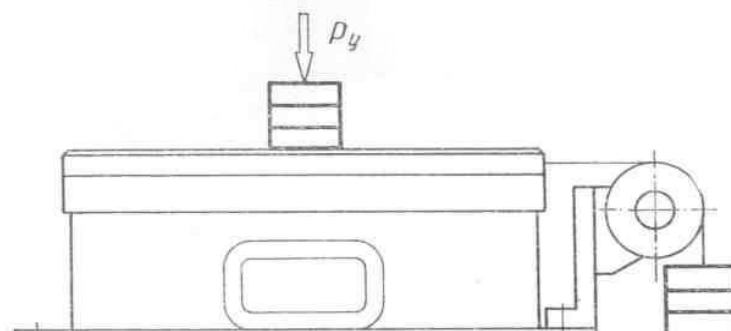
- influența amplificării în condițiile divizării de la 1 la 10 a dependenței liniare.

La etalonarea (încărcarea) statică a dinamometrului, încărcarea are loc consecutiv în fiecare direcție (figura 4.6) cu sarcina în creștere și abaterea fasciculului de lumină se înregistrează pe pelicula oscilografului sau pe banda aparatului de înregistrare. Conform datelor respective, se ridică curbele de etalonare (figura 4.7) $h(P_z)$ și $h(P_y)$.

Caracteristica tehnică a dinamometrului DR-01: domeniul forțelor măsurate pe direcția $y - P_y = 10 \dots 250 \text{ N}$; pe direcția $z - P_z = 2,5 \dots 125 \text{ N}$; rigiditatea $-j_y = 5600 \text{ N/mm}$, $j_z = 1200 \text{ N/mm}$; frecvența proprie $-f_y = 220 \text{ Hz}$, $f_z = 230 \text{ Hz}$.



Notă. a) – amplasarea elementelor elastice; b) – schema
liniilor și montării traductoarelor; c) – punctele de măsurare



4.3. Standul pentru cercetarea discului rectificator în formă de rolă conică și disc profilat

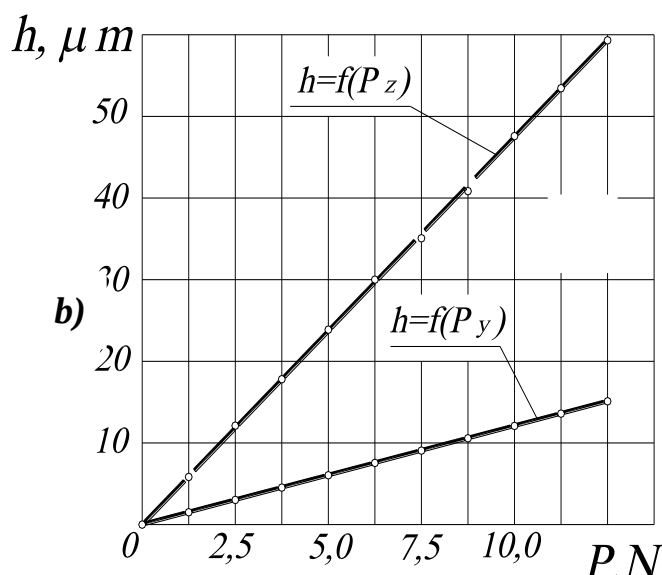
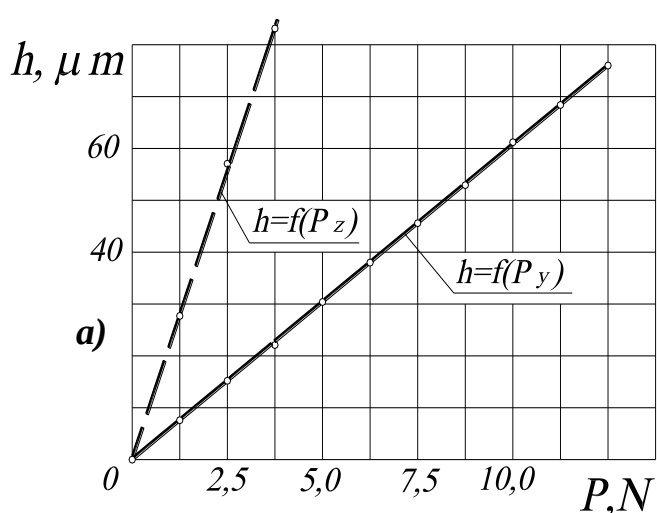


Fig. 4.7 Curbele de tarificare ale DR-01:

- a) în 2 gradații convenționale;
- b) în 10 gradații convenționale

Pentru cercetarea procesului de rectificare, a fost elaborat standul în baza mașinii de danturat 53A30P. Acest semiautomat este alcătuit dintr-o stație hidraulică, ce asigură avansul axial precis, rotirea necesară a mesei și reglarea lor în limitele stabilite. Viteza de rotire a mesei se reglează în limitele de 0,5...6 m/min, avansul axial se reglează de la 0,003 până la 0,12 mm la o rotație. Standul este echipat cu un sistem hidraulic, cu ajutorul căruia, în zona de așchiere, la rectificare, se transportă lichidul de ungere-răcire.

Sistemul hidraulic asigură transportul, până la 6 l/min, al lichidului în zona de rectificare. Zona de așchiere a standului are o carcasă specială de protecție, necesară pentru a proteja operatorul de așchii și de stropii de lichid. Dacă rectificarea se efectuează fără răcire, atunci carcasa se conectează la instalația de aspirație P-16.

Pe masa mașinii-unelte se instalează un dispozitiv special, care asigură efectuarea cercetărilor prin două metode: volum de așchii constant ($Q=const$) și cu o forță de așchiere normală constantă ($P_y=const.$).

La cercetarea conform metodei ($Q=const.$), roata dințată este rectificată cu partea frontală a discului. Roata dințată este așezată pe suprafață și centrată de un dorn scurt, prevăzut în construcția dinamometrului. Avansul axial S_a se realizează cu mecanismul de acționare mecanizat.

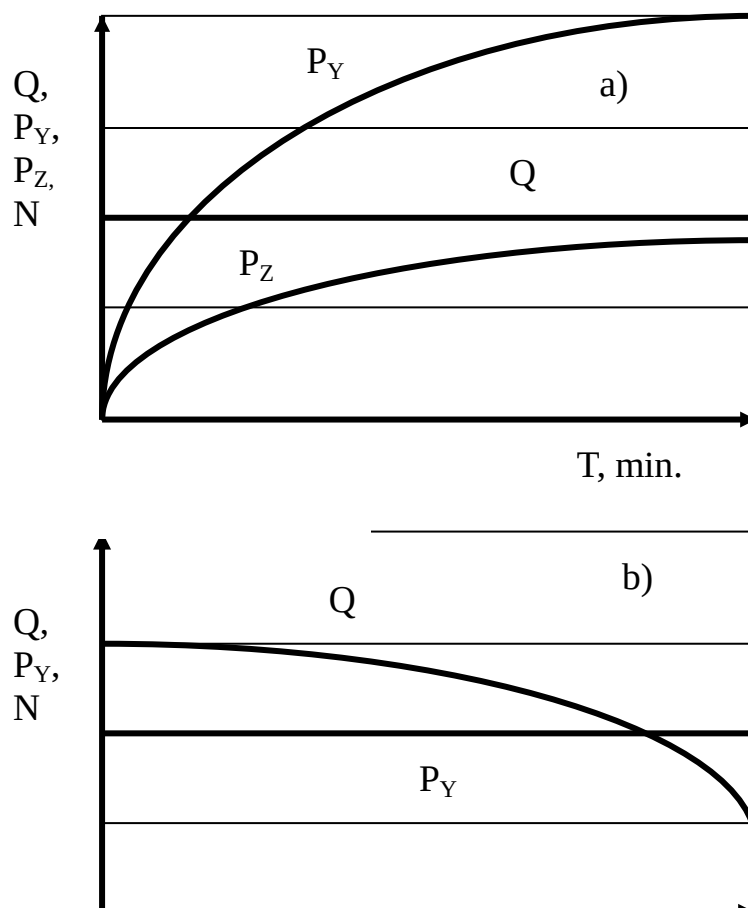


Fig. 4.8 Varierea intensității materialului Q și a componentelor forței P_Y și P_Z în timp: a) când $Q = const.$; b) când $P_Y = const.$

În cercetările conform metodei ($P_y=const.$), rectificarea se realizează fără ieșirea din contact cu discul rectificator. Viteza de rotire a mesei se modifică prin roțile de curea (schema cinematică a mașinii-unelte) A și B , cutia de viteză și lira diferențialului. Avansul axial se conectează la motorul electric $M5$, care menține dinamometrul în regim de deformare, împreună cu roata dințată înspre discul rectificator, cu o forță constantă P_y .

În timpul rectificării cu o intensitate constantă a metalului îndepărtat (figura 4.8 a), se observă modificarea în timp a componentelor forțelor de așchiere P_z și P_y , în sensul creșterii valorilor lor, ca dovadă a uzurii suprafeței așchietoare a discului. După valorile componentelor forțelor de așchiere și raportul lor se poate determina modul în care decurge procesul de

rectificare. Astfel, pot fi comparate diferite materiale pentru piese, precum și diferite discuri abrazive.

Se remarcă o legătură reciprocă între forțele de așchiere și uzura suprafeței așchietoare a discului abraziv. În timpul rectificării cu forță constantă, după caracterul curbei (volumul de metal îndepărtat – Q) se poate determina modul în care decurge procesul de rectificare (figura 4.8 b). De asemenea, se poate determina prelucrabilitatea prin rectificare a diferitelor materiale. E posibilă și rezolvarea problemei inverse: a face comparație între posibilitatea rectificării cu diferite discuri din diferite materiale, abrazive.

4.4. Metodica, standurile și aparatura pentru cercetarea regimului termic la rectificare

Câmpul termic, la prelucrarea abrazivă, se determină prin mai multe metode: 1) conform culorilor pe care le capătă oțelul la temperaturile de revenire; 2) conform transformărilor structurale în straturile superficiale; 3) conform transformărilor microdurității pe adâncime a stratului superficial; 4) conform transformărilor culorii acoperirilor termosensibile și vopselelor; 5) conform acțiunii asupra acoperirilor ușor topite; 6) conform indicațiilor transformatoarelor termoelectrice termopare; 7) conform indicațiilor termorezistoarelor. În practica prelucrării produselor sunt mai frecvent utilizate primele trei metode, deoarece ele prezintă nemijlocit, tabloul cantitativ al influenței regimului termic al procesului rectificării asupra stării straturilor superficiale ale pieselor. Aceste metode deseori sunt numite metode *indirecte*, ca să se specifice că ele nu permit exprimarea temperaturii în grade și prezentarea varierii temperaturii în timp.

Pentru măsurarea temperaturii exterioare în zona rectificării se utilizează metoda fără contact, bazată pe măsurarea temperaturii emise din zona rectificării prin canalul format în prealabil în corpul sculei abrazive cu burghiul cu diamant [60, 147]. Metoda măsurării fără contact în zona rectificării are o serie de avantaje față de alte metode, cum ar fi:

1. Nu este necesară conectarea surselor de măsurare la suprafața rectificată (de exemplu, lipirea termoparelor, măsurarea distanței de la locul lipirii termoparei până la suprafața rectificată și controlul varierii acestei distanțe în procesul rectificării).
2. Inerția este scăzută, deoarece constanta timpului termorezistoarelor constituie câteva secunde.
3. Metoda poate fi utilizată la rectificarea diferitor materiale, chiar și a celor nemetalice, cu conductibilitatea scăzută a căldurii, când metoda termoparelor este exclusă.

4. Metoda poate fi ușor utilizată în sistemele automatizate de dirijare a mașinii-unelte pentru menținerea unui regim dat de rectificare (de exemplu, după temperatura-limită de rectificare).

5. Metoda oferă informație despre temperatură pe suprafețele de contact limitate la rectificare. Se poate supraveghea varierea temperaturii în contact pe lungimea arcului, pe lățimea discului, pe lungimea generatoarei conului la rectificarea adâncită.

6. Metoda permite cercetarea neuniformității varierii temperaturilor de contact în baza undulației suprafeței așchietoare și macroabaterilor de formă, cauzate de repartizarea neuniformă a durității periferiei discului.

Măsurarea temperaturii suprafeței [19] produsului nemijlocit în zona rectificării este posibilă prin fotorezistența seleniu-plumb, care are o inerție mică (constanta timpului 4 μ s). Razele infraroșii din zona de contact al discului cu piesa sunt îndreptate pe canalul $\varnothing 1,0$ mm, burghiat în corpul discului, pe stratul fotosensibil al tensorului. Canalul în corpul discului și în stratul abraziv se obține prin burghiere sub un unghi de 30° față de axa discului, fapt ce permite a instala tensorul din partea frontală a discului la o distanță nu prea mare de suprafața așchietoare. Orientarea axei tensorului pe un sector al arcului de contact al discului cu piesa se face cu un dispozitiv special de instalare, fixat de corpul ecranului de protecție al mașinii-unelte. La rotirea discului apare un moment în care axa găurii din disc coincide cu axa de orientare a tensorului, fapt ce asigură transmiterea energiei maxime prin intermediul emiterii și micșorării maxime a rezistenței stratului sensibil. Impulsul electric al tensorului se amplifică și se înregistrează prin oscilograful cu fascicul de lumină.

Durata semnalului se determină prin viteza discului, prin diametrul găurii în corpul discului și în corpul recipientului de lumină. Pentru găuri cu $\varnothing=1,0$ mm, cu viteza discului 30 m/s, durata minimă a semnalului constituie 25 μ s, adică de 6 ori mai mare decât constanta de timp a tensorului. Dimensiunea diametrului se alege în concordanță cu dimensiunile medii ale arcului de contact cu piesa.

În corpul discului se amplasează mai multe găuri (4, 6, 10), ce permit determinarea temperaturii suprafeței piesei la diferite sectoare ale suprafeței așchietoare a acestuia. Specificul acestei metode permite a stabili influența abaterii macroneregularităților (necilindricitatea, ovalitatea, ondulația) asupra repartizării temperaturii reale la suprafața piesei. Orientând axele găurilor în formă de fascicul sub diferite unghiuri spre axa discului și amplasând găurile de-a lungul generatoarei suprafeței așchietoare, poate fi cercetată repartizarea temperaturii de-a lungul

liniei de contact a discului cu produsul în direcția axială. În centrul fascicului se amplasează stratul fotosensibil al tensorului.

Granița unde lungi a caracteristicii spectrale a fotorezistenței seleniu–plumb ocupă 5,5 μm (la temperatura de 293°K), iar la fotorezistențele sulf–plumb – numai până la 3,1 μm .

Etalonarea fotorezistențelor se efectuează nemijlocit pe mașina-unealtă în regim dinamic, adică la rotirea discului cu viteza de lucru 30 m/s. În locul roții rectificate, spre suprafața discului se aduce o placă din carburi metalice, încălzită cu transformatorul de sudat prin încălzitor din oțel rezistent la temperaturi înalte.

Temperatura plăcii din carburi metalice încălzite se verifică prin termopara crom–aluminii, conectată la pirometrul *MPB-46* și sudată de suprafața plăcii. Pentru a înlătura oxizii de pe suprafața plăcii încălzite, nemijlocit înainte de etalonare se îndepărtează suprafața așchietoare a discului la o adâncime minimă. În intervalul de temperaturi 300...900°C, înlăturarea peliculei de oxizi schimbă intensitatea fluxului de raze infraroșii, ce corespunde creșterii temperaturii până la 50°C. Utilizarea la etalonare a procedurii descris mai sus permite a lua în considerație o influența posibilă a unor factori, deoarece la rectificare măsurarea se execută de la suprafața de bază.

Pentru verificarea metodei, etalonarea fotorezistenței a fost efectuată în condiții statice, dar într-un mediu de argon, care protejează suprafața plăcii din carburi metalice de oxidare. Etalonarea, în cazul de față, se execută pe instalația *LTP-3-5*, folosită pentru determinarea rezistenței materialului la diferite temperaturi. Curbele de etalonare în mediul de argon și aer în domeniul de temperaturi 400...900°C au fost puțin deplasate, fapt care adevărește creșterea intensității formării peliculelor de oxizi. Deplasarea absolută a curbelor de etalonare a constituit aproximativ 40°C, adică ceva mai mică comparativ cu datele etalonării dinamice.

În domeniul de temperaturi 300...600°C, curba de etalonare a fost neliniară, iar în domeniul 600...900°C – apropiată de dependența liniară. Varierea temperaturii cu 300°C corespunde creșterii ordonatei pe oscilogramă cu 45 mm la viteza discului de 28 m/s și cu 30 mm la o viteză a discului de 44 m/s.

Pentru a lărgi domeniul de variație a temperaturilor în partea de jos a acestuia și pentru a majora fiabilitatea măsurării, a fost elaborată și utilizată schema răcirii cu azot lichid a fotorezistenței în baza seleniu–indiu cu dimensiunile 1x1 mm ale plăcuței sensibile, rezistența – 15 kOm și timpul conectării – $3 \cdot 10^{-5}$ s. Elementul sensibil se conectează prin amplificator la intrarea oscilografului cu fascicul de lumină (figura 4.11). Ca să determinăm fluxul de căldură de pe suprafața rectificată a probei din zona de așchiere, în discurile abrazive în 6 secțiuni au fost

executate găuri cu $\varnothing 1$ mm (figura 4.12). Găurile au fost executate cu ajutorul unui conductor special și au fost amplasate strict pe aceeași rază R_0 și sub același unghi σ_0 față de axa de rotire a discului. Focalizarea fluxului de căldură din zona de așchiere pe elementul sensibil al fotorezistenței este dată în figura 4.13. De la sursa de emisie a căldurii 1 fluxul de căldură ajunge pe oglinda plată 2, se întoarce sub unghiul de 90° și cade pe oglinda plană 3, se reflectă sub 90° și cade prin diafragma 5 pe oglinda concavă 6. Reflectându-se de la oglinda sferică, fluxul de căldură se transmite pe oglinda plată 4, întorcându-se la 90° și trecând prin modulatorul 12, umplut cu azot lichid 11.

Modulatorul se rotește datorită electromotorului 10, prin transmisia de curea 8. Receptorul de unde infraroșii, modulatorul, motorul electric și oglinda plană 4 sunt amplasate pe platforma care are posibilitatea să se deplaseze prin intermediul șurubului cu piulița 9 de-a lungul axei optice OC. Fiind o poziție neschimbată a aparatului, se realizează focalizarea fluxului de căldură pe stratul sensibil al receptorului.

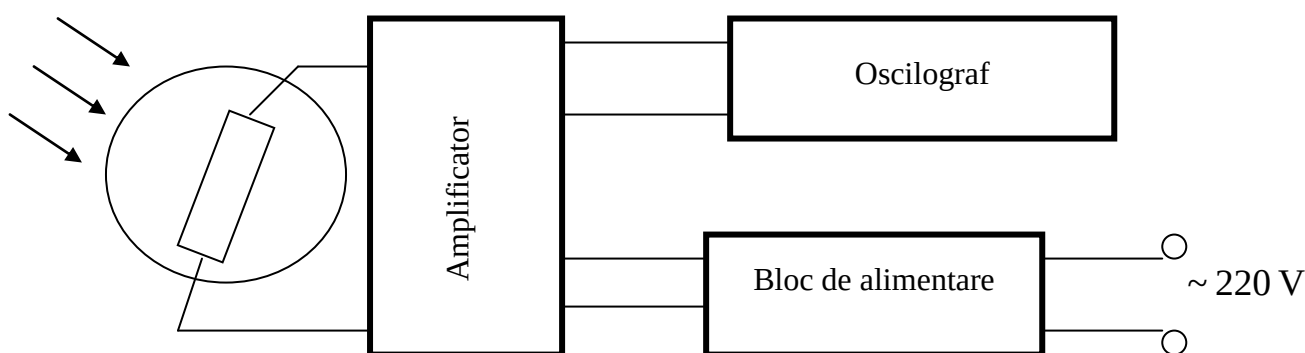


Fig. 4.9. Schema-bloc de măsurare a temperaturii cu ajutorul fotorezistenței

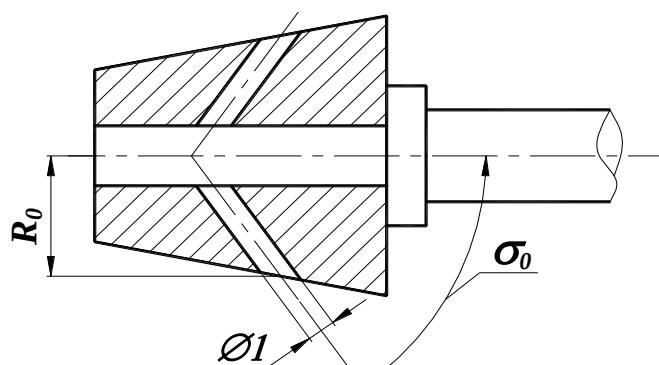


Fig. 4.10. Amplasarea găurilor în discul rectificator

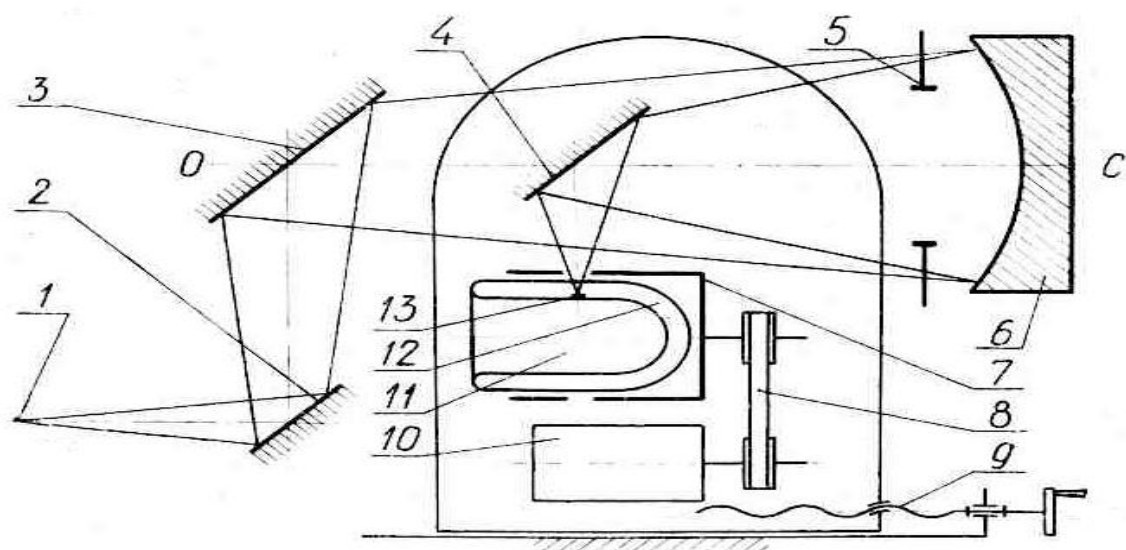


Fig. 4.11. Schema aparatelor pentru înregistrarea fluxului de căldură din zona de rectificare

Construcția întregului aparat împreună cu blocul de amplificare a semnalului se amplasează în aceeași carcasă și se fixează pe mașina de rectificat cu ajutorul unui suport, care permite a realiza o reglare fină la contopirea axelor aparatului optic și a găurilor în discul rectificator. Suprapunerea axelor optice, orientate spre zona de așchiere, se asigură prin fixarea semnalului maxim pe monitorul oscilografului la un flux de lumină calibrat.

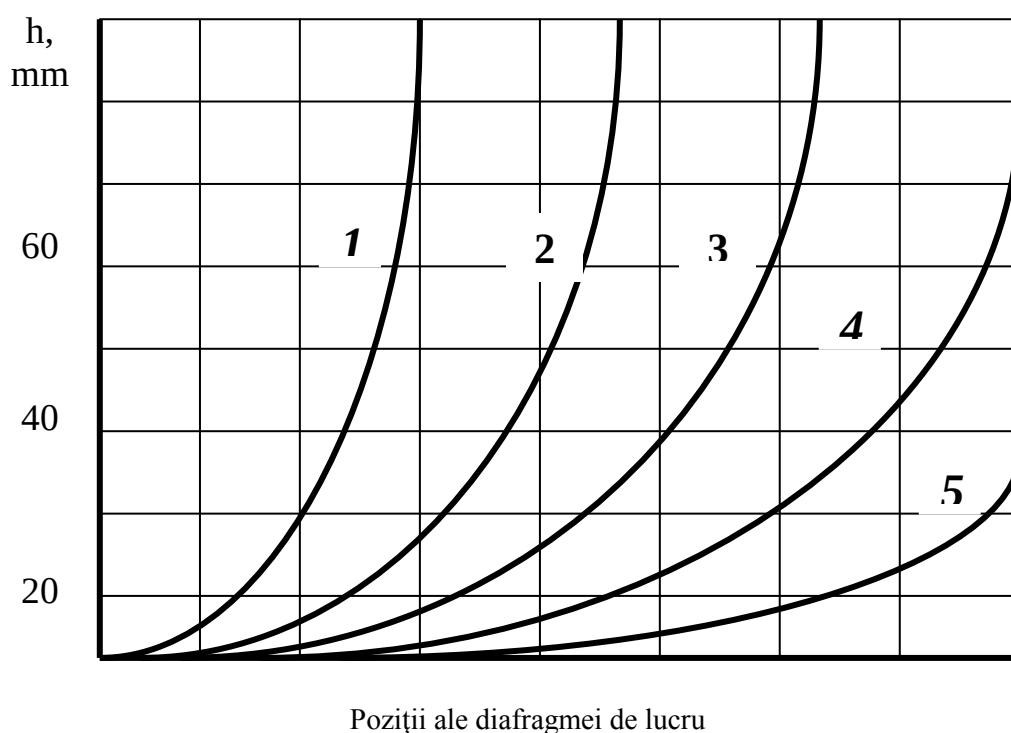


Fig. 4.12. Curbele etalonării aparatului la măsurarea temperaturii în zona așchierii

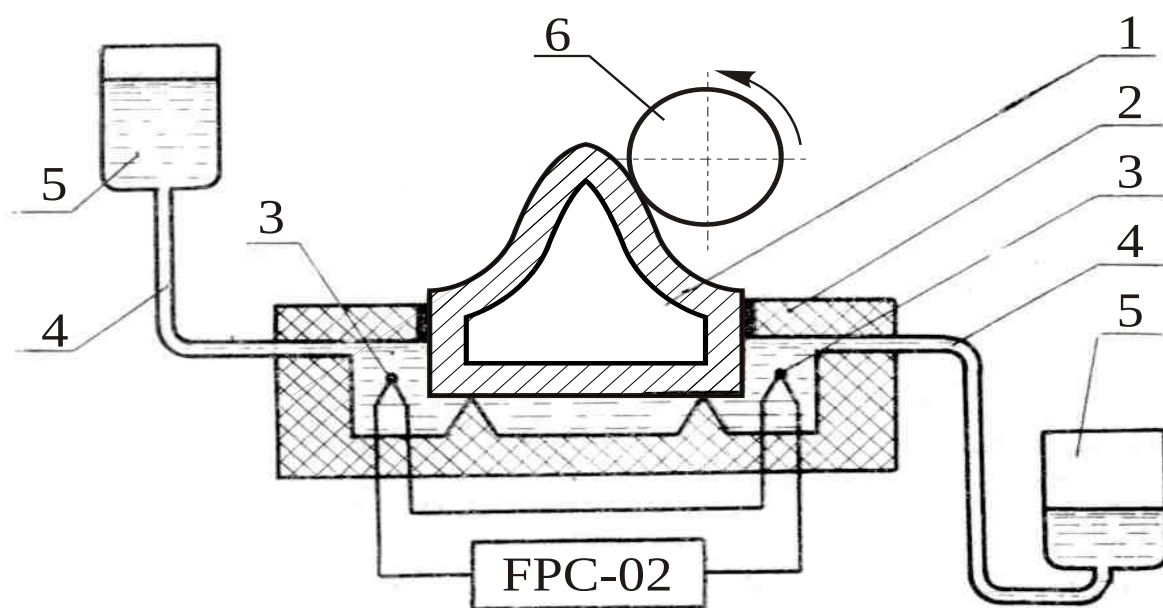


Fig. 4.13. Schema calorimetrului curgător

Ca să etalonăm acest aparat, în dispozitivul-satelit, în care se instalează produsul, se fixează un încălzitor special, de produsul așezat pe dispozitivul-satelit. De partea interioară se sudează termopara etalonată crom–aluminu. Produsul se încălzește până la temperatura de 1000°C , apoi se supune rectificării. Mai întâi se așchiază un strat de cca $0,01\text{ mm}$. În același timp, zona de rectificare se alimentează în mod continuu cu argon adus din butelie prin reductor.

Alimentarea cu argon în zona de așchiere este necesară pentru a evita oxidarea suprafeței rectificate în perioada răcirii probei și a extrage indicațiile de etalonare de pe monitorul oscilografului și semnalul de la termopară, fixat pe banda hârtiei fotosensibile a oscilografului NO-72-1.

Etalonarea se efectuează de 3–5 ori pentru fiecare poziție a diafragmei, apoi, conform datelor medii, se ridică curbele de etalonare (figura 4.14).

Pentru a verifica concordanța calculului analitice ale regimului termic real la rectificare, este necesar a determina experimental coeficienții de distribuire a fluxului termic între piesă și scula abrazivă. Cercetările au fost realizate pe aceeași mașină de danturat la rectificarea sectoarelor cu periferia discului cu diferite caracteristici. S-a utilizat calorimetrul, la care o suprafață se rectifică, alta se spală cu jet de lichid de răcire, care se scurge constant prin canalele calorimetrului cu o anumită viteză. La intrarea și ieșirea din canal se instalează termocupluri crom–aluminu (câte trei la fiecare canal), conectate conform schemei diferențiale la fotopiometrul FPK-59. Vibratorul M17/2 a fost șuntat cu o rezistență de $12\ \Omega$, asigurând astfel precizia fotopiometrului de $0,01^{\circ}\text{C}$. Înscrierea indicațiilor termoparei diferențiate a

calorimetrului s-a realizat pe bandă fotosensibilă pe parcursul încercărilor. Fluxul de căldură a fost calculat la un regim termic stabil, care, de regulă, devine relativ constant după cinci curse ale mesei.

În calorimetrul elaborat (figura 4.13), sectorul dințat 1 se fixează în corpul 2 de textolit cu plan de separare, așezat pe masa mașinii-unelte de danturat. Ermetizarea planului de separare se asigură cu garnituri din cauciuc. Izolarea sectorului dințat se realizează cu plăcuțe din azbest. Lichidul trece prin corpul calorimetrului de la furtunul 4 în vasele 5, amplasate pe o înălțime reglabilă. Diferența de temperaturi ΔT la intrarea și ieșirea din calorimetru se măsoară prin intermediul termocupurilor 3.

Calculul cantității de căldură Q_d la un regim stabil se determină prin relația (4.6):

$$Q_d = c_l \cdot m_l \cdot \Delta T, \quad (4.6)$$

unde: c_l – capacitatea termică a lichidului; m_l – masa lichidului care curge prin calorimetru într-un interval de timp dat (10 curse ale sculei abrazive).

Eroarea determinării cantității de căldură la măsurarea cu precizia de $\pm 0,01^\circ\text{C}$ a constituit nu mai mult de 5%. A fost supus rectificării sectorul din oțel 40 H, la o variație a adâncimii de la 0,005 până la 0,02 mm, cu un avans longitudinal de la 4 până la 20 m/min și viteza discului abraziv de la 15 până la 90 m/s.

4.5. Metodica, standurile, aparatura pentru cercetarea uzurii dimensionale și determinarea consumului specific de materiale abrazive

4.5.1. Măsurarea uzurii sculei

Uzura sculei poate fi măsurată prin diferite metode, dintre care cea mai răspândită este metoda de determinare a uzurii în funcție de masa discului, deoarece drept criteriu al rezistenței la uzură a sculei se acceptă raportul dintre masa abrazivului din stratul uzat și masa îndepărtată la rectificare: $q = M_d/M_m$.

Dar această metodă nu ne oferă un tablou clar privind caracterul schimbării dimensiunilor liniare (diametrale) ale suprafeței de lucru a discului. La rectificare, relieful suprafeței așchietoare a discului se acoperă cu așchii. Curățarea discurilor este puțin eficientă, dificilă, iar în unele cazuri poate să ducă la uzura suplimentară a discului. Uneori, este greu de găsit cântare cu precizia necesară de măsurare.

În aceste condiții, pentru asigurarea preciziei necesare de măsurare, este necesar a crește masa uzată prin majorarea timpului experimentului. De exemplu, pentru discuri abrazive din

elbor pe liant organic *B1*, la un consum specific de elbor $q = 2 \text{ mg/g}$ și la o eroare de 5% a masei îndepărtate prin rectificate a oțelului rapid marca *P6M5*, ce a constituit 124 g.

Putem obține o informație mai amplă despre caracterul și specificul uzurii sculei abrazive utilizând metoda liniară de măsurare, care a fost dezvoltată în cercetările respective. Această metodă presupune determinarea coordonatelor unor puncte concrete ale suprafeței active a discului înainte și după experiment. Coordonatele se măsoară cu aparatul optic *IYV-2* (figura 4.14) cu o precizie de $\pm 0,5 \text{ }\mu\text{m}$. Discul 1 se fixează pe un dispozitiv rotitor 2, care asigură măsurările în diferite secțiuni radiale. Abaterea palpatorului de măsurare în direcțiile radiale se verifică cu ajutorul calelor de măsurare 3, care se instalează între placa deplasabilă 4 și limitatorul fix 5. Coordonata punctului suprafeței discului se stabilește cu ajutorul palpatorului 6 al aparatului optic.

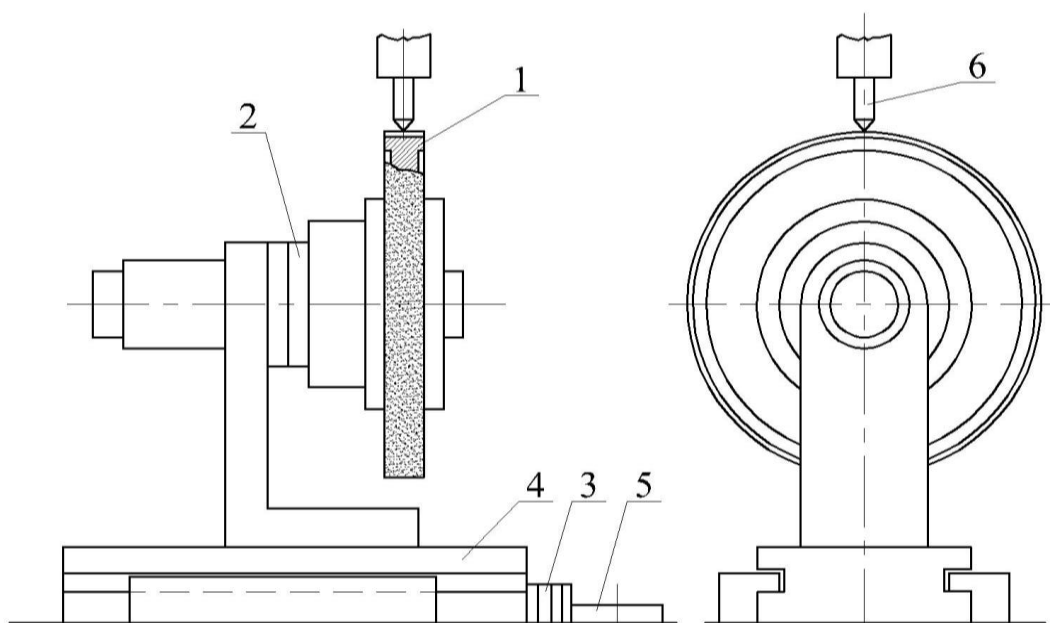


Fig. 4.14. Schema dispozitivului *IYV-2*

Uzura discului Δh_i în punctul i se determină ca diferența coordonatei h_{ii} , măsurată la începutul experimentului, și a coordonatei h_{isf} , măsurate la finele experimentului:

$$\Delta h_i = h_{ii} \quad (4.7)$$

După diferența coordonatelor se determină valoarea integrală a volumului uzat și prin calcule se determină masa abrazivului în volumul:

$$M_a = \frac{0,878V_d}{\alpha_d}, \quad (4.8)$$

unde: M_a – masa abrazivului, mg; V_d – volumul stratului uzat, mm³; 0,878 – coeficientul ce concretizează masa abrazivului într-un mm³ la o concentrare de 100%; α_d – coeficientul în care se ia în considerație concentrarea abrazivului:

Tabelul 4.2. Valorile concentrării abrazivului

Concentrarea abrazivului, %	50	100	200
α_d	2,0	1,0	0,5

Volumul stratului abraziv uzat al discului se determină cu aproximație din expresia:

$$V_d = \frac{f_1 + f_2 + \dots + f_k}{k} d_m, \quad (4.9)$$

unde: $f_1, f_2, \dots, f_k$ – ariile stratului uzat în secțiunile 1, 2, ..., k, mm²; d_m – diametrul mediu al suprafeței active, mm; k – numărul secțiunilor discului.

$$f_k = \left[\frac{\Delta h_1 + \Delta h_n}{2} + \sum_{i=2}^{i=n-1} \Delta h_i \right] \frac{b}{n-1}, \quad (4.10)$$

unde: b – lățimea discului, mm; n – numărul coordonatelor profilurilor măsurate pe lățimea discului, luând în considerație coordonatele-limită; Δh_i – diferența coordonatei profilului în punctul i , mm; Δh_n – diferența coordonatelor profilului în punctele-limită ale secțiunii.

Deoarece măsurarea coordonatelor profilului în punctele-limită ale secțiunii prezintă unele dificultăți, este de preferat a efectua măsurările după cum este arătat în figura 4.17. În acest caz:

$$f_k = (\Delta h_1 + \Delta h_2 + \dots + \Delta h_n) \frac{b}{n} = \frac{b}{n} \sum_{i=1}^{i=n} \Delta h_i, \quad (4.11)$$

unde: b – lățimea discului, mm; n – numărul intervalelor pe lățimea discului cu pasul b/n ; Δh_i – diferența coordonatelor profilului în secțiunea de mijloc, mm.

Metoda liniară de determinare a uzurii discului datorită posibilității reglării aparatului optic IZV-2 reduce simțitor timpul cercetării și masa uzată a discului, necesară pentru asigurarea preciziei determinării consumului specific de abraziv. Așadar, pentru discurile din elbor pe liant organic B1, cu $q = 1$ mg/g și cu o eroare de 5% la determinarea valorii q , este de ajuns să se rectifice 18 g de oțel rapid marca R6M5. La asigurarea unei astfel de precizii, pentru determinarea q prin metoda căutării pentru determinarea uzurii este de ajuns să se rectifice 240 g de oțel. În același timp, durata încercării a sporit cu o treaptă.

Pentru determinarea uzurii dimensionale a discului, la încercări de laborator poate fi utilizată cu succes metoda profilografării (descrierii) suprafeței așchietoare prin calculul ulterior al volumului și al masei uzate a abrazivului. Această metodă este mai complicată și cere un aparat special, dar permite studierea mai profundă a mecanismului uzurii suprafeței active și urmărirea caracterului variației ei în diferite condiții de rectificare.

Au fost proiectate, executate și cercetate dispozitivele pentru măsurarea uzurii dimensionale prin metoda profilării grafice a suprafeței sculei așchietoare nemijlocit pe mașina-unealtă, precum și în afara ei.

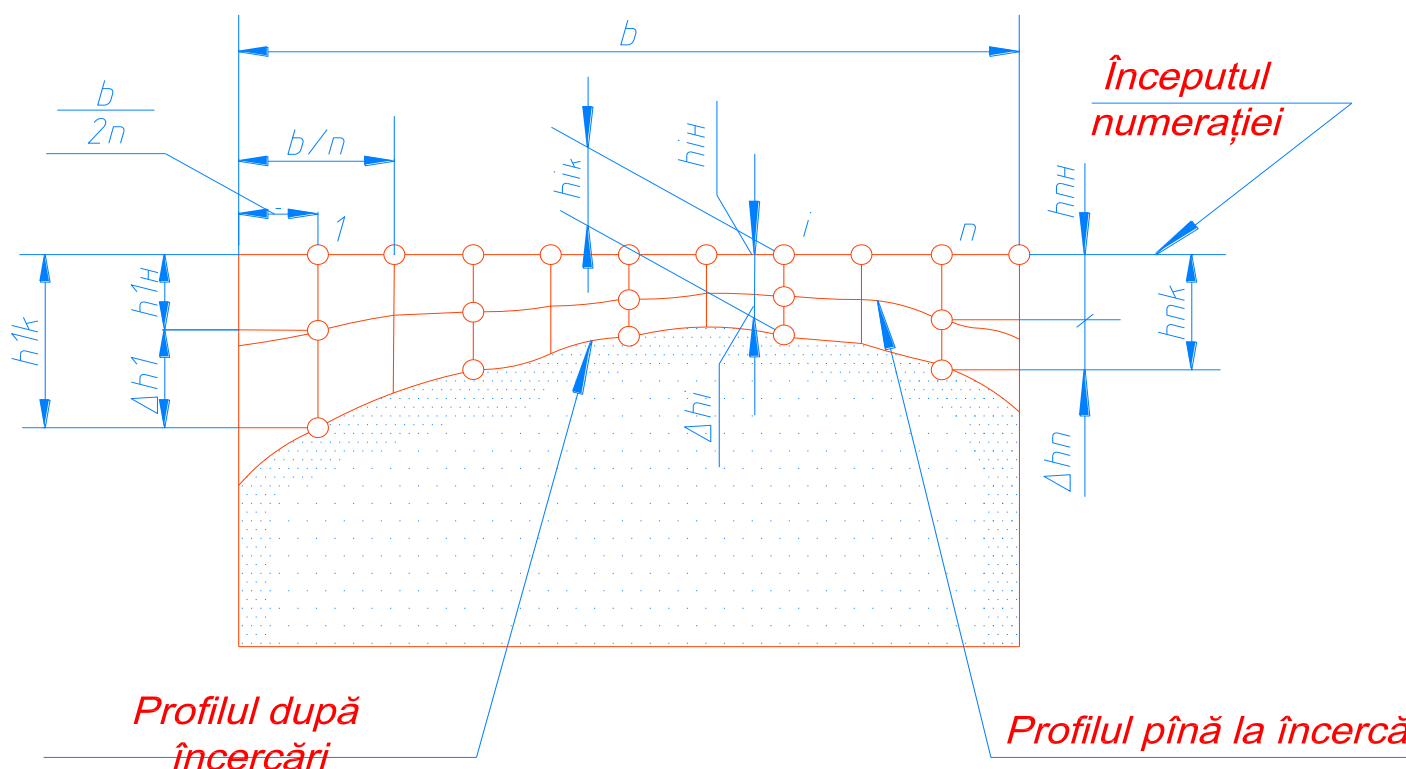


Fig. 4.15. Schema determinării uzurii prin metoda liniară

4.5.2. Măsurarea uzurii cu ajutorul dispozitivului IRIC-1

Măsurarea uzurii sculei de măsurare a uzurii dimensionale a discurilor în formă de disc nemijlocit pe mașina-unealtă dă posibilitatea realizării măsurării și descrierii profilului suprafeței discurilor abrazive prin intermediul oscilografului NO-72-1, cu utilizarea a două traductoare autonome. Părțile componente ale dispozitivului sunt (figura 4.16): schema de măsurare 1, oscilograful 3, întrerupătorul 2, mecanismul de avans al sistemului de măsurare 5 și transmisia c 6. Pentru a determina uzura dimensională a discului, a fost utilizat principiul de fixare inițială a

coordonatelor (baza de măsurare). Ca bază de măsurare s-a folosit partea frontală a discului de bază 7, fixat rigid pe corpul 6 al discului de măsurare. Pentru măsurarea și înscrierea reliefului suprafeței așchietoare a discului și bazei de măsurare sunt utilizate traductoarele inductive diferențiale D_K și D_b , conectate consecutiv la aparatul de înregistrare, care înscrie pe oscilogramă coordonatele discului de bază și profilul discului. Uzura liniară maximă a suprafeței așchietoare a discului, care poate fi fixată pe o bandă cu lățimea de 200 mm, la o majorare de 1000 ori este de 0,2 mm, iar la o majorare de 5000 ori – de 0,4 mm. Alegerea scării se determină în funcție de valoarea uzurii așteptate a discului și de precizia necesară de măsurare. Utilizarea a două traductoare simplifică alegerea cotei de bază 1, care nu depinde de scară și de precizia măsurării și permite măsurarea uzurii liniare a dimensiunii.

Avansul sistemului de măsurare în direcția s se asigură cu ajutorul mecanismului de acționare 5, care are două ieșiri la mecanismul de întindere a curelei, ce poate acționa și de la mecanismul de acționare a aparatului de înregistrare. În acest caz, mecanismul 5 se deconectează de la aparat prin dispozitivul 4. Sistemul de măsurare se rotește în jurul articulației III, sub acțiunea arcului II se blochează contactul dintre opritorul V și baza de măsurare. Astfel, se asigură stabilitatea înscrierii liniei de bază și se înlătură influența erorii mecanismului de avans la înscrierea suprafeței discului. Pentru înscrierea profilului suprafeței discului în câteva secțiuni fixate radial se utilizează discul de divizare cu fixatorul 8. Discul de divizare se instalează pe axul principal. Comutarea traductorului cu comutatorul 2 se realizează manual cu ajutorul tumblerului.

Pe discul 14 se fixează (figura 4.16) discul de bază 15, astfel încât partea frontală de lucru a discului se supraînalță cu 2...3 mm. La începutul încercărilor, planul de bază se rectifică nemijlocit pe mașina de ascuțit. Discul se amplasează față de sistemul de măsurare astfel încât axa traductorului de bază 9 să se afle pe înălțimea axului principal al mașinii-unelte. Această poziție este fixă pe tot timpul încercărilor și măsurării discului. Pe corpul traductorului de bază 10 se prinde bușca de reazem 11, în interiorul căreia se deplasează liber tija de măsurare 12 a traductorului.

Pentru a micșora uzura palpatoarelor traductoarelor, forța de măsurare se reglează în limitele de $0,75 \pm 0,1$ N, ce se asigură prin alegerea arcului 8 al traductorului. Pentru a palpa suprafața de lucru a discului, se folosește vârful de diamant 13. Simetric traductorului de bază 10 se instalează limitatorul rigid 16. Traductoarele se fixează pe panoul 7, care se rotește liber în jurul axei orizontale X a axei 5. Arcul 6 rotește pârghia 4 în jurul axei Z a barei 3, astfel încât limitatoarele 11 și 16 să se arcuiască spre discul de bază. Poziția bușcii de reazem 11 și a

limitatorului 16 în direcția axei Y se reglează astfel încât axa traductorului 9 la măsurare să ocupe poziția orizontală. În acest mod, se asigură poziția constantă a sistemului de măsurare față de planul de bază. Corpul 2 al aparatului 2 se fixează pe masa 1 a mașinii-unelte de ascuțit.

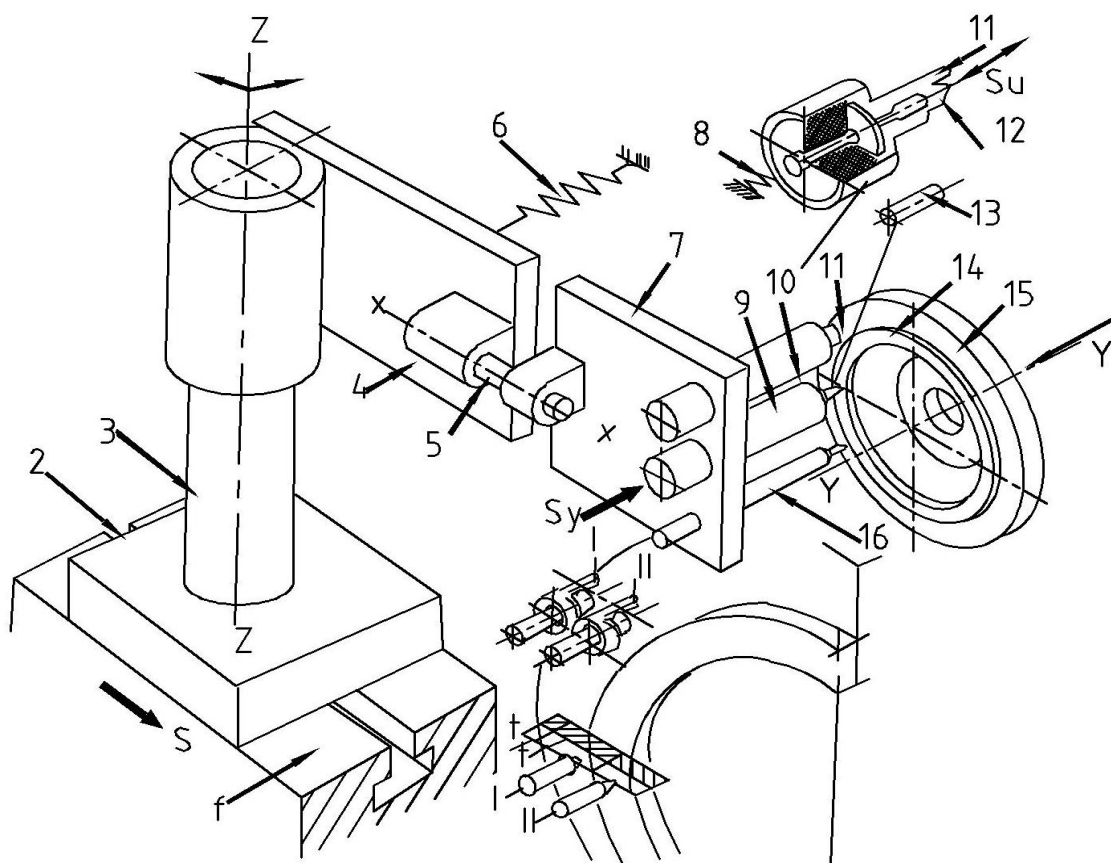


Fig. 4.16. Schema dispozitivului *IRIC-1*

Deplasarea de-a lungul suprafeței de măsurare în direcția s se realizează cu ajutorul mecanismului de acționare autonom al avansului longitudinal al mașinii-unelte (în figura 4.16 nu este prezentat). Pentru măsurarea fiabilă a uzurii discului, viteza acestei deplasări trebuie să fie de aproximativ 0,01 m/min. Instalarea traductorului 9 în direcția axei Y se asigură cu ajutorul deplasării fine s_Y cu șurub diferențial. Poziția vârfului cu diamant în direcția Y se alege astfel încât deplasarea traductorului să fie suficientă pentru înscrierea profilului suprafeței discului. Cu ajutorul deplasării fine a traductorului cu șurub diferențial se asigură și poziția înscrierii pe bandă a autoinscriptorului.

Ordinea măsurării uzurii discului se dă în schema din figura 4.16. Poziția *I-I* corespunde înscrierii coordonatei discului de bază. Totodată, vârful de diamant al traductorului de bază este instalat la adâncimea ce corespunde suprafeței de lucru a discului, fără a se atinge de bază. Vârful traductorului de bază se află în contact cu suprafața discului. În această poziție se

conectează mecanismul de avans. Când distanța dintre vârful traductorului de bază și suprafața de lucru a discului va fi de 1,5...2,0 mm, se conectează dispozitivul de înscriere al aparatului și pe banda autoinscripătorului se înscrie poziția bazei. Apoi, cu ajutorul întrerupătorului 2 se deconectează traductorul de bază și se înscrie profilul discului în secțiunea lui radială. Conectarea se execută până se realizează contactul dintre vârful cu diamant și disc. Poziția II-II pe schemă corespunde înscrierii suprafeței de lucru a discului. Pe profilogramă (nu este prezentată) avem: sectorul AB – înscrierea bazei, punctul B – momentul conectării traductorilor, sectorul BC – profilul discului. Aparatul a fost testat prin metoda comparării cu măsurătorul IZV-21 cu care, de regulă, se măsoară uzura liniară a discurilor rectificatoare.

Cu ajutorul vârfului cu diamant (figura 4.17) de formă conică și vârf sferic (unghiul conului 85° , raza sferei $r_c = 0,03$ mm), pe o bandă se înscrie profilul măsurat, ce reprezintă o curbă executată cu aparatul dat cu oarecare rezoluție. Profilul măsurat se deosebește de cel real, adică de profilul ce corespunde suprafeței, indiferent de metoda de măsurare. La măsurarea profilului cu aparat de palpare, este posibil să ne apropiem de profilul real cu precizie diferită. La utilizarea măsurătorului IZV-21, profilul discului se măsoară cu o rezoluție joasă în direcție transversală, deoarece se folosește un palpator cu o rază mare de rotunjire. Măsurările se execută discret cu un pas mare Δ_v , cu scopul reducerii numărului măsurărilor. În acest caz, neregularitățile mici, determinate de adânciturile dintre granule, nu se captează. La măsurarea a 5–10 puncte se folosește un palpator în formă de troncon cu suprafața frontală plană. Diametrul circumferinței d_n în partea frontală a vârfului 5 este egală cu 1...2 mm, deoarece folosirea unui ac mai ascuțit micșorează simțitor precizia de măsurare la un număr limitat de puncte, ca urmare a cazurilor în care acul se oprește în vârful grăuntelui sau în adâncitură.

Metodica elaborată de măsurare a uzurii sculei pe mașina-unealtă permite, în afară de creșterea preciziei măsurării, să micșorăm simțitor durata procesului și să studiem mai detaliat caracterul uzurii suprafeței așchietoare a sculei. Profilul reliefului suprafeței așchietoare a discului se înscrie pe banda de hârtie a autoinscripătorului în orice secțiune, atât diametrală, cât și radială, fapt ce asigură creșterea preciziei calculelor consumului abrazivilor.

Utilizarea sistemului de traductoare autonome, din care unul fixează profilul discului, altul – profilul suprafeței bazei, permite a exclude erorile legate de rotirea discului în rulmenții axului principal al mașinii-unelte și de deformațiile termice ale sistemului.

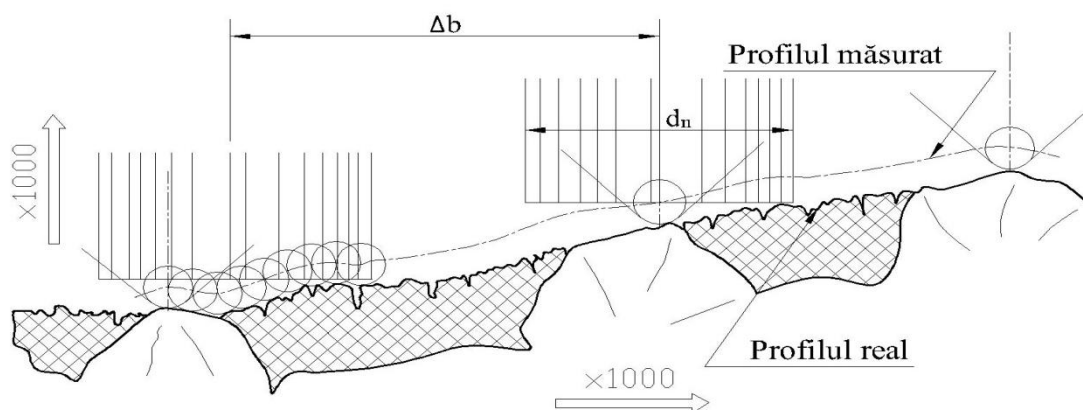


Fig. 4.17. Schema măsurării uzurii sculei

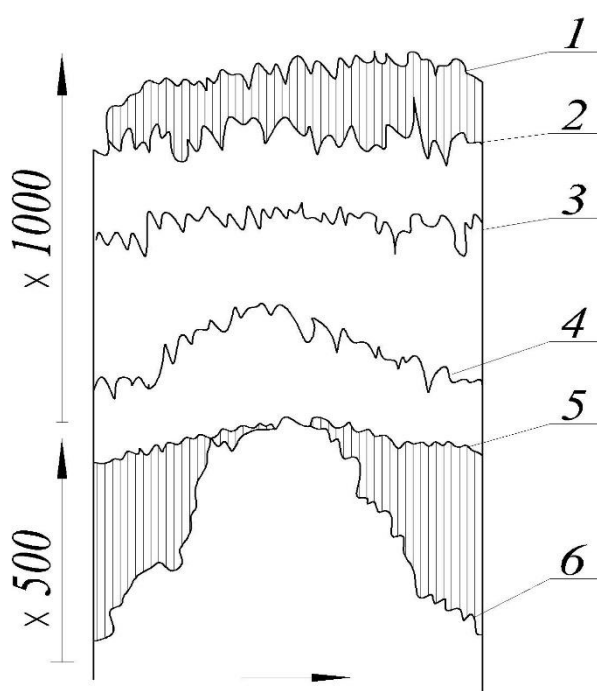


Fig. 4.18. Măsurarea profilului discului în secțiune radială: 1 – după îndreptare; 2 – după rectificare cu $s = 2$ m/min și $t = 0,02$ mm/cursă; 3 – după rectificare cu $s = 1$ m/min și $t = 0,04$ mm/cursă; 4 – după îndreptare; 5 – după rectificare cu $s = 0,1$ m/min și $t = 0,4$ mm/cursă

În figura 4.19 sunt prezentate curbele uzurii discului ASV 16 TO2 100% la o rectificare obișnuită sau adâncită. Înscrierea suprafeței discului s-a efectuat în procesul rectificării cu o productivitate de $180 \text{ mm}^3/\text{min}$ fără răcire.

Profilogramele 1÷4 sunt înscrise la o mărire pe verticală de 1000 de ori, amplasate astfel încât profilogramele să coincidă de la traductorul de bază. Curba 1 caracterizează profilul discului după îndreptare, iar curbele 2, 3, 4 – profilurile discului după cercetările corespunzătoare. Suprafața inclusă între profilogramele 1 și 2 corespunde, la o scară anumită, uzurii discului în secțiunea radială examinată, în timpul primelor cercetări (avansul longitudinal $s = 2$ m/min; adâncimea rectificării $t = 0,02$ mm/cursă). Suprafața dintre profilogramele 2 și 3 corespunde uzurii discului

în decursul etapei următoare de încercări ($s = 1$ m/min și $t = 0,04$ mm/cursă), iar între curbele 3 și 4 – încercările ($s = 0,4$ m/min și $t = 0,10$ mm/cursă). Profilogramele 5 și 6 sunt înscrise la o mărire în direcție verticală, de 500 de ori. Profilul 5 este înscris după îndreptarea discului, iar profilul 6 – după încercările în regimul rectificării adâncite ($s = 0,1$ m/min și $t = 0,4$ mm/cursă).

În ultimul caz, se observă clar uzura discului la muchii. Caracterul uzurii discului la rectificarea adâncită (profilul 6) denotă că este imposibil a măsura foarte precis cu aparatul *IZV-21*.

Astfel, la adâncimi mici de rectificare (profilurile 2 și 3), linia de mijloc a profilului de lucru se apropie de cea liniară. La $t = 0,40$ mm/cursă (profilul 6), caracterul uzurii se schimbă brusc și profilul are un caracter liniar, deoarece uzura pe disc, în mare măsură, se concentrează la muchii.

Verificatorul *BV-662* – măsurătorul uzurii dimensionale a discurilor – reprezintă o varianta modificată a *IRIC-1*, destinat pentru măsurarea uzurii discurilor în afara mașinii-unelte. Pe corpul traductorului inductiv diferențial 9 (figura 4.19) se fixează capul de măsurare, care se sprijină pe două reazeme verticale 2 și 11 pe căruciorul 1, ce se deplasează pe batiul 4. Capul de măsurare se află pe montantul 5, astfel încât împreună cu traductorul și reazemele verticale să se poată roti în jurul a două axe perpendiculare una pe alta, 6 și 7. Așa se asigură poziția constantă a axei traductorului față de suprafața de așezare a căruciorului. Pe cărucior se fixează un dorn special pentru prinderea discului 3. Discul împreună cu dornul liber se rotesc în jurul axei verticale. Pe suprafața interioară a corpului se amplasează gradațiile 8, amplasate uniform pe circumferință. Prin rotirea dornului se suprapune gradația cu rizul de cărucior. Pentru măsurarea uzurii este necesar a înscrie starea inițială a discului și starea lui după finalizarea încercărilor sau a unei etape. Palpatorul traductorului diferențial, cu ajutorul arcului 8, se află în contact cu pârghia 12, care, cu un capăt articulată, se prinde de corpul traductorului, iar de celălalt capăt este prins vârful de diamant. Vârful are forma conului cu o rază la vârf de 0,1 mm.

Deplasarea căruciorului se transmite de la motor prin reductorul 14 la perechea de roți dințate (pe schemă sunt omise) și șurub. Viteza deplasării căruciorului este de 1,75 mm/min. Distanța de la axa traductorului și axa montantului capului măsurător este destul de mare (250 mm), pentru a micșora influența erorii ghidajelor căruciorului asupra caracterului datelor experimentale. Fixarea vârfului pe pârghia balansatoare 12 înlătură pericolul blocării conului indenterului la deplasarea lui pe suprafața de lucru a discului. Înscrierea se realizează la deplasarea vârfului cu diamant de la baza 13 spre disc. La deplasarea căruciorului în poziția inițială, pentru înscrierea următoare este necesar a retrage pârghia 12 din poziția de lucru și a debloca vârful.

Deoarece înălțimea discurilor cercetate variază în limite foarte mari, se exclude posibilitatea măsurării a două discuri simultan. Pentru sporirea productivității dispozitivului, este prevăzută încă o poziție de instalare a lui, cu două sisteme de măsurare identice, montate pe același suport. Motorul se deplasează simultan cu reductorul pe ghidaje speciale și este conectat la aceeași poziție pe care se realizează măsurarea uzurii.

Ca să se realizeze înscrierea următoarei curse, cu ajutorul stegulețului trebuie ridicat palpatorul, apoi instalat întrerupătorul în poziție neutră, a deconecta mecanismul de întindere a curelei cu întrerupătorul VK_1 și a trece căruciorul în poziție inițială. De asemenea, este necesar a roti discul cercetat în poziția următoare, contopind reperul corespunzător pe suprafața interioară a discului cu direcția de măsurare și a repeta înscrierea.

Urmează apoi calculul masei de abraziv uzate M_a pentru determinarea uzurii discului. Valoarea uzurii liniare a suprafeței de așchiere a discului înscris pe profilogramă depinde de coeficientul de amplificare a aparatului BV-662 și de raportul dintre brațele pârghiei 12 (figura 4.19). Raportul dintre brațe se alege astfel încât să se măsoare uzura liniară până la 1 mm. Limita măsurării uzurii liniare (tabelul 4.2) depinde de coeficientul amplificării aparatului de înregistrare și lățimea benzii (210 mm).

Tabelul 4.3. Reglarea aparatului BV-662

Coeficientul amplificării aparatului <i>BV-662</i>	500	1000	2000	5000
Scara verticală a înregistrării, μ_v	165	330	660	1650
Uzura liniară măsurată, mm	1,28	0,68	0,31	0,13

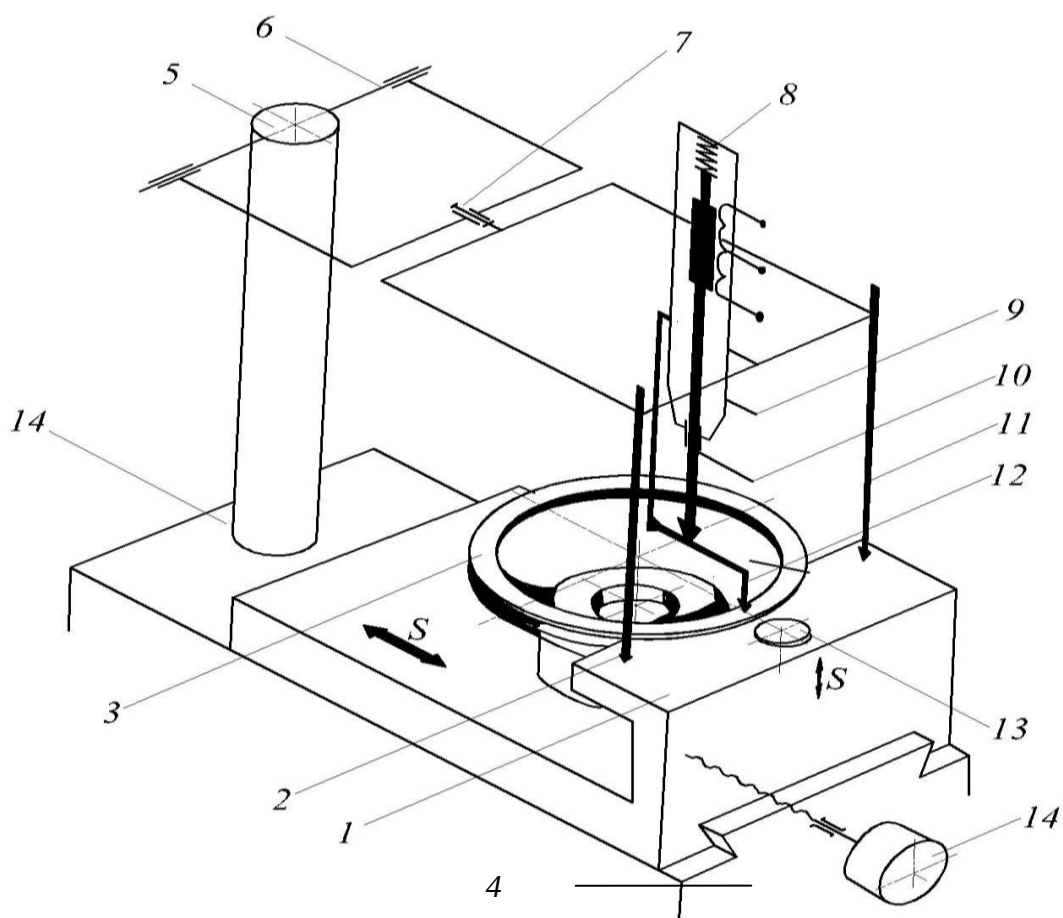


Fig. 4.19. Dispozitivul de măsurare a uzurii discului, modelul BV-662

Înregistrarea datelor în timpul încercărilor și după ce acestea au fost efectuate se realizează pe aceeași bandă. În acest mod, este mai comod a le înregistra pe același suport de hârtie, dar cu diferite culori.

Pentru a determina volumul uzat de sculă abrazivă V_k , este necesar a măsura suprafețele $f_1, f_2, \dots, f_k$ dintre două înregistrări suprapuse una pe alta, în fiecare din k secțiuni, apoi a afla media acestei suprafețe și a o înmulți cu lungimea liniei medii a suprafeței de așchiere a discului:

$$V_k = \frac{f_1 + f_2 + \dots + f_k}{k} \frac{\pi d_{med}}{\mu_v \mu_o}, \quad (4.12)$$

unde: V_k – volumul părții uzate a discului, mm^3 ; $f_1, f_2, \dots, f_k$ – suprafața uzată a discului în secțiune, mm^2 ; d_{med} – diametrul mediu al suprafeței de așchiere a discului, mm .

Cunoscând profilogramele (figura 4.20) înregistrate înainte și după încercări, pe care le suprapunem, vom observa clar că suprafețele lor nu vor coincide, că există o diferență. Măsurarea acestei suprafețe este posibilă prin mai multe metode. În caz comun, suprafața profilogramei $f_1 = \sum \Delta y_1 \Delta x_1$, unde: Δy_1 – segmentul unei drepte dintre profilurile de înregistrare înainte și după încercări, mm ; Δx_1 = pasul dintre segmentele măsurate, mm .

Ținând cont de cele expuse anterior și de sursele [69, 140, 141], putem prezenta relația finală de determinare a masei abrazivelor uzate (în miligrame):

$$M_a = 0,878 \frac{\pi d_{med}}{\mu_v \mu_o} \left[\frac{\sum_{i=k}^{i=k} f_1 + m \mu_o \sum_{i=1}^{i=k} b_{yi}}{k} \right]; \quad (4.13)$$

Unde: coeficientul $0,878 \text{ mg/mm}^3$ determină masa abrazivului pe unitate de volum a stratului de lucru al discului abraziv, la o concentrare de 100%; d_{med} – diametrul mediu al discului abraziv, mm ; μ_v – scara verticală; μ_o – scara orizontală; f_1 – suprafața uzată în fiecare secțiune, mm^2 ; b – lățimea stratului abraziv, mm ; δ_{yi} – eroarea înscrierii de la punctul de bază în fiecare secțiune, mm ; k – numărul secțiunilor radiale ale discului.

Pentru a determina influența materialului rectificat caracteristică discului și regiunilor de rectificare asupra consumului de abraziv, s-a utilizat ca indicativ o valoare a consumului specific de materiale după așchii (șlam):

$$q_a = \frac{M_{ab.r}}{M_s}, \quad (4.14)$$

unde: $M_{ab.r}$ – masa abrazivului recuperat, mg ; M_s – masa abrazivului supus recuperării, g .

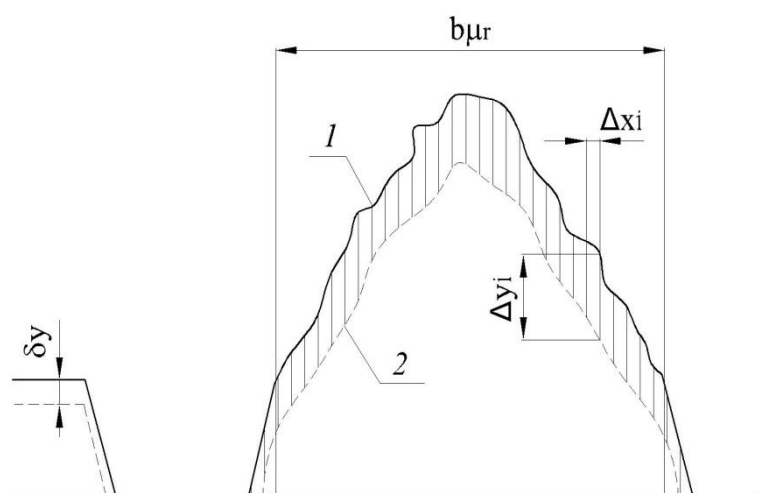


Fig. 4.20. Măsurarea profilului discului în secțiune radială cu dispozitivul BV-662

Cercetările după această metodică permit stabilirea unor legități ale mecanismului uzurii discului.

În funcție de scopul cercetării, putem efectua o analiză a granulelor selectate după diferite metodici. În special, putem determina valoarea măcinării granulelor în procesul rectificării și distribuirii după granulație. Această metodică poate fi utilizată pentru orice tip de sculă, dimensiuni și profil.

Dimensiunea granulelor se analizează pentru a determina nivelul măcinării granulelor abrazive. Dacă dimensiunile granulelor se află în intervalul de 500...40 μm , atunci în probă se iau nu mai puțin de 500 granule, pentru intervalul de 40...1 μm – nu mai puțin de 500 granule.

4.6. Metodica, standurile și aparatura pentru cercetarea geometriei reliefului suprafeței sculei abrazive

Parametrii geometriei reliefului suprafeței de lucru a sculei oferă o informație importantă despre proprietatea de așchiere a sculei abrazive. În lucrările [140, 141] a fost propusă o metodică de determinare a parametrilor reliefului sculei abrazive și au fost expuse dependențele experimentale dintre relief, caracteristica sculei, regimurile de așchiere și condițiile de rectificare. Pe parcurs, această metodică a fost îmbunătățită și folosită în lucrare.

În concordanță cu această metodică, după profilogramă se determină indicii care depind de caracteristicile sculei abrazive, de proprietățile fizico-mecanice ale abrazivului și granulației, de conținutul de abrazivi în stratul așchietor (volum sau masă), de proprietățile fizico-mecanice

ale lianților și ale altor componenți care se introduc în liant pentru a spori eficacitatea de rectificare.

Studiul legităților de bază de formare a reliefului și descrierea suprafeței de lucru prin metodele statisticii matematice permit trecerea la determinarea geometriei stratului îndepărtat și la calculul dependențelor de forță și temperatură la rectificare.

Geometria reliefului suprafeței așchietoare a discului se determină prin metoda profilogramării, cu un ac de diamant cu o rază de 2 μm . Înregistrarea profilului se face pe un profilograf model 201 (uzina *Kalibr*). Lungimea de bază, în corespundere cu rugozitatea suprafeței discului după 10 puncte R_2 , se modifică de la 320 la 40 μm .. La prelucrarea profilogramelor (figura 4.21) se determină următoarele caracteristici: lungimea relativă a profilului aproximat la un nivel p și modificările lui după înălțime:

$$l_{(p)} = \frac{\sum b_l}{l}. \quad (4.15)$$

Pasul dintre profilurile vecine ale granulelor, la nivelul p și modificările conform înălțimii profilului:

$$S_{(p)} = l / N_{(p)}, \quad (4.16)$$

unde: $N_{(p)}$ – numărul perechilor intersectate ale liniilor de profil la un nivel fixat p ; numărul mediu al $N_{(p)}^+$ -granulelor pe o unitate de lungime fixată p :

$$N_{(p)}^+ = \frac{1}{S_{(p)}}; \quad (4.17)$$

dimensiunea medie a granulei:

$$\bar{b}_{(p)} = \frac{\sum b_i}{N_{(p)}}. \quad (4.18)$$

Înălțimea R_V de netezire a reliefului profilului, ce caracterizează nivelul liniei medii de contact față de vârfurile neregularităților, este ($t_{R_V} = 0,5$).

Obținem o informație mai amplă despre relief de la lungimea de bază a profilului și de la pasul dintre profilurile granulelor vecine.

Structura discului abraziv poate fi prezentată aproximativ la o totalitate de granule, acoperite cu un strat subțire de liant, cu care ele sunt unite într-un întreg. Între granule sunt amplasați porii. Volumul lor variază în funcție de duritate în limita de 24÷46% din volumul total al discului. O astfel de structură a discului permite a identifica cu o probabilitate foarte mare fiecare supraînălțare a granulei pe profilogramă.

Cu ajutorul aparatului a fost elaborat modelul sectorului suprafeței aşchietoare a discului 24-A-25-CM 2-6K5 după profilarea suprafeței $6,25 \text{ mm}^2$ ($2,5 \times 2,5$) la scara de $80 : 1$, ceea ce a constituit un model cu o suprafață de $200 \times 200 \text{ mm}$. Ca să realizăm acest lucru, de pe suprafața discului au fost scoase o serie de profilograme paralele cu pasul de $25 \text{ }\mu\text{m}$, cu mărimea orizontală de $80^\times$ și cea verticală de $1000^\times$.

La prelucrarea profilogramelor s-a efectuat înscrierea ordonatelor cu pasul de 2 mm , ceea ce corespunde realității la $25 \text{ }\mu\text{m}$ naturali. Ordonatele aplicate pe o plasă (figura 4.22) reprezintă o topogramă a suprafeței de lucru a discului pe care, cu linii subțiri, sunt evidențiate granulele. Suprafața aşchietoare a discului în cazul de față este discret aproximată cu o totalitate de paralelograme cu o bază de $2 \times 2 \text{ mm}$, deplasate una față de alta în concordanță cu punctul de bază vertical ordonat al profilogramei (figura 4.22).

Statistica prelucrării topogramelor atestă corectitudinea reprezentativă a profilogramelor pentru determinarea reliefului discului și a fiabilității metodicii propuse. Astfel, repartizarea vârfurilor granulelor abrazive pe înălțime, determinate după topogramele unor suprafețe ale discurilor, coincide cu distribuiri similare găsite pe profilogramele suprafețelor scoase de pe alte sectoare ale aceluiași disc (figura 4.23).

Pe schema geometrică pentru determinarea coeficientului de corecție la calculul numărului de granule (figura 4.24) este prezentată proiecția secțiunii discului cu planul perpendicular pe traseul modificării profilului. Problema se reduce la determinarea domeniului posibilității amplasării centrelor granulelor, care contactează cu penetratorul de dimensiuni cunoscute. Deoarece în această problemă se determină valoarea cantitativă, granula poate fi aproximată cu o sferă cu raza $R_i = \sqrt{\frac{3}{4} \frac{b^3}{\pi}}$, unde b este dimensiunea celulei de reținere a sitei. Traseul măsurării (convențional o dreaptă $O-O$), amplasat perpendicular pe planul figurii, se proiectează în punctual O , în care se atinge palpatorul.

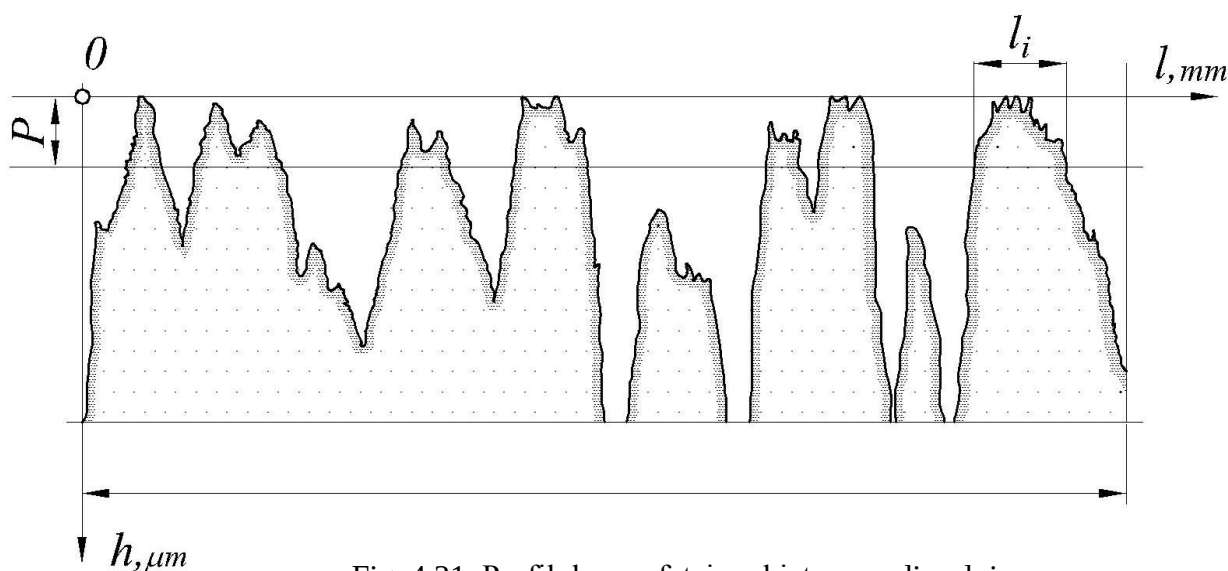


Fig. 4.21. Profilul suprafeței aşchietoare a discului

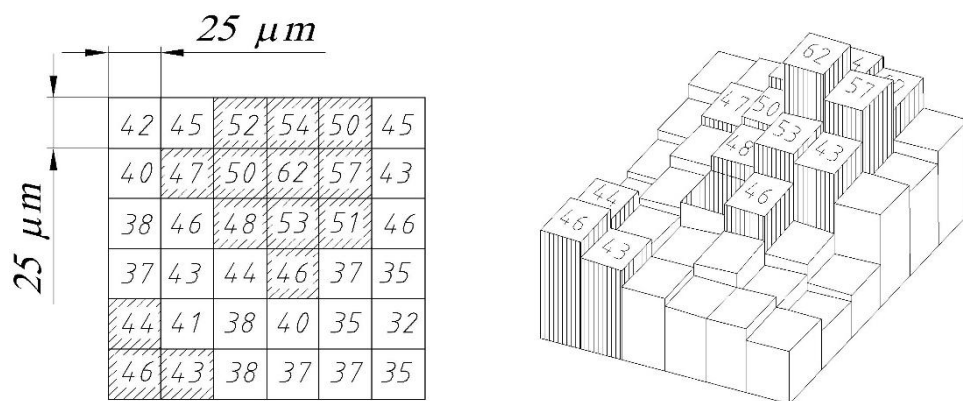


Fig. 4.22. Exemple de topograme ale suprafețelor discurilor

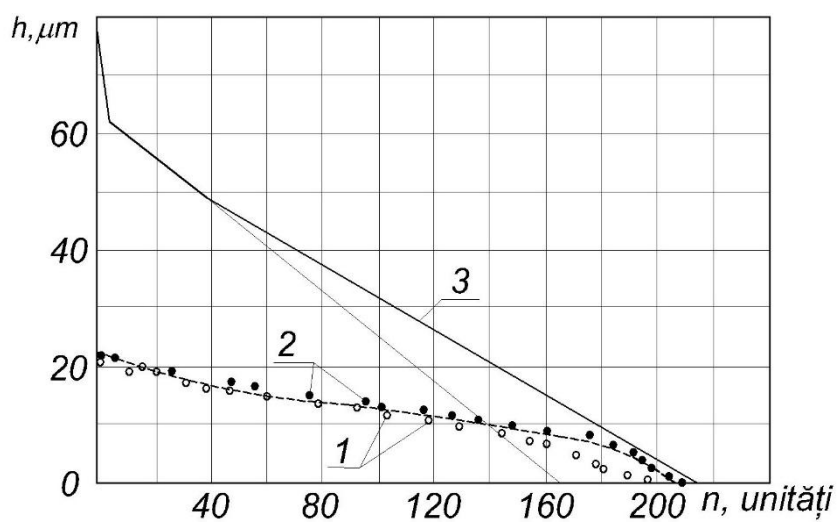


Fig. 4.23. Amplasarea granulelor abrazive pe înălțime la suprafața discului: 1 – conform topogramei; 2 – conform profilogramei; 3 – teoretic

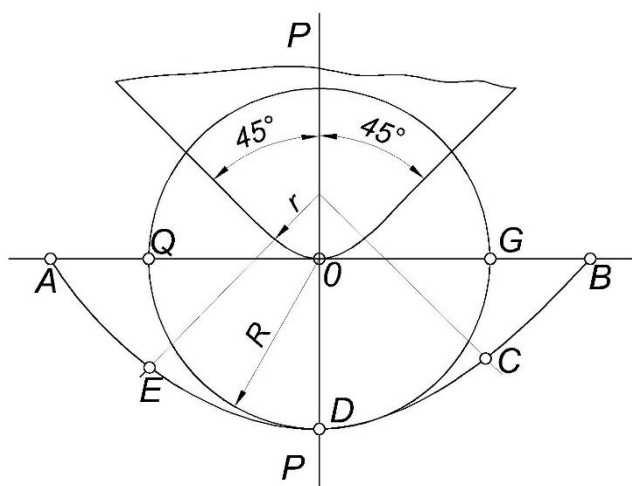


Fig. 4.24. Schema geometrică pentru determinarea coeficientului de corelație

În schema de calcul prezentată (figura 4.24) sunt unele aproximări. În final, $n_i^I = n_i^{II} K_i$, unde: n_i^I – numărul granulelor fracției i pe suprafața discului abraziv, ce corespunde unei unități de lungime a traseului măsurat; n_i^{II} – numărul granulelor fracției i , obținute conform profilogramei; K_i – coeficientul de corecție care se determină din raportul suprafeței semicercului QDG față de suprafața AEDCB:

$$K_i = \frac{F_{QRDG}}{F_{AEDCB}} = \frac{2\pi R_i^2}{R_i^2(\pi + 4) + r^2[\pi + 8(1 - \sqrt{r})] + R_i^2[2\pi + 8(1 - \sqrt{r})]}. \quad (4.19)$$

Rezultatul calculului teoretic corelează foarte bine cu cel experimental și permite a face o concluzie: după rectificare, pe suprafața discului abraziv se regăsesc o jumătate de granule care ajung (nimeresc) în secțiunea ideală a stratului cu un conținut de abrazivi.

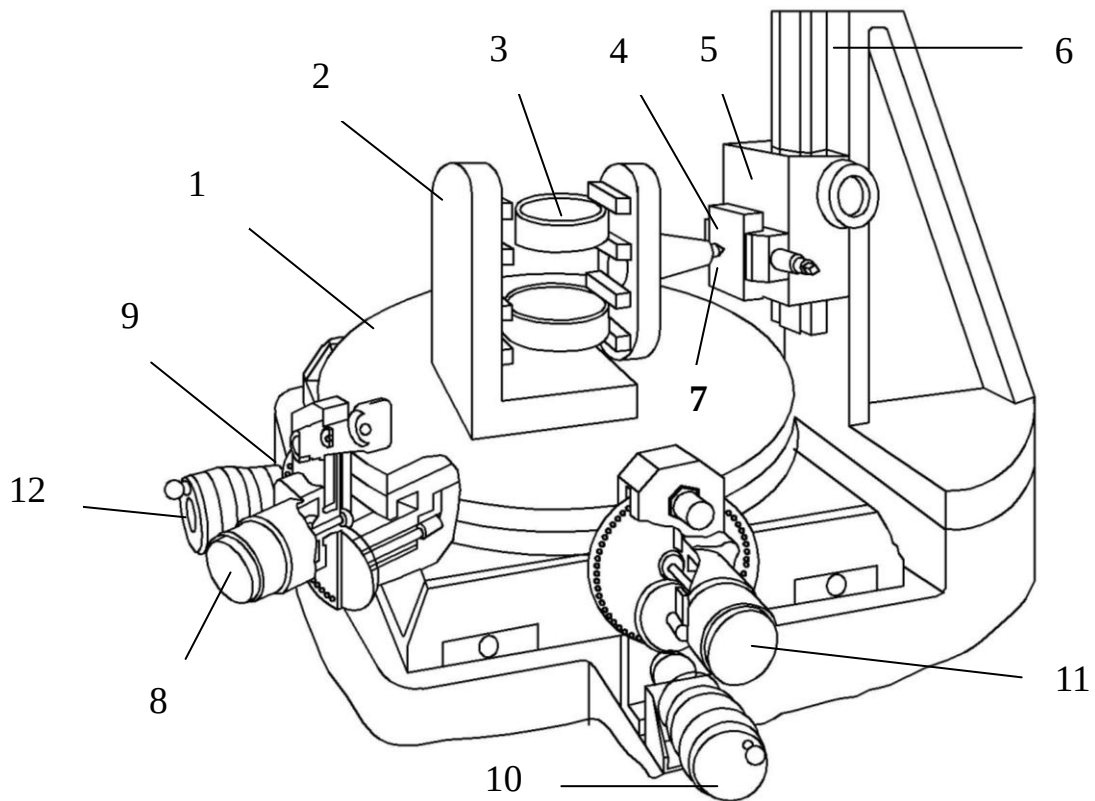


Fig. 4.25. Instalație pentru măsurarea forței de aşchiere cu un singur grăunte

Microaşchierea cu un singur grăunte. Instalația experimentală este montată pe baza microscopului BIM–1 (figurile 4.25, 4.26). Pe o masă rotativă 1 a microscopului se instalează dinamometrul 2 cu elemente elastice 3. Proba 4 se fixează pe căruciorul 5, care se deplasează pe un cărucior 6 al microscopului cu o transmisie cu cremalieră.

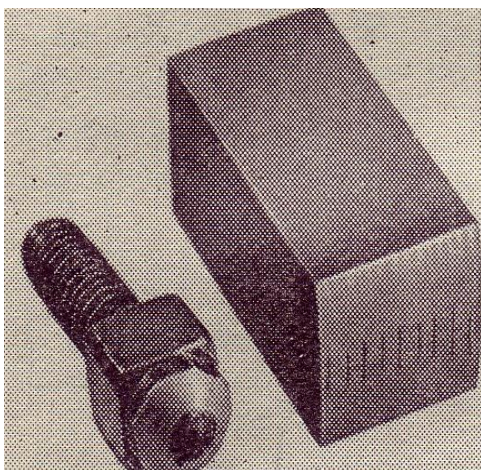


Fig. 4.26. Dornul cu un singur grăunte și moștra din oțel cu tăieturi pe ea în urma încercărilor

Deplasarea relativă a acului de diamant 7, așezat pe dornul dinamometrului mecanismului, se realizează de la motoarele 8 și 11 sau cu ajutorul mecanismului de avans circular 12, sau cu ajutorul mecanismului 10 cu avans transversal. Reglarea mișcării se efectuează cu șuruburi micrometrice. Indicațiile dinamometrului se înregistrează cu ajutorul oscilografului. Adâncimea maximă de pătrundere a fost de 50 μm . La o traiectorie circulară de mișcare relativă, forța de așchiere crește treptat, apoi se micșorează până la zero din cauza varierii adâncimii de așchiere a diamantului în material. Adâncimea canalelor a fost determinată cu ajutorul microscopului conform metodei secțiunii eliminate și profilografului – profilometrul model 201 (Kalibr).

4.7. Concluzii la capitolul 4

Din analiza bibliografică și comparativă a aparatajului aplicat în cercetare și a metodicilor de măsurare a parametrilor experimentali putem concluda următoarele:

1. Construcția standurilor pentru încercări asigură efectuarea cercetărilor experimentale ale parametrilor de funcționare.
2. Metodica de danturare a roților dințate cu angrenajul cercetat asigură generarea profilului dinților cu o precizie a treptelor 5-6.
3. Metodica elaborată de determinare a mărimilor/valorilor forțelor de așchiere cu precizia $0,75 \pm 0,1$ N (trei componente) cu mijloace noi de măsurare – dinamometrul de construcție proprie (brevetat) – poate fi utilizată în procesul cercetărilor experimentale, având avantaje față de cele cunoscute.
4. Metodica de determinare a mărimilor/valorilor temperaturii în zona de așchiere la rectificare, elaborată și aplicată în cercetările efectuate de autor, asigură rezultate credibile, eroarea la măsurare este de $\pm 0,01^\circ\text{C}$ și este mai avantajoasă decât cele cunoscute.
5. Metodica măsurării uzurii sculei, în urma rectificării, asigură prescripțiile impuse procesului cercetărilor experimentale și poate fi aplicată în scopul optimizării regimurilor de așchiere.

6. Metodica determinării geometriei reliefului suprafeței active, în baza preciziei de măsurare a uzurii sculei de $\pm 0,5 \mu\text{m}$, poate fi utilizată la optimizarea regimurilor de aşchiere şi ameliorarea condiţiilor de rectificare.

6. METODE CONSTRUCTIV-TEHNOLOGICE DE ASIGURARE A PRECIZIEI INDICILOR DE CALITATE AI ROȚII DINȚATE

6.1. Aspecte generale

Majoritatea roților dințate ale mecanismelor se caracterizează simultan prin indici de rezistență și prin precizie a calității. Precizia roții, de regulă, se asigură printr-o prelucrare mecanică, iar duritatea – printr-o caracteristică corespunzătoare a metalului, care, în majoritatea cazurilor, este dată de prelucrarea termică sau termochimică.

Precizia roților dințate după îmbunătățire, în toate cazurile, este mai joasă decât la operația care precede prelucrarea termică. Precizia depinde în mare măsură de construcția roții dințate. Asigurarea calității necesare a roții dințate după indicii de calitate, de regulă, se realizează prin operații mecanice suplimentare până la tratamentul termic și după efectuarea lui. Desigur că, inevitabil, sporește timpul pe bucată.

Folosind analiza sistemică [266, 338], putem face o legătură între unele componente structurale separate ale roții cu tehnologia de execuție și cu organizarea producției. Pentru o eficacitate mai bună de executare a roții dințate, este necesară o analiză a tehnologicității piesei [35,40, 45, 109, 120, 123, 207, 213, 250, 253, 256, 266].

6.2. Analiza construcției piesei pentru asigurarea unei creșteri de tehnologicitate

Legătura dintre construcția roții dințate și tehnologia de execuție a acesteia [35, 40, 45, 266] a impus una dintre funcțiile cele mai complicate de pregătire tehnologică: analiza construcției piesei pentru creșterea tehnologicității ei. Prin *tehnologicitatea construcției* se înțelege crearea oricărei forme a piesei și alegerea unor materiale care să asigure condițiile de bună funcționare (fiabilitate și durabilitate) a acesteia, la o execuție mai simplă și mai economică. Regulile de analiză și de perfecționare a construcției piesei pentru o bună tehnologicitate sunt expuse în *ECTIII* – sistem unic de pregătire tehnologică spre execuție [266].

Pentru a obține o creștere a tehnologicității, va trebui să acționăm în următoarea direcție: alegerea unui principiu de acțiune rațional; scurtarea lungimii lanțului cinematic; divizarea și compararea rațională a construcției; metodele constructive acceptabile; limitarea cerințelor față de materialele constructive; ajustarea construcției la condițiile de execuție, deservirea tehnică și

mentenanța produsului; unificarea părților produsului și a metodelor de execuție și de control al acestuia; utilizarea șirurilor numerice normale de dimensiuni; asigurarea corespondenței construcției piesei cu cerințele proceselor tehnologice tipice.

Principiile de bază ale asigurării tehnologicității construcției sunt: *raționalitatea tehnologică* și *acceptabilitatea constructiv-tehnologică* (figura 6.1).

Piesa poate fi examinată ca fiind tehnologic rațională doar în unele condiții concrete de pregătire a execuției [35, 40, 45], a deservirii tehnice și a reparațiilor. Raționalitatea tehnologică a construcției roții dințate, în acest caz, este o componentă structurală dinamică a sistemului de execuție, deoarece nivelul ei se modifică corespunzător condițiilor, care mereu se înnoiesc, și mijloacelor de producție și de exploatare.

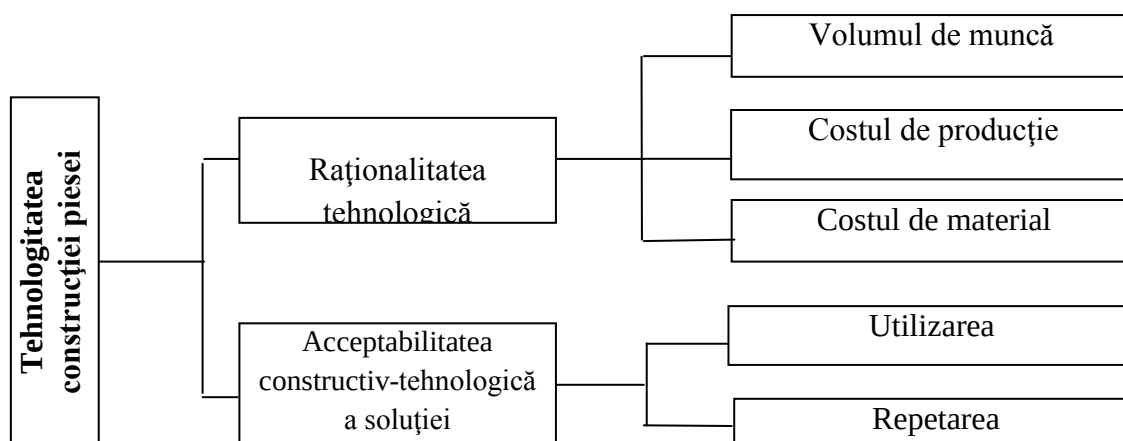


Fig. 6.1. Tehnologicitatea construcției piesei

Acceptabilitatea constructiv-tehnologică se determină ca interacțiunea dintre nou și vechi în procesul evoluției. Acceptând analiza sistemică a hotărârilor constructiv-tehnologice, este posibilă creșterea până la 60–80% față de nivelul utilizării proceselor tehnologice tipizate. Iar aceasta, la rândul său, provoacă majorarea nivelului acceptabilității echipamentului tehnologic la asimilarea noilor produse.

Prin acțiuni directe asupra nivelului de acceptabilitate, putem utiliza cele mai contemporane și mai verificate soluții tehnice, care contribuie la îmbunătățirea indicilor tehnico-economici ai fabricației și calității produselor nou-fabricate.

Industria modernă se dezvoltă în așa mod încât progresul tehnic aflat în creștere oferă posibilitatea acțiunii sale doar prin utilizarea unor procedee care asigură o mobilitate și o

flexibilitate sporită, o reglare rapidă a utilajului la fabricarea noilor produse. Una dintre aceste metode este asigurarea tehnologicității construcției produsului. Utilizarea acestor metode în sistemele de pregătire a producerii se cere a fi examinată în legătură cu celelalte structuri care sunt componente ale sistemului de producție.

Cele mai valoroase sunt hotărârile privind construcția produsului în primele etape de proiectare, unde se conturează primele semne constructiv-tehnologice ale produsului. Un astfel de mod de pregătire a producției permite să se reducă timpul asimilării noilor produse de circa 2–2,5 ori, precum și cheltuielile – de circa 1,5–2 ori.

Pentru a planifica o construcție tehnologică [35, 40, 45], în procesul elaborării/dirijării cu formarea unei bune tehnologicități este stabilit, mai întâi, sistemul de indici calitativi, care sunt și criterii ale tehnologicității. Tehnologicitatea construcției roții, în final, se determină prin cheltuielile materiale și fizice raportate la execuția ei.

Definitivarea construcției pentru asigurarea unei bune tehnologicități este una dintre cele mai complicate funcții ale pregătirii procesului tehnologic. Acest proces nu este obligatoriu la proiectarea pieselor sau a produselor în ansamblu, de aceea, în producția industrială deseori apar piese nedefinitivate din punct de vedere tehnologic. Acest fapt provoacă cheltuieli suplimentare pentru mijloacele de muncă, material, timp și manoperă. Lipsa unor baze metodologice de definitivare constructivă a produsului pentru asigurarea tehnologicității îngreunează determinarea cantitativă a acestei caracteristici tehnologice.

Necesitatea elaborării unei metodici de determinare a tehnologicității este justificată de modificările repetate ale construcției produsului pentru a i se asigura o bună tehnologicitate. Datele statistice de modificare a construcției $K_{m,r}$ roții înainte de producția în serie și după aceasta sunt prezente în figura 6.2. Drept indice de determinare s-a utilizat $K_{m,r}$:

$$K_{m,r} = n_i / N, \quad (6.1)$$

unde: n_i – numărul modificărilor construcției în decurs de un an calendaristic; N – numărul total de piese.

Datele statistice conform tipurilor de definitivare a construcției în ceea ce privește tehnologicitatea sunt prezentate în figura 6.3. Numărul maxim de modificări revine formei geometrice și cerințelor tehnice necesare la prelucrarea roții. Acest fapt atestă corectitudinea alegerii caracterului de bază al clasificării roților dințate tratate termic după o formă geometrică.

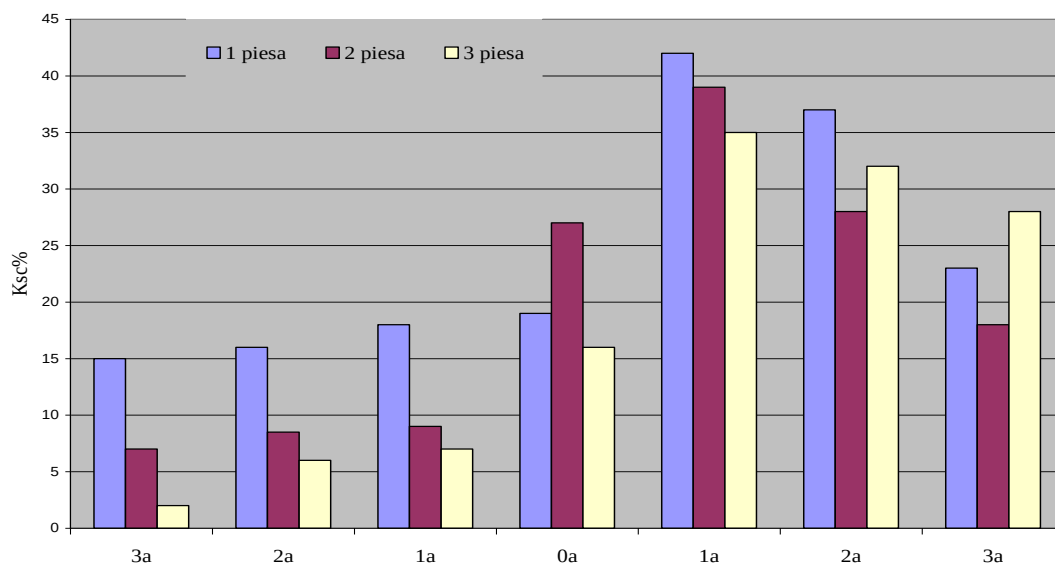


Fig. 6.2. Modificările constructive ale piesei pe ani până la fabricația în serie și după aceasta

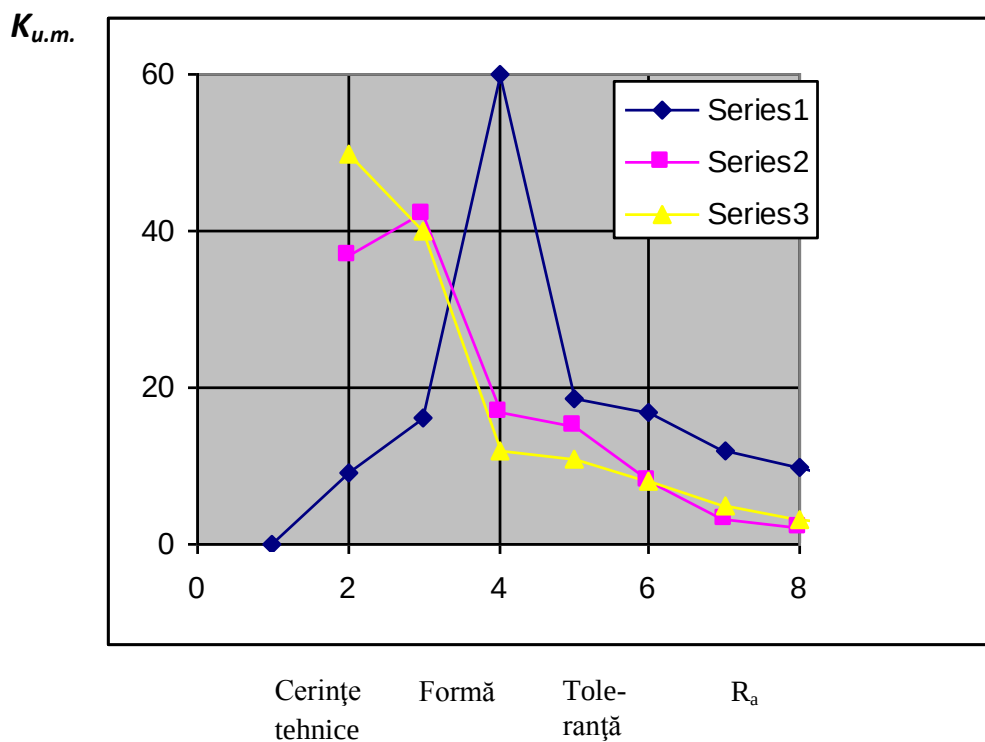


Fig. 6.3. Distribuția pe direcții de definitivare a construcției la tehnologicitate

Obiectivul de bază cu privire la definitivarea construcției din punctul de vedere al tehnologicității constă în stabilirea unui complex de proprietăți care asigură calitatea cerută a roții la cheltuieli optime. Pentru determinarea tehnologicității sunt necesare următoarele principii de bază:

- 1) existența unui sistem de indici ai tehnologicității construcției;
- 2) metoda de calcul al indicilor tehnologicității construcției;
- 3) metodica determinării tehnologicității în toate etapele de proiectare.

6.3. Particularități de bazare a roților dințate tratate termic la prelucrarea mecanică

În practică, deseori este necesar a rezolva problema elaborării unui proces de execuție a pieselor [101, 129] care îmbină în sine operații diverse după conținut, cum ar fi prelucrarea mecanică și cea termică. Ca urmare, integritatea unui astfel de proces se încalcă. De regulă, după prelucrarea termică se elaborează un proces nou de prelucrare mecanică, ce asigură indicii de precizie necesari. În același timp, stratul cel mai întărit de metal se elimină, apar tensiuni remanente nefavorabile, microfisuri și alte defecte ce micșorează calitatea impusă piesei.

Apar contradicții în procesul de proiectare a unor operații tehnologice separate, care asigură precizia și rezistența piesei.

Metodele tehnologice separate – alegerea schemei de bazare a pieselor la diferite operații ale procesului tehnologic, a utilajului, dispozitivelor, regimurilor de prelucrare – influențează diferit asupra indicilor de calitate, în funcție de forma constructivă a piesei și de condițiile de prelucrare.

La execuția pieselor de tip roată dințată, în diferite condiții de producție, factorii tehnologici de bază, care influențează substanțial asupra indicilor de calitate, sunt erorile de bazare la diferite operații ale procesului tehnologic.

La bazarea roților dințate, la fiecare operație de prelucrare nu trebuie admise erori noi sau majorarea celor existente, sau transformarea lor. Totodată, este necesară minimizarea erorilor formate la operațiile precedente. Aceste două obiective sunt într-o legătură reciprocă și rezolvarea uneia, în unele cazuri, nu este posibilă fără soluționarea celeilalte.

Problema bazării la fiecare operație și pe parcursul întregului proces tehnologic trebuie să fie rezolvată integral, astfel încât din semifabricat să „croim” piesa cu indicii de calitate doriți, prin îndepărtarea adaosurilor minime și uniforme.

De exemplu, la roțile dințate din treptele de precizie 7–8 conform *GOST 1643-81*, executate din oțeluri *12H3A*, *20H2N4A*, după tratamentul termochimic, se rectifică gaura centrală și

suprafețele active ale dinților. Unul dintre indicii de bază de precizie a roților – precizia cinematică – poate, practic, totdeauna să fie majorat în ambele operații (la rectificarea găurii și a angrenajului). Dar rectificarea danturii este o operație destul de complicată și puțin productivă (în medie, la rectificarea roții cu $m = 5 \div 6$ se cere cca 1 minut, la prelucrarea unui dinte). Efectele negative în urma rectificării (arsuri, crăpături), în mare măsură, depind de adaosul neuniform îndepărtat de pe suprafețele active ale dinților, pentru a asigura valoarea necesară a erorii cinemate.

Rectificarea găurii este o operație mai simplă, deoarece gaura este o suprafață mai puțin responsabilă decât profilul dinților. Mai ales că analiza preciziei de execuție a roților dințate, după tratamentul termochimic, a arătat că o valoare a componentei tangențiale a variației lungimii normalei comune este simțitor mai mică și mai stabilă decât valoarea componentei radiale a bății angrenajului (figurile 6.4 și 6.5). Cu alte cuvinte, pe contul abaterii găurii centrale putem să creștem efectiv precizia cinematică a roții dințate. Pentru a majora precizia de bazare a roților dințate, se vor utiliza ca baze tehnologice suprafețele active ale dinților (angrenajul).

Bazarea pieselor prelucrate termic are specificul său. Prelucrarea termică sau termochimică deseori nu permite utilizarea uneia și aceleiași suprafețe în calitate de bază pe durata procesului de prelucrare. De exemplu, în practica execuției roților dințate, deseori se întâlnesc procese tehnologice care îmbină, în calitate de operații de bază, frezarea danturii cu freză-melc, îmbunătățirea termochimică, rectificarea găurii centrale, rectificarea danturii. În acest caz, gaura centrală a roții dințate, fiind bază tehnologică la operațiile de frezare a danturii, și rectificarea danturii se schimbă la rectificarea ei. Acest fapt conduce la apariția erorii de bazare. Putem s-o minimizăm, dacă vom folosi unele măsuri sau dispozitive.

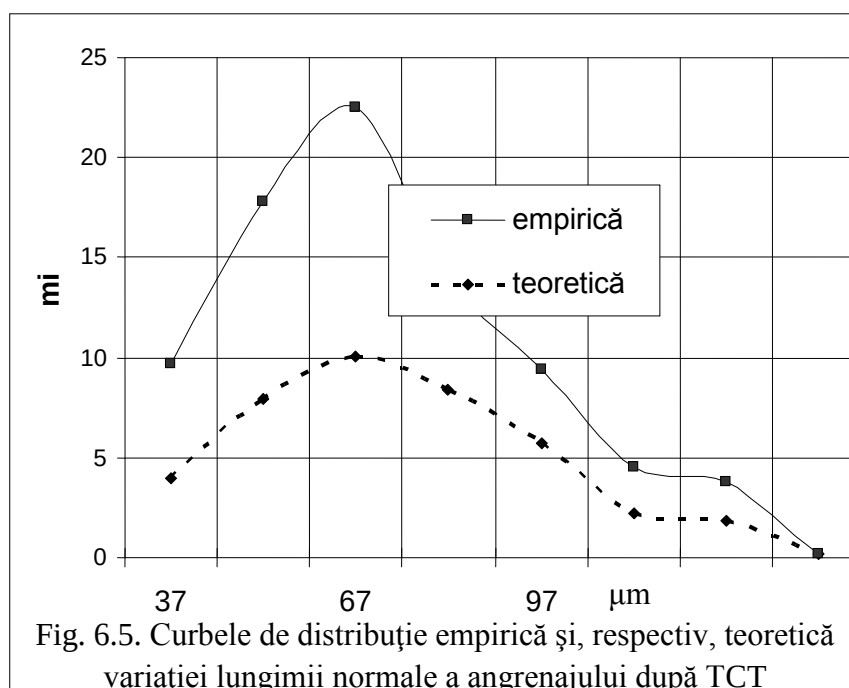
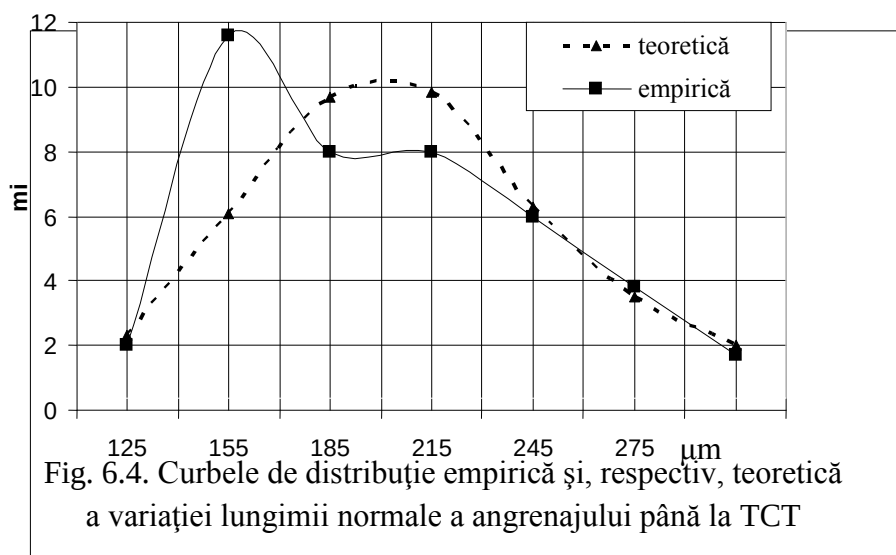
Altă particularitate constă în faptul că bazele tehnologice, ca și alte suprafețe ale pieselor după operațiile de îmbunătățire, își schimbă caracteristicile calitative de bază – precizia dimensiunilor, forma și poziția reciprocă a suprafețelor. Lipsa de informație privind precizia reală a pieselor după îmbunătățire nu permite a le baza destul de precis la operațiile ulterioare.

6.3.1. Dispozitiv pentru fixarea roților dințate conice

Schema de bazare a pieselor la prelucrarea mecanică în mare măsură determină corectitudinea, fiabilitatea, durata timpului auxiliar, construcția dispozitivului și influențează direct asupra formării unui șir de erori. La baza alegerii schemei de bazare a pieselor de tip rotație în general stă informația despre eroarea de formă a bazelor tehnologice și amplasarea ei față de suprafața care se prelucrează. La bazare, în primul rând, este necesar a nu admite erori și, totodată, a

le minimizează pe cele existente. La roțile dințate executate din oțeluri 12HN3A, 20H2N42, după tratamentul chimicotermic (TCT) are loc prelucrarea finală a găurii centrale și a suprafeței dinților.

Un indice de bază al calității execuției roților dințate este precizia cinematică, ce se sumează din componentele radiale și tangențiale. Reducerea erorii cinemate este posibilă prin micșorarea uneia dintre aceste componente. Prelucrarea finală a roții dințate se realizează prin rectificare, de aceea este rațional ca în etapa finală de prelucrare a găurii să fie minimizată componenta radială a erorii. O putem realiza prin alegerea schemei corespunzătoare de bazare, care depinde de valorile și componentele erorii de formă a bazei tehnologice și de poziția ei față de suprafețele prelucrate.



S-a stabilit experimental că eroarea de formă a roții dințate poate fi de până la 0,05 mm, excentricitatea butucului și găurii centrale – 0,2–0,3 mm;

Se recomandă a baza roțile dințate cu excentricitate de până la 0,05 pe gaura centrală, cu eroare de formă nu prea mare (până la 0,05 mm) – pe suprafața angrenajului. Mai complicată este situația când trebuie să alegem schema de bazare dacă excentricitatea roții dințate, a găurii centrale și a erorii de formă a coroanei dințate este foarte mare – de până la 0,2–0,3 mm.

Determinarea schemei de bazare urmărește scopul alegerii unei astfel de poziții a roții dințate într-o mandrină autocentrantă, la care bătaia radială a roții dințate să fie minimală. Aceasta se poate asigura prin bazarea roții dințate în mandrină autocentrantă pe o suprafață concentrică a ei, și anume pe suprafața angrenajului.

Problema pe care o rezolvă construcția propusă a dispozitivului [20, 45, 101, 139,140, 212, 294, 297] constă în următoarele:

- 1) sporirea universalității dispozitivului prin posibilitatea de prelucrare a roților dințate de diferite dimensiuni;
- 2) blocarea și autocentrarea mecanismului de strângere;
- 3) sporirea preciziei de instalare a roții dințate conice;
- 4) construcția mai simplă și fiabilă a dispozitivului.

Scopul formulat este atins prin faptul că dispozitivul este compus dintr-un corp cu plan de desfacere, bride de prindere, discuri cu găuri, reazeme sferice cu cavități ce se completează cu hidroplast, tije-piston reglabile pe înălțime, amplasate în corp, cu posibilitatea de a se deplasa axial și a se roti în jurul axei proprii, mecanism de acționare în formă de șurub-piston, deplasat în corp și care acționează asupra hidroplastului cu partea sa cilindrică. Pe pistonul-tijă sunt executate canale elicoidale, care au contact cu șuruburile amplasate în corp. Dispozitivul mai este caracterizat prin faptul că bridele sunt executate cu posibilitatea varierii brațului de prindere.

De asemenea, o altă caracteristică importantă a dispozitivului o reprezintă reazemele cu autoașezare, constituite din element flexibil articulată, așezat pe o axă și care are contact cu dantura prin intermediul a două bile simultan.

Prezentăm construcția dispozitivului în figurile 6.6–6.9.

- figura 6.6, secțiunea de-a lungul axei și vederea din dreapta a dispozitivului cu roată dințată;
- figura 6.7, vederea din dreapta a dispozitivului fără roată dințată;

- figura 6.8, construcția dispozitivului (varianta 2);
- figura 6.9, vederea B din figura 6.7 cu roată dințată.

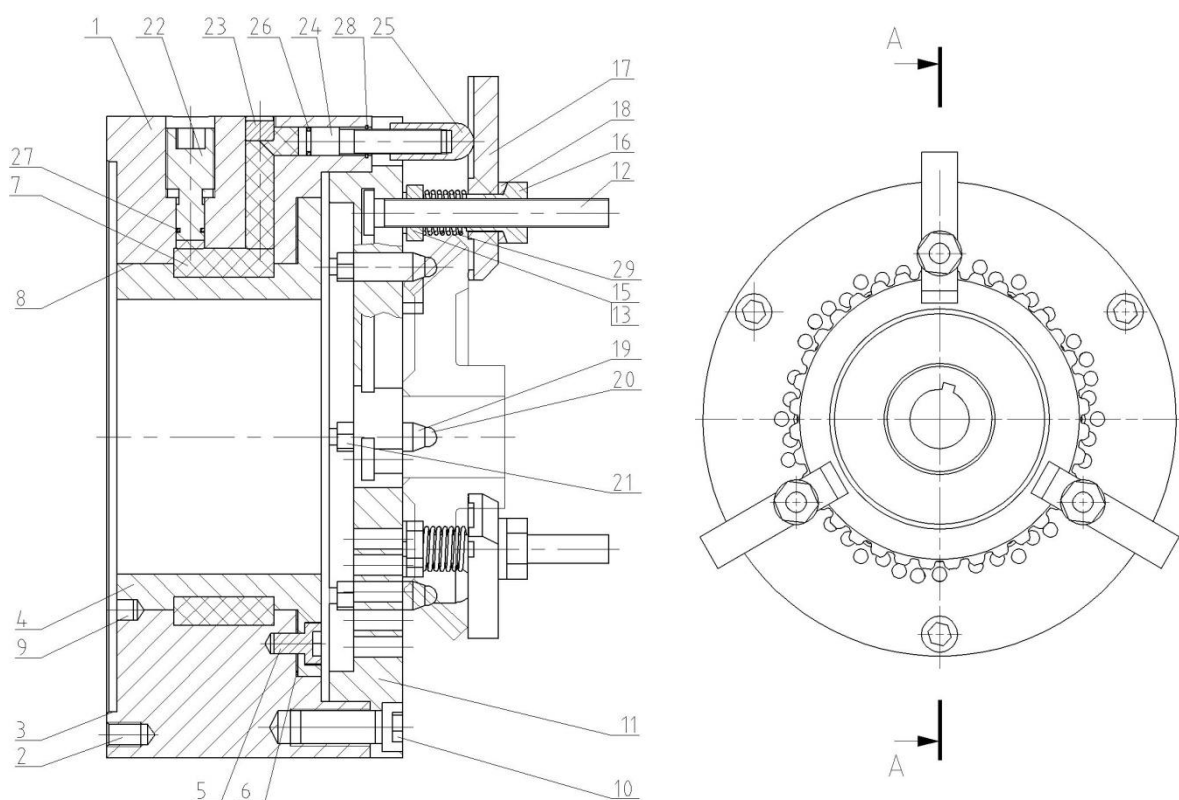


Fig. 6.6. Dispozitiv de fixare a roții la operația de rectificare a găurii centrale

Dispozitivul pentru fixarea roților dințate conice (figura 6.6) conține corpul format din două părți 1 și 2 care se fixează de axul principal al mașinii-unelte prin intermediul a trei găuri filetate și suprafața cilindrică interioară. Între piesele corpului 1 și 2 sunt executate cavitățile 3, 4 și 5 în care se amplacează hidroplastul 6. Prin intermediul șuruburilor-piston 7, hidroplastul acționează asupra tijelor-piston 8 reglabile pe înălțime, datorită reazemului filetat 9. De aceasta se prind, cu ajutorul piuliței 10, bridele 11. În partea 1 a corpului este amplasat șurubul 12, care are contact cu canalul elicoidal 13 al tijei-piston 8. De corpul 1 al dispozitivului se prinde, prin intermediul șuruburilor 14, discul cu găuri 15. În discul 15 se amplacează reazemele (fixe) 16 cu bilele 17. Pe bilele 17, pe dantură, este instalată roata dințată conică 18. Între discul 15 și brida 11, pe tija-piston, este instalat arcul 19.

Reazemul articulat este format din suportul 20, axa 21 și bilele 17.

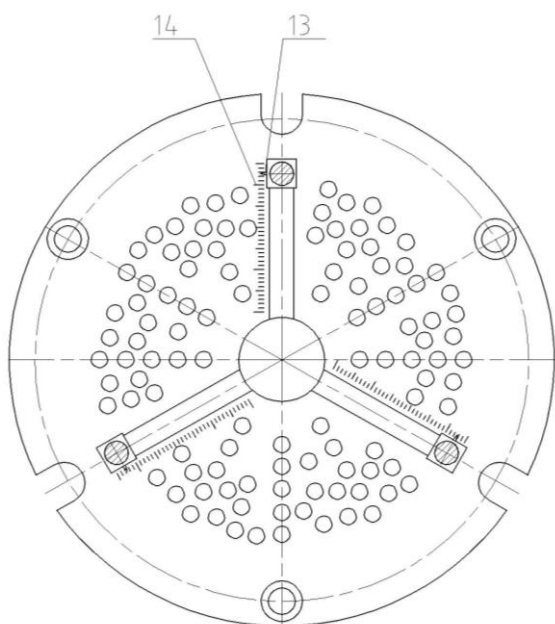


Fig. 6.7. Vederea din dreapta a dispozitivului fără roată dințată

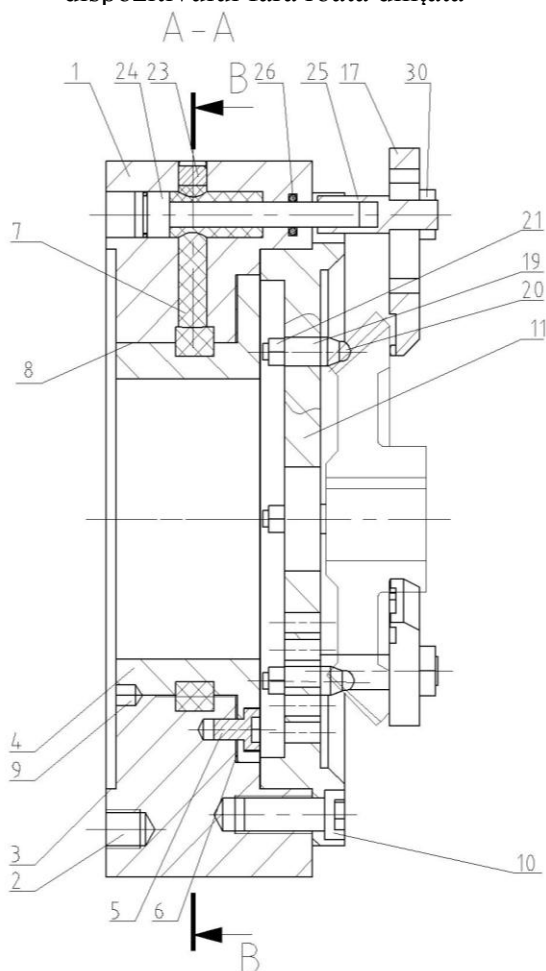


Fig. 6.8. O altă construcție a dispozitivului (varianta 2)

În discul 15 sunt executate o serie de găuri (în funcție de numărul de dinți ai roții dințate), în care se amplasează reazemele fixe sau cu autoașezare. Pentru o altă variantă a construcției dispozitivului, discul 15 are trei canale de tip „T”, în care se amplasează buloanele 22, arcurile 23, piulița 24 și șaiba 25. Dispozitivul pentru fixarea roților dințate conice lucrează în felul următor.

Înainte de așezarea roții dințate 18, în dispozitiv se instalează discul necesar 15, ale cărui dimensiuni (diametrul bilelor, raza și unghiurile de amplasare a reazemelor 16) corespund cu dimensiunile roții dințate, și se prinde de partea 1 a corpului dispozitivului cu șuruburile 14. Cu ajutorul cheii, rotim șurubul-piston, care acționează cu suprafața sa frontală asupra hidroplastului. Acesta se deplasează prin cavitățile 3, 4 și 5 și acționează asupra tijelor-piston 8, care, prin intermediul bridei, execută strângerea roții dințate 18.

Pentru eliberarea roții dințate, se rotește șurubul-piston 7 împotriva acelor ceasornicului. În acest moment, scade presiunea cu care hidroplastul acționează asupra tijei-piston și, sub acțiunea arcului 19, aceasta se va deplasa în dreapta, apoi, rotindu-se, va permite eliberarea roții dințate.

Pentru fiecare roată dințată este necesar un rând de găuri, care pot fi executate pe un număr limitat de discuri schimbabile, în care înălțimea și amplasarea reazemelor corespunde cu dimensiunile roții dințate conice.

Reglarea dispozitivului la o altă roată dințată constă în schimbarea discului 15, cu bilele 17, reazemele 16 și reglarea reazemelor filetate pe înălțimea roții dințate, precum și reglarea brațului bridei pe diametrul roții dințate.

Astfel, având un set redus de discuri schimbabile pentru o gamă de tipodimensiuni ale roților dințate conice, putem, într-un dispozitiv, să prindem o grupă de roți dințate care se deosebesc după diametrul lor.

6.4. Procedul și stanța pentru execuția roților dințate conice

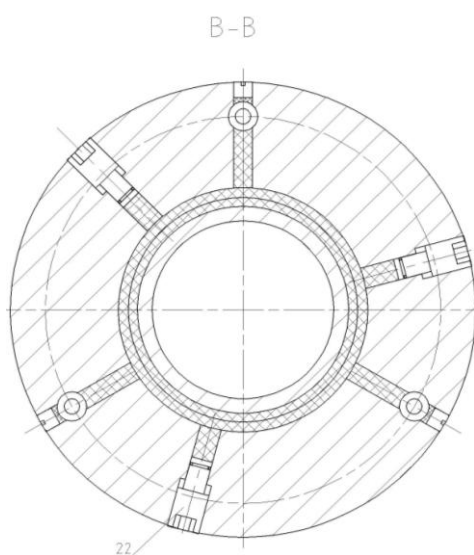


Fig. 6.9. Vederea B din figura 6.8 cu roată dințată

Procedul se referă la fabricația prin matrițare a roților dințate conice. Este cunoscut procedeul de fabricație a roților dințate conice prin matrițare în două semimatrițe, în două faze: *prealabilă* și *finală* [2, 7, 22, 113].

În faza tehnologică prealabilă, pe semifabricatul de formă cilindrică se obțin dinți de formă aproximativă [7, 22, 101], diametrul părții superioare a dinților fiind egal cu diametrul golurilor dinților matrițelor la formarea formei finale a dinților. Semifabricatul cu dinții de formă prealabilă se formează în matrițe, cu scopul de a se obține o roată dințată cu dinți de formă finală.

Procedul descris nu asigură o precizie suficientă de formare a dinților, fiind necesare operațiuni suplimentare de prelucrare mecanică prin așchiere. La formarea prealabilă a semifabricatului se cere a fi format profilul complet al dinților. Obținerea profilului complet al coroanei dințate într-un singur calibru într-o matriță obișnuită, practic, este imposibilă din cauza completării insuficiente a golului dintre dinții matrițelor. Totodată, matrița cu forma finală a dinților, cu profil corespunzător „ascuțit” al acestora, va avea o durabilitate insuficientă.

Din cauza aplicării unor forțe superioare, la deformare, în faza finală, matrițele se uzează rapid.

Scopul procedului este atins prin aceea că, în faza inițială, în matrițele prealabile dinții sunt formați în formă de trapez, cu suprafața în secțiune transversală, egală corespunzător cu suprafeța și secțiunea piciorului dintelui final. În afară de aceasta, dinții au forma unui trapez, cu suprafață în

secțiune transversală corespunzător suprafeței și secțiunii piciorului dintelui final, iar pe înălțimea secțiunii este variabilă.

Tot în acest procedeu, între matrița inferioară și poanson există o legătură cinematică. De exemplu, în formă de canale elicoidale cu un unghi de pantă care permite poansonului la deplasarea axială să efectueze o mișcare parțială de rotire.

De asemenea, în calibrul prealabil, dinții au o grosime, după circumferința de bază, mai mare decât grosimea finală a dintelui. Valoarea unghiului dintre suprafețele laterale ale trapezului și axa de simetrie a dintelui se ia aproximativ egală cu a unghiului de pantă al canalului.

În figura 6.10 se dă calibrul prealabil de formare a dinților; în figura 6.11 – roata dințată conică după calibrul prealabil (vederea A, figura 6.10); în figura 6.12 – schema fazei finale de formare a dintelui; în figura 6.13 – profilul dintelui după prelucrare în calibrul prealabil; în figura 6.14 – profilul dintelui după prelucrare în calibrul final; în figura 6.15 (vederea B, desfășurata) – forma canalelor.

Roata dințată conică se execută în felul următor. Semifabricatul 1 în formă de inel cu o suprafață conică de ghidare C (figura 6.10) este așezat în partea superioară 2 a matriței, pe un dorn elastic 3. Poansonul 4, la cursa în jos, presează semifabricatul 1 în matrița inferioară 5. Ca urmare a acestei faze se obține o roată dințată conică 6, cu dinți de formă prealabilă trapezoidală în secțiune (figura 6.11). Suprafața în acest plan și lățimea piciorului dintelui coincid cu forma dintelui final. Roata dințată conică se extrage cu extractoarul 7 din partea inferioară a matriței și a dornului 3.

În faza finală (figura 6.12), roata dințată cu dinții cu secțiunea trapezoidală este așezată pe dornul 8 în matriță. Între poansonul 8 și extractorul 7 există o legătură cinematică prin intermediul canalelor 9. Poansonul, la cursa în jos, obține și o mișcare parțială de rotație și modifică în matriță secțiunile trapezoidale ale dinților în dinți cu forma finală. În final, roata dințată prelucrată se extrage din matriță de pe dorn. Pentru a se obține, după calibrare, profilul necesar al roții conice, la matrițarea prealabilă a semifabricatului, dintele se prelucurează cu profilul în secțiunea transversală în formă de trapez, unde grosimea lui, după circumferința de bază, se ia egală cu grosimea dinților roții finale.

Înălțimea h și raza capului dintelui cu profil prealabil r se aleg conform relațiilor:

$$h = h' + r(1 - \sin \alpha); \quad r = \frac{0,5 \cdot s - h' \operatorname{tg} \alpha}{\cos \alpha}, \quad (6.2)$$

unde: α – unghiul profilului dintelui (grad); s – grosimea dintelui după diametrul de divizare, mm; h' – înălțimea capului dintelui cu profil prealabil.

Înălțimea totală a dintelui cu profil prealabil se alege din condiția egalității suprafețelor secțiunilor în planul transversal al profilului final.

Valoarea unghiului α dintre suprafețele laterale ale trapezului și ale axei de simetrie a dintelui se ia aproximativ egală cu 1/2 din valoarea unghiului de pantă a canalelor elicoidale.

Procedeul propus va permite, în baza metodelor de formare pe calibre, să crească precizia de execuție a dinților, durabilitatea sculei și să se reducă consumul de metal al semifabricatului prin micșorarea adaosului de prelucrare la așchiere.

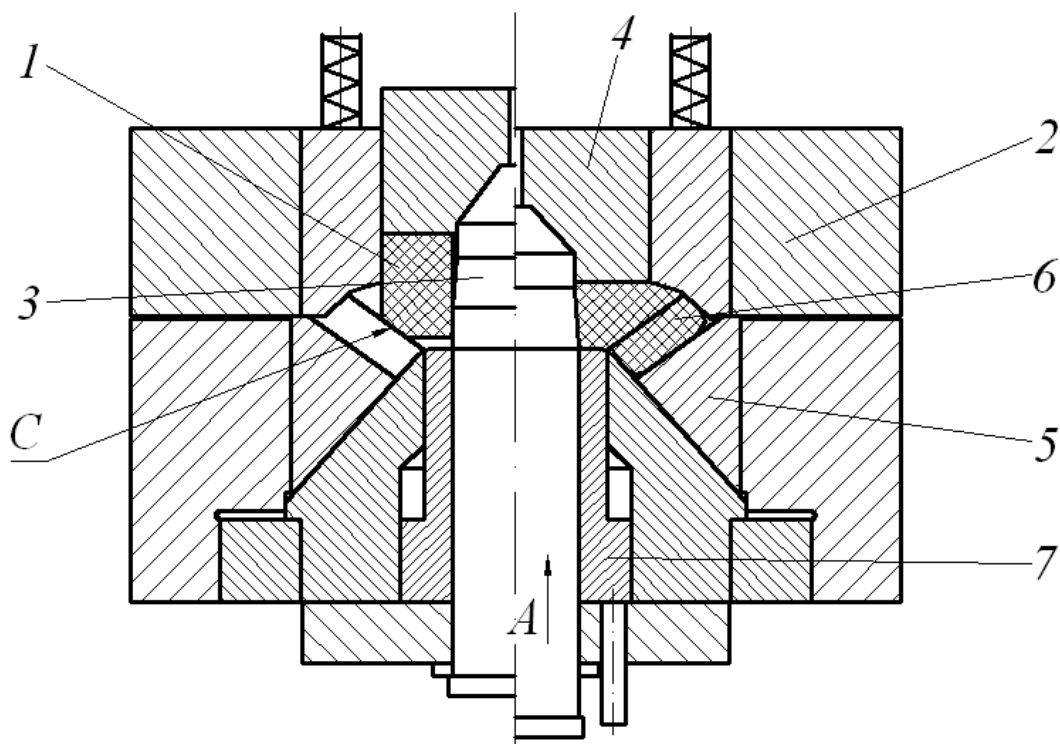


Fig. 6.10. Calibrul prealabil de formare a dinților

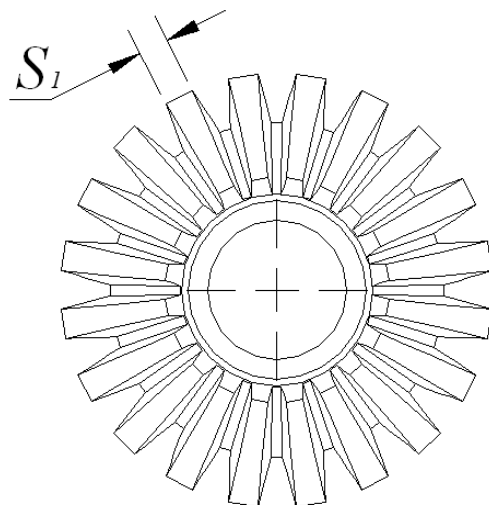


Fig. 6.11. Roata dințată după calibrul prealabil

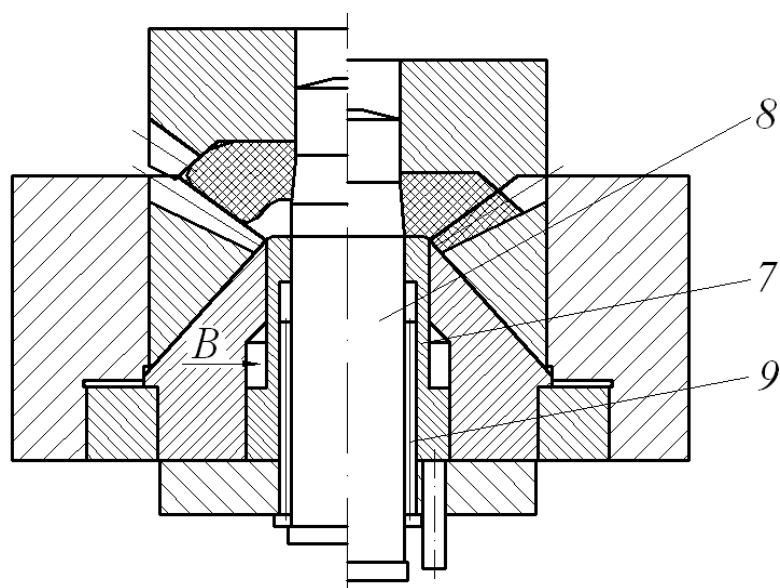


Fig. 6.12. Calibrul final al matriței

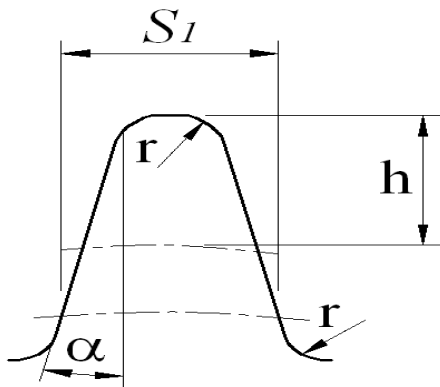


Fig. 6.13. Profilul dintelui după prelucrare în calibrul prealabil

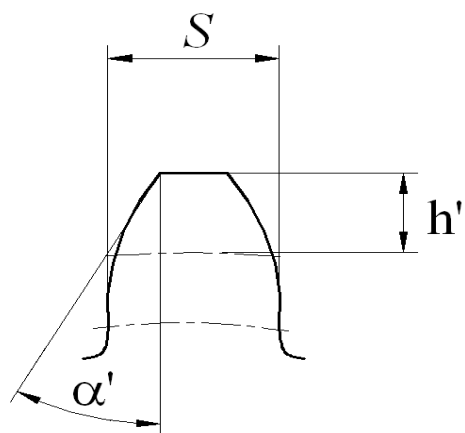


Fig. 6.14. Profilul dintelui după prelucrare în calibrul final

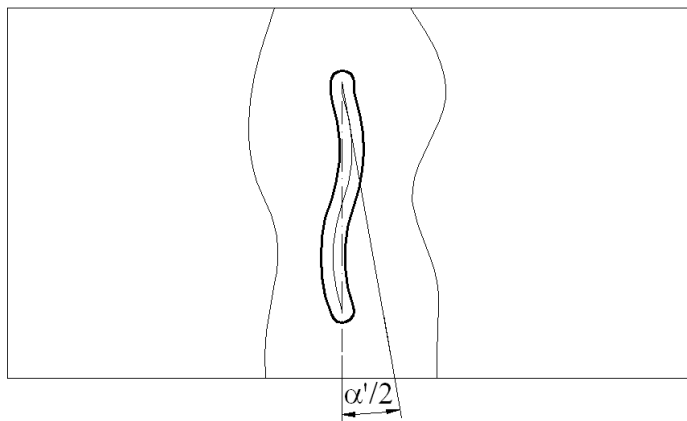


Fig. 6.15. Vederea B (desfășurată), forma canalelor

6.5. Dispozitivul de moletare a profilurilor dințate

Dispozitivul se propune pentru prelucrarea prin deformare plastică a angrenajelor pe semifabricate de tip inel.

Este cunoscut [2, 7, 16, 38, 101] dispozitivul pentru moletarea profilurilor dințate pe semifabricate de tip inel, care conține o carcasă, colivii așezate în carcasă cu elemente de moletare și mecanism de avans radial, scula pentru lărgire cu mecanismul său de avans axial și reazem pentru semifabricat.

Neajunsul dispozitivului dat constă în aceea că deplasarea sculei lărgitoare și avansul elementelor de moletare se realizează independent una față de alta, fapt ce nu permite o productivitate înaltă și o stabilitate tehnologică a procesului și, corespunzător, o calitate bună a

produsului. Încă un neajuns al dispozitivului constă în faptul că acesta nu poate fi utilizat și pentru alte tipuri de angrenaje cilindrice exterioare, conice ș.a.

Scopul dispozitivului constă în mărirea preciziei și extinderea posibilităților tehnologice prin asigurarea contactului multiplu încontinuu în angrenaj și obținerea dinților nu numai cu o curbură diferită a profilului, ci și cu modificarea longitudinală a dinților.

Scopul formulat este atins prin faptul că în dispozitivul pentru moletarea profilurilor dințate se conține o matriță pentru fixarea semifabricatului, amplasată simetric cu arborele conducător. Pe acesta este așezat corpul cu posibilitatea de a se roti și sculele de moletare, ce au axa de rotire a arborelui conducător, roți dințate etalon, cinematic legate cu sculele de moletare, caracterizate prin matrița ce este compusă din două părți.

Aceasta are profilul-etalon al angrenajului în interiorul căruia se instalează semifabricatul. Semifabricatul face contact cu tije amplasate simetric față de arborele conducător, sculele de moletare au contact cu ambele jumătăți ale matriței, iar axele lor de rotire sunt convergente într-un centru de precesie. Ultimele elemente au o legătură cinematică cu o roată dințată așezată, la rândul său, pe un arbore condus, simetric celui conducător.

De asemenea, în dispozitivul pentru moletarea profilurilor dințate, sculele de moletare pot avea forma unui hiperboloid de rotație cu o pânză, iar semimatrițele – profil invers.

Soluția tehnică, conform invenției, asigură următoarele avantaje:

- mărirea preciziei de prelucrare a angrenajului;
- extinderea posibilităților tehnologice ale procesului de prelucrare;
- posibilitatea obținerii profilului cu modificare longitudinală.

În figura 6.17 este prezentată schema prelucrării în faza inițială, iar în figura 6.18 – schema prelucrării în faza finală.

Dispozitivul din figura 6.16 conține sculele de moletare 1, iar roata care se moletează va avea un număr Z_2 de dinți. Sculele de moletare au legături cinematice cu semimatrițele (roți dințate etalon) 2 și 3, care sunt fixate rigid de capacul 4. Blocul-satelit 5 are două coroane: prima formată din sculele de moletare 1, iar a doua formată din rolele 6. Blocul-satelit se montează pe sectorul înclinat al arborelui-manivelă 7.

Arborele conducător se rotește în rulmenții 8 și 9. Blocul-satelit 5 cu coroane dințate angrenează concomitent cu dinții roților dințate centrale (semimatrițele 2 și 3) dintr-o parte, iar din

cealaltă parte – cu roata centrală 10. Ultima este legată rigid de arborele condus 11, așezat și el în rulmenți. Roata centrală 10 se va roti cu un raport de transmitere:

$$i = - \frac{z_1 z_6}{z_2 z_6 - z_1 z_{11}}, \quad (6.3)$$

unde: z_1 , z_6 reprezintă numerele dinților sculelor de moletare și numărul de role 6, iar z_2 și, z_{11} numerele de dinți ale semimatriței (2 și 3) și roții centrale 10.

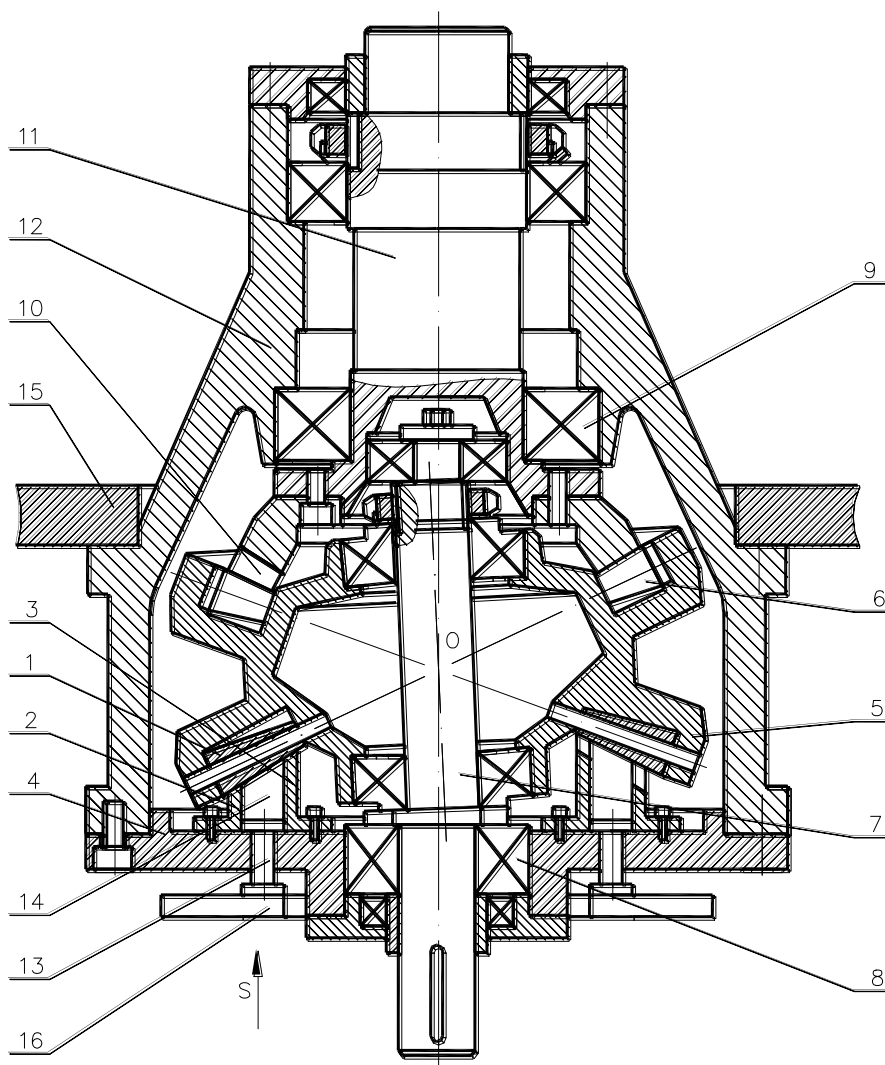


Fig. 6.16. Dispozitiv pentru moletarea profilurilor dințate pe semifabricate de tip inel

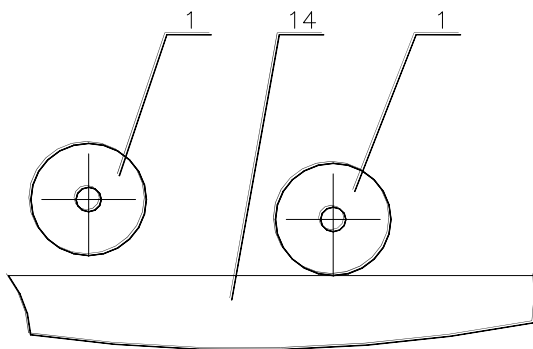


Fig. 6.17. Schema prelucrării în faza inițială

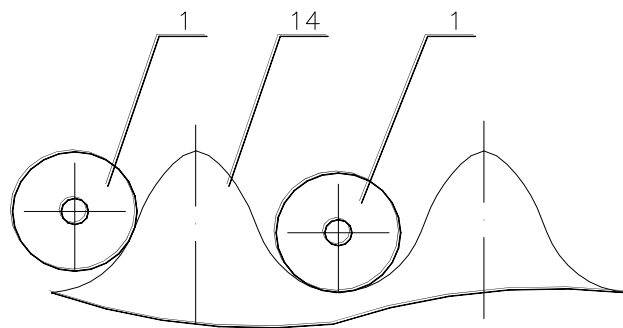


Fig. 6.18. Schema prelucrării în faza finală

Axele sculelor de moletare 1 și cele ale roților 6 se intersectează într-un punct O , numit *centru de precesie*. Generatoarele profilului angrenajului semimatrițelor 2 și 3 și cele ale roții centrale 10, de asemenea, se intersectează în centrul de precesie. Capacul 4 al arborelui conducător 7 și cel condus 11, prin intermediul rulmenților, se instalează într-o carcasă 12. În capacul 4 sunt fixate roțile-etalon 2 și 3, între care se instalează semifabricatul 14, căruia i se transmite un avans prin intermediul tijelor 13 de către căruciorul 16. Carcasa 12 se prinde de o masă 15.

6.6. Procedul de netezire a dinților angrenajului conic

Procedul se referă la tehnologia construcțiilor de mașini și, în special, la netezirea roților dințate.

Este cunoscut procedul de netezire [2, 7, 21, 101, 212, 294] a pieselor de formă elementară (suprafețe cilindrice, conice etc.) cu o sculă montată pe o mașină de rectificat exterior cilindric. Scula este pusă în mișcare de un dispozitiv fixat, de regulă, pe arborele principal al mașinii-unelte. Acest procedeu are neajunsul imposibilității netezirii roților dințate și a altor corpuri profilate.

De asemenea, este cunoscut procedul de prelucrare a dinților modificați ai elementelor angrenajului precesional prin rectificare (figura 3.9). Acesta are neajunsurile:

- imposibilitatea prelucrării de netezire a dinților angrenajului nu doar precesional, ci și conic (sau chiar cilindric);
- costuri prea ridicate ale tratamentelor termice, termochimice, ceea ce face ca producerea roților dințate în producția de masă și în serie mare să fie neavantajoasă din punct de

vedere economic, în condițiile în care, actualmente, toate întreprinderile din domeniul construcțiilor de mașini fac tot posibilul pentru a elimina din procesul tehnologic tratamentele termice.

Scopul procedurii în discuție este mărirea preciziei și extinderea posibilităților tehnologice prin netezirea dinților angrenajului conic. Acest deziderat este atins prin procedeul de prelucrare a dinților modifiacă ai angrenajului precesional cu o sculă ce imită condițiile reale de exploatare prin deplasări coordonate în raport cu sistemul de coordonate mobil (X_1, Y_1, Z_1) și cel fix (X, Y, Z). Originea acestor sisteme coincide cu centrul mișcării sferospațiale, axa Z_1 formând cu axa Z unghiul de nutație și descriind o suprafață conică cu vârful în centrul mișcării sfero-spațiale, iar sculei i se comunică o mișcare oscilatorie față de coordonatele X_1 și Y_1 în conformitate cu ecuațiile:

$$\begin{aligned} X &= -R_i(1 - \cos \Theta) \cos \psi \sin \psi; \\ Y &= -R_i(\sin^2 \psi + \cos \Theta \cos^2 \psi); \\ Z &= -R_i \sin \Theta \cos \psi, \end{aligned} \quad (6.4)$$

unde: R_i – coordonata curentă a axelor mobile, egală cu distanța de la originea coordonatelor X, Y, Z până la planul în care se află punctul examinat; Θ – unghiul de nutație, egal cu unghiul dintre axele Z și Z_1 ; ψ – unghiul de precesie.

Axa sculei trece prin centrul mișcării de precesie sub un unghi față de planul format de axele X_1 și Y_1 . Acest unghi este caracterizat prin faptul că scula este executată în formă de disc profilat, la extremitate cu o rază R , în interiorul căreia sunt executate canale în care sunt amplasate niște bile. Bilele au posibilitatea de a se deplasa radial, iar sculei i se transmite o mișcare liniară suplimentară de-a lungul dintelui, sub un unghi $\delta \geq 0$ față de planul format de axele X_1, Y_1 . Centrul de profilare al discului cu raza R , la începutul prelucrării, se orientează pe conul de divizare al roții de prelucrat cu vârful în centrul mișcării sferospațiale. Axa de rotire a sculei se amplasează perpendicular pe axa de rotire a semifabricatului, iar axa discului se amplasează simetric față de axa Z_1 .

Soluția tehnică, conform invenției, asigură următoarele avantaje:

- extinderea posibilităților tehnologice ale procedurii de netezire;
- economisirea materialului piesei (acest procedeu permite înlocuirea oțelurilor aliate cu oțeluri de construcție);
- îmbunătățirea rugozității suprafeței prelucrate;
- creșterea durității superficiale prin ecruisare.

Există două scheme de prelucrare:

a) schema procedurii de prelucrare a dinților când unghiul de înclinare δ față de planul format de axele X_1, Y_1 este de $\delta = 0$;

b) schema procedurii de prelucrare a dinților când unghiul de înclinare δ față de planul format de axele X_1, Y_1 este de $\delta \geq 0$;

Scula poate fi amplasată pe un dorn cu o anumită excentricitate, ceea ce îi transmite sculei o mișcare oscilatorie. Astfel se mărește aria de acoperire a bilelor, adică se asigură netezirea întregii suprafețe ce urmează a fi supusă netezirii, fără a rămâne locuri neprelucrate.

Bilele pot fi amplasate liniar pe suprafața exterioară a sculei. Însă acest mod de amplasare nu exclude faptul că, în urma trecerii acestei scule, nu vor rămâne suprafețe neprelucrate, ceea ce ar face necesară executarea încă a unei sau a mai multor treceri. Dar acest lucru nu este de dorit, deoarece, în unele cazuri, în funcție de proprietățile materialului entității de prelucrat, poate apărea fenomenul supraecruisării, ceea ce conduce la cojirea, exfolierea suprafeței exterioare a piesei, la apariția fisurilor pe exterior. Pentru evitarea acestor pericole, bilele pot fi amplasate în șah pe suprafața sculei.

De asemenea, pentru îmbunătățirea contactului dintre dinți, aceștia ar trebui să aibă o formă bombată. Această formă se poate atinge dacă sculei i se transmite o mișcare suplimentară, după o traiectorie a unei generatoare a hiperboloidului de rotație cu o singură pânză.

În ceea ce privește executarea canalelor, există mai multe posibilități constructive și tehnologice. Scula reprezintă un ansamblu format din două părți. În partea exterioară sunt executate canalele pentru bile, iar cea interioară este asamblată prin strângere cu cea exterioară. Discul interior, la rândul său, se așază pe dorn. La exterior se execută niște deformări plastice (vălțuire), pentru a nu-i permite bilei să iasă din canal.

Un alt mod de executare a canalelor este cazul în care scula reprezintă un disc ale cărui canale sunt nestrăpunse. Acesta are o serie de avantaje: găurile sunt tehnologice, nu mai există necesitatea unei bariere pentru bile în partea interioară (dinspre dorn). Însă, ca și în cazul precedent, în exterior se execută niște deformări plastice, pentru a nu-i permite bilei să iasă din canal.

Prezintă interes cazul în care scula reprezintă un disc ale cărui canale sunt străpunse de paralele cu axa discului. De această dată, în partea inferioară a canalelor se vor introduce niște dopuri pentru limitarea cursei bilelor. În plus, în exteriorul discului se vor executa aceleași deformări plastice pentru stoparea bilelor.

Un factor foarte comod, cu ajutorul căruia se poate regla regimul de ecruisare, este mărimea h de respingere a bilei de către piesa de prelucrat. Prin variația acestei mărimi se poate modifica, în limite foarte largi, forța de lovire a bilei. De exemplu, variind mărimea h de la 0,1 mm la 0,3 mm, forța de lovire a bilei crește de 3,5 ori. Astfel, la prelucrarea cu aceeași viteză de rotație a bilelor, se pot obține valori diferite ale durității suprafeței și ale adâncimii stratului durificat.

Prin ecruisarea roților dințate conform acestei metode se obțin o serie de avantaje față de prelucrarea obișnuită, și anume: îmbunătățirea calității suprafeței prelucrate a piesei; mărirea rezistenței la oboseală, la uzare și la coroziune; duritatea stratului ecruisat crește cu 20...60%, iar adâncimea acestuia variază între 0,25 și 0,7 mm; creșterea preciziei dimensionale treapta a 6-a (după ISO) și a productivității muncii.

O altă variantă constructivă a sculei este formată dintr-un disc fără canale radiale și fără bile, dar care are fixate pe suprafața exterioară niște diamante rotunjite la un capăt cu o anumită rază. În acest caz, între disc și piesă nu mai există un joc h . Acest procedeu de rulare se realizează în condiții mult mai simple și mai economice decât în cazurile enumerate mai sus. Netezirea și ecruisarea au loc prin apăsarea unuia sau a mai multor diamante cu o anumită forță (50...200 daN) pe suprafața de netezit. Diamantul este fixat într-un suport din interiorul discului. Diametrul diamantului se alege constructiv. Optimizarea forței de rulare are o importanță deosebită pentru desfășurarea procesului de prelucrare, fiind elementul principal de care depinde, în final, gradul de netezire a suprafeței prelucrate.

Cercetările experimentale efectuate au condus la următoarele concluzii mai importante:

- Rugozitatea Ra a suprafeței prelucrate crește odată cu majorarea avansului; pentru același avans, rugozitatea crește prin mărirea lungimii de contact.
- Se înregistrează o creștere apreciabilă a calității suprafeței prelucrate odată cu sporirea turației n a discului; experiența probează existența unui număr optim de treceri (și anume, $i = 2$), calitatea scăzând până la exfoliere la un număr mai mare decât 3–4 treceri.
- Rugozitatea finală este influențată direct de rugozitatea inițială a suprafeței de prelucrat, precum și de creșterea lungimii de contact; prin prelucrare, urmele rămase de la prelucrarea anterioară dispar.
- Este de remarcat faptul că erorile de formă nu se elimină prin această prelucrare, ceea ce impune ca precizia de formă să fie asigurată de prelucrările precedente.
- Alegerea avansului se face în funcție de diametrul diamantului.

- Duritatea suprafețelor prelucrate prin rulare crește cu 20...40%, iar economia de manoperă scade cu circa 60...80%, comparativ cu operațiile clasice de finisare.
- Prin aplicarea acestei metode se pot înlocui, în construcția de mașini, oțelurile aliate cu oțelurile de construcții, eliminând tratamentele termice și operațiile de rectificare.
- Un avantaj al acestei metode constă în faptul că prelucrarea se poate face pe mașinile-unelte pe care s-a efectuat prelucrarea anterioară.

În figura 6.19 este dată schema procedurii de prelucrare a dinților când unghiul de înclinare $\delta = 0$; în figura 6.20 – schema procedurii de prelucrare a dinților când unghiul de înclinare $\delta \geq 0$; în figura 6.21 – modul de indicare a mărimii critice h de respingere a bilei de către piesa de prelucrat; în figura 6.22 – schema sculei amplasate pe un dorn cu excentricitate; în figura 6.23 – mișcarea oscilatorie a sculei, determinată de amplasarea sculei pe un dorn cu excentricitate; în figura 6.24 – schema sculei cu amplasarea liniară a bilelor pe suprafața ei exterioară; în figura 6.25 – schema sculei cu amplasarea în șah a bilelor pe suprafața ei exterioară; în figura 6.26 – schema sculei reprezintă un ansamblu format din două părți: exterioară (1) și interioară (2); în figura 6.27 – schema sculei ale cărei canale sunt nestrăpunse; în figura 6.28 – schema sculei ale cărei canale sunt străpunse și paralele cu axa ei; în figura 6.29 – schema sculei cu diamant în loc de bile.

Pentru realizarea acestui procedeu, poate fi utilizat dispozitivul din figura 6.19. Acesta este compus din corpul 1, având un element de reazem, executat în formă de semicilindru, pentru rezemarea lui în lăcașul mașinii-unelte; traversa 2, prinsă prin intermediul șuruburilor de corpul 1, arborele-manivelă 3, balansierul 4. Ultimul permite prinderea unei pârgii reglabile 5. Așezarea simetrică a pârgiei se asigură prin intermediul unei pene prismatice 6. Pentru ca scula 7, împreună cu mecanismul de acționare, să se regleze la unghiul necesar ($\beta + \delta$), pârgia 5 poate să se rotească în jurul unui știft 8, variind valoarea unghiului ($\beta + \delta$) dintre planul format de axele X, Y, Z și traiectoria deplasării sculei.

Axele fixă și mobilă ale arborelui-manivelă 3 se intersectează într-un punct (centrul mișcării sferospațiale), amplasat pe axa semifabricatului 9. Balansierul 4 are o legătură cinematică cu sistemul mobil de coordonate $OX_1Y_1Z_1$, iar corpul 1 – cu sistemul fix $OXYZ$. Totodată, axa arborelui-manivelă 3 coincide cu axa Z_1 , iar axa de rotire a semifabricatului – cu axa Z .

La rotirea arborelui-manivelă 3, a balansierului 4 și a sculei 1, acestea din urmă i se comunică o mișcare oscilantă în jurul centrului mișcării sferospațiale O – punctului de intersecție a axelor fixe și mobile ale arborelui-manivelă 3. Totodată, sculei i se comunică o deplasare

(intermitentă sau rapidă) cu ajutorul mecanismului cu șurub 10. Mecanismul cu șurub 10 (care poate fi și hidraulic sau pneumatic), la rândul său, deplasează căruciorul 11, în care se instalează scula cu mecanismul de acționare. Căruciorul 11, pentru o deplasare rectilinie corectă, este ghidat în ghidaje executate în acesta.

Balansierul oscilant nu se rotește în jurul axei sale geometrice proprii, execută doar oscilații în jurul axei Y a sistemului de coordonate fix $OXYZ$ cu unghiul θ . Aceasta se asigură prin blocarea balansierului cu ajutorul mecanismului de legătură cinematică 12, care efectuează încă o funcție – îi conferă sculei o mișcare auxiliară, descrisă de unghiurile lui Euler θ și ψ .

Varierea unghiului $(\beta + \delta)$ de înclinare a sculei se asigură prin rotirea tubului filetat 13, care permite modificarea deplasării unghiulare a căruciorului 11.

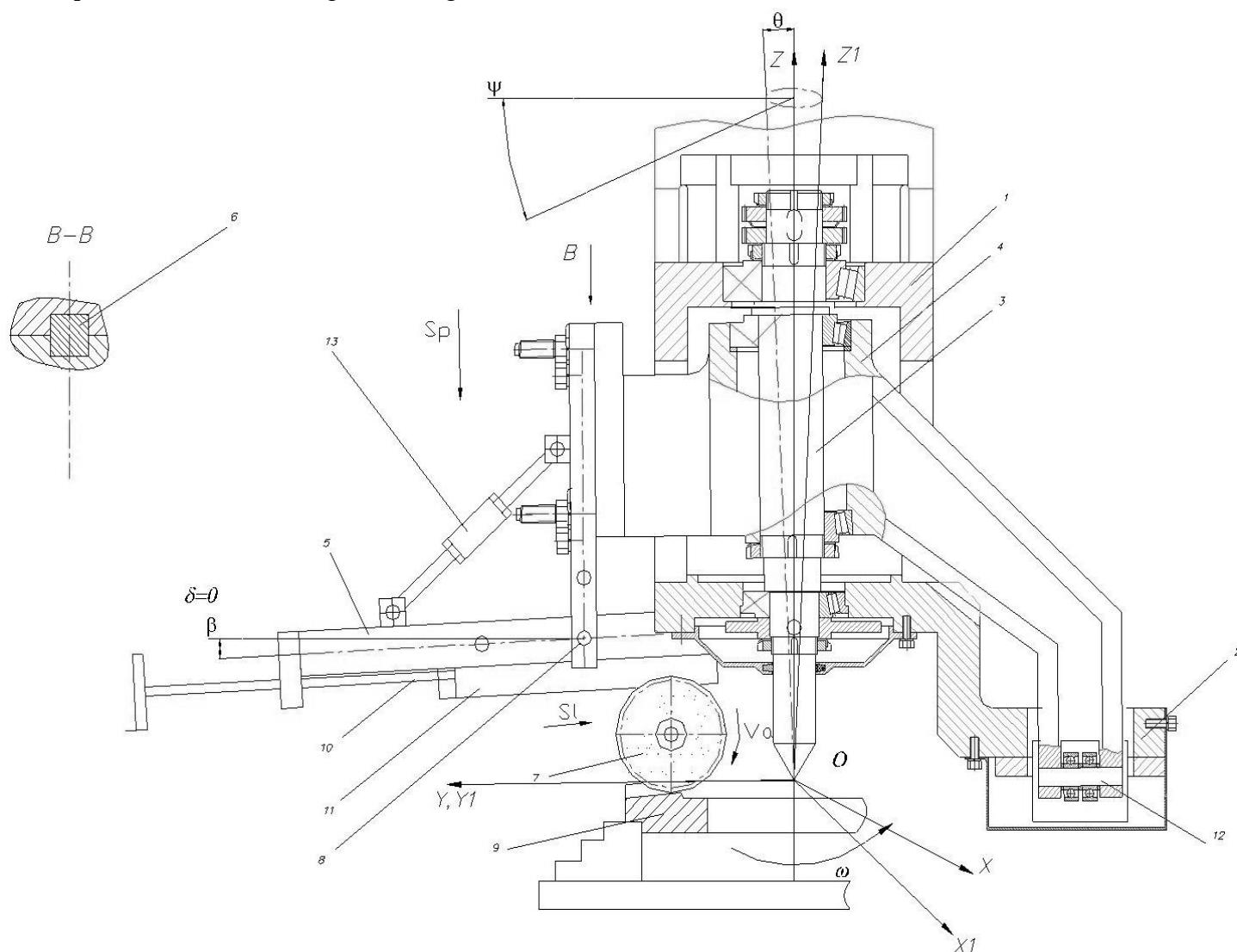


Fig. 6.19. Schema procedurii de prelucrare a dinților când unghiul de înclinare $\delta = 0$

Figura 6.20 diferă de figura 6.19 doar prin unghiul δ , care în acest caz este mai mare decât zero, spre deosebire de figura 6.19, unde $\delta = 0$.

Procedeul propus de netezire a dinților angrenajului conic se realizează cu ajutorul unei scule ce poate fi amplasată pe un dorn cu excentricitate, având ca efect mărirea ariei de acoperire a bilelor. Astfel, prelucrarea suprafețelor ce urmează a fi supuse netezirii se asigură integral, fără a rămâne locuri neprelucrate. Acest rezultat se obține datorită traiectoriei pe care o obține scula (figura 6.23).

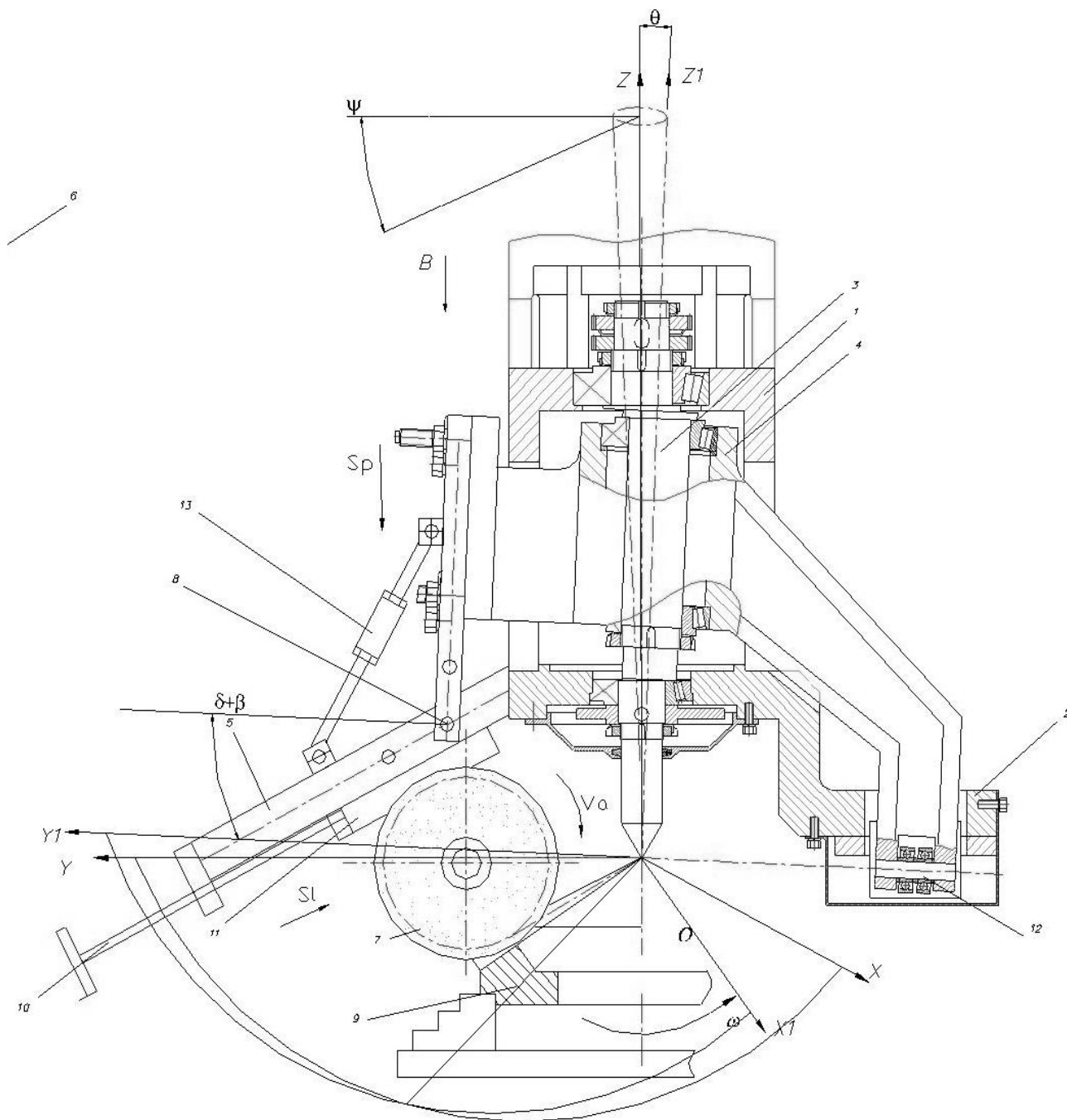


Fig. 6.20. Schema procedului de prelucrare a dinților când unghiul de înclinare $\delta \geq 0$

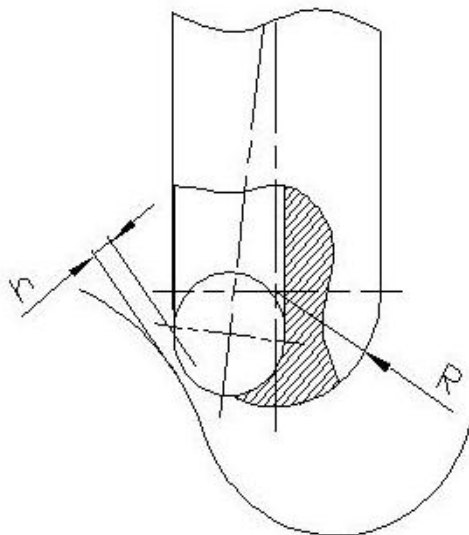


Fig. 6.21. Modificarea mărimii critice h de respingere a bilei de către piesa de prelucrat

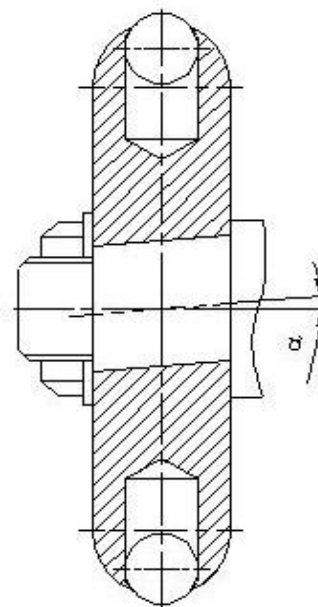


Fig. 6.22. Schema sculei amplasate pe un dorn cu excentricitate

Amplasarea liniară a bilelor pe suprafața exterioară a sculei (figura 6.24) este avantajoasă din punct de vedere tehnologic datorită simplității sale constructive. Pentru a exclude probabilitatea neprelucrării în totalitate a suprafețelor de prelucrat, ar fi de dorit ca această sculă să fie combinată cu amplasarea pe dornul cu excentricitate și, în plus, ar fi necesară executarea unei sau a mai multor treceri suplimentare.

Însă, poate apărea pericolul fenomenului supraecruisării, ceea ce va duce la cojirea, exfolierea suprafeței exterioare a piesei, la apariția fisurilor pe exterior (în funcție de proprietățile materialului de prelucrat). În acest caz, este favorabilă utilizarea sculei cu bilele amplasate în șah (figura 6.25).



Fig. 6.23. Mișcarea oscilatorie a sculei, determinată de amplasarea ei pe un dorn cu excentricitate

Pentru diametre mari ale sculelor este rațională – atât economic, cât și tehnologic – utilizarea sculelor, ceea ce reprezintă un ansamblu format din două părți. Scula din figura 6.27 are prioritatea că este avantajoasă din punct de vedere tehnologic. Este rațională utilizarea sculelor cu canale străpunse (figura 6.28) în cazul în care dimensiunea (diametrul) lor este relativ mică. În partea inferioară a canalelor se vor introduce niște dopuri 17, pentru limitarea cursei bilelor. În toate cazurile pe exterior se execută niște deformări plastice (rulare), pentru a nu-i permite bilei 16 să iasă din canal.

O altă posibilitate de prelucrare este utilizarea unei scule cu diamante (figura 6.29) în loc de bile. Diamantele 19 sunt fixate în coliviile 18. În acest caz, între disc și piesă nu mai există un joc h .

Acest procedeu de rulare se realizează în condiții mult mai simple și mai economice decât în cazurile prelucrării cu bile.

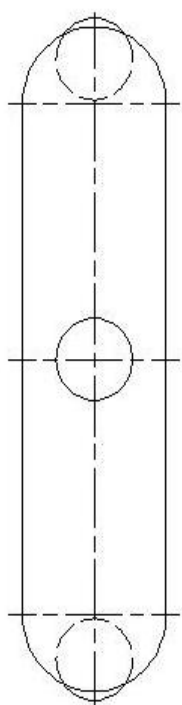


Fig. 6.24. Schema sculei cu amplasarea liniară a bilelor pe suprafața ei exterioară

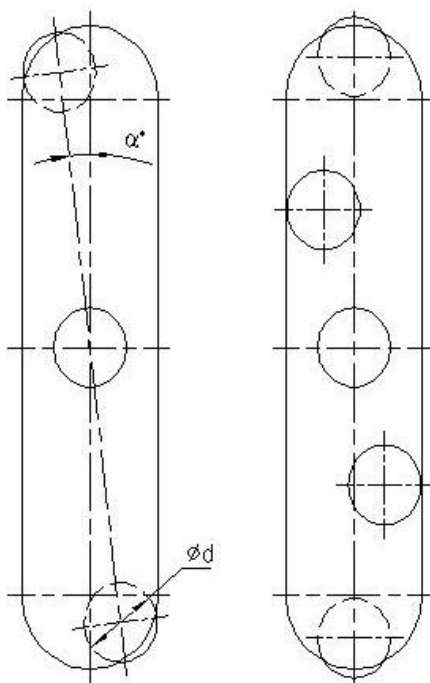


Fig. 6.25. Schema sculei cu amplasarea în șah a bilelor pe suprafața ei exterioară

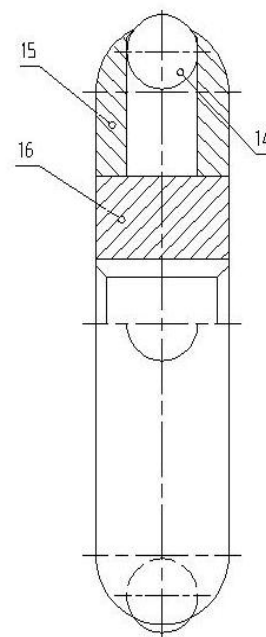


Fig. 6.26. Schema sculei atunci când aceasta reprezintă un ansamblu format din două părți: exterioară și interioară

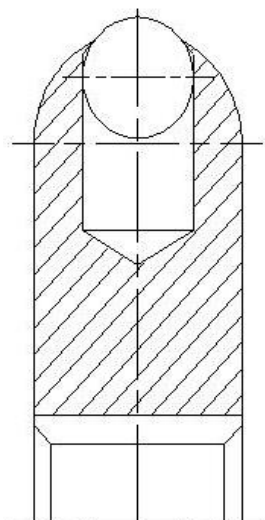


Fig. 6.27. Schema sculei cu canale nestrăpunse

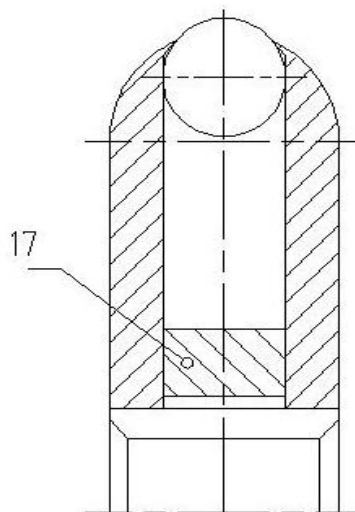


Fig. 6.28. Schema sculei cu canale străpunse și paralele cu axa ei

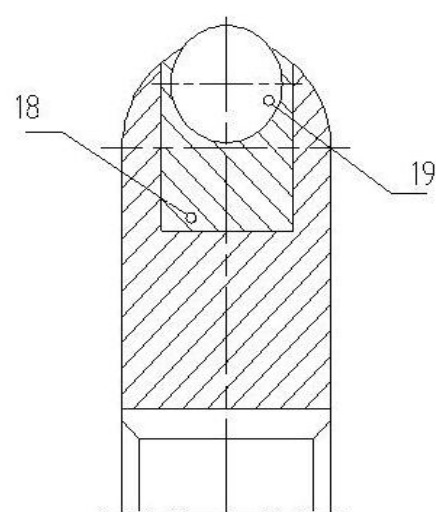


Fig. 6.29. Schema sculei cu diamant în loc de bile

Lichidul de ungere-răcire pentru procedee de deformare plastică de suprafață [20, 26, 118, 133] poate fi utilizat la prelucrări de finisare și de durcisare prin deformare plastică a roților dințate din oțel prin metode de deformare plastică de suprafață. Acest lichid de ungere-răcire (LUR) conține: clorură de cupru, carbon coloidal, acetamidă, uree, apă și glicerină, dar mai conține suplimentar în următorul raport de componentă la masă, % (tabelul 6.1):

Tabelul 6.1. Componenta lichidului de ungere-răcire, %

clorură de cupru	3÷12
grafit fluorurat	2÷16
acetamidă	4÷10
uree	0,25÷1,0
apă	2,5÷25
glicerină	restul
acid stearic	0,5÷1,0
pulbere înalt dispersată de cupru și nichel în raport de 1:1	1÷2

Soluția de LUR propusă se pregătește în felul următor: necesarul de clorură de cupru se dizolvă în cantitatea necesară de apă. Soluția obținută se încălzește până la 60–80°C și în ea se introduce, amestecând, cantitatea calculată de grafit fluorurat, acetamidă, uree, acid stearic, pulbere înalt dispersată de cupru.

Cuprul înalt dispersat reprezintă o pulbere cu o dispersie de $0,4\div 5,0\text{ }\mu\text{m}$. Poate fi obținut, de exemplu, din soluția care conține sulfat de cupru, tartat de potasiu, natriu în calitate de complexare și formalină pentru restabilire. Conținutul în LUR mai mult de 5 mase provoacă protecția soluției, iar mai puțin de 3 mase nu asigură apariția calităților lui fizico-mecanice.

Particulele de cupru înalt dispersate, nimerind pe suprafața prelucrată a metalului și fiind reținute în porii din soluția de LUR a acoperirii din cupru, formează o suprafață poroasă mai dezvoltată, pe care celelalte componente ale soluției LUR se mențin fiabile.

Totodată, particulele de cupru înalt dispersate, fiind foarte active fizico-chimic, sunt niște nuclee de cristalizare și facilitează formarea acoperirii compozite modificate de antifricțiune. Datorită numărului mare de particule care participă la proces, cristalizarea poartă un caracter masiv. În afară de aceasta, multitudinea practică a transferului fără inerție al particulelor de cupru înalt dispersate și cristalizarea masivă asigură depunerea uniformă a cuprului contractat din soluția de LUR.

Eficacitatea introducerii în soluția de LUR a cuprului înalt dispersat a fost apreciată în baza cercetărilor de comparare la rezistență de uzură și antigripare după metoda cercetărilor forțate.

Rezistența la uzură a fost determinată la mașina de frecat cu deplasare du-te-vino. Cercetările au fost realizate la sarcini statice: presiunea specifică a constituit 250 MPa, la o forță normală 400 N și la 1400 curse duble în min. În zona de frecare s-au realizat condițiile de ungere limită. Probele cu acoperire se instalau nemișcate, iar mașina efectua mișcarea du-te-vino. Uzura probelor se determină prin profilare grafică discretă a suprafeței de frecare după o metodică standardizată.

Rezistența la gripare a fost determinată la tribometru, prin metoda-standard în condițiile frecării-limită: presiunea specifică constituie 7 MPa, viteza de rotire – 8 m/min.

Soluțiile de LUR asigură o rezistență la uzură cu $25\div 30\%$ mai mare față de prototip, sporește de cca 2,5 ori rezistența la gripare, totodată durata de funcționare a acoperirii se păstrează mai mult de 200 min până la gripare.

Procedeul de finisare a dinților transmisiei precesionale (prin șeveruire) se referă la fabricația roților dințate și poate fi realizat în industrie [23, 35, 46, 101, 127, 128, 142]. Scopul procedeeului este sporirea preciziei de prelucrare a dinților roților dințate ale transmisiilor precesionale (și a celor conice) prin reducerea forțelor de așchiere și a valorii deformării sistemului tehnologic.

Procedeul este arătat prin desenele din figurile 6.30–6.31, ce reprezintă: figura 6.30 – vederea laterală a sculei-satelit în contact cu dinții roții dințate; figura 6.31 – rola.

Procedeul se efectuează cu scula-satelit 1, care imită o transmisie reală și include două coroane 2 și 3 cu role de prelucrare 6 și 7 și, corespunzător, de antrenare 8. Pe suprafața roților 6 și 7 sunt executate canale de evacuare a așchiilor în formă de spirală cu direcții de înfășurare opuse față de rola precedentă. Coroanele 2 și 3 sunt amplasate între roțile dințată 4 și fixă 5. Rolele 6, 7 și 8 sunt executate în formă de trunchi de con cu vârful spre coroanele 2 și 3 ale sculei-satelit 1.

Procedeul se realizează în felul următor. Șeveruirea dinților roții dințate 4 se efectuează cu scula-satelit 1, care imită transmisia reală și include coroanele 2 și 3 cu rolele de antrenare 8 și de prelucrare 6 și 7, coroanele 2 și 3 fiind amplasate între roata dințată 4 și cea fixă 5. Rolele 6, 7 și 8 sunt instalate pe axele 9, cu posibilitatea de a se roti. Rolele de prelucrare 6 și 7 realizează așchierea suprafeței dinților roții dințate 4 și pot fi fixate rigid în coroana 2. Sculei-satelit 1 i se comunică o mișcare de precesie cu un avans axial cu rotirea ei consecutiv în ambele direcții, după care scula-satelit 1 efectuează o rulare liberă consecutiv în ambele direcții. Pentru a intensifica regimurile de așchiere, roata dințată 4 se încarcă cu moment de torsiune. Scula-satelit 1, executând mișcarea de precesie și de rotație cu rolele coroanei 2, acționează asupra dinților roții dințate 4. În urma contactării muchiilor așchietoare ale roților de prelucrare 6 și 7 cu dinții roții dințate 4, are loc rostogolirea și alunecarea cuplurilor cinematice dinte–rolă. Prelucrarea suprafeței roții dințate 4 pe toată lungimea dintelui se asigură prin respectarea unor condiții, și anume: rolele de prelucrare 6, 7 sunt fixate rigid în coroana 2, totodată canalele de evacuare a așchiilor acestora sunt dislocate cu un unghi față de rola precedentă; de asemenea, numărul de role este selectat cu ± 1 față de numărul de dinți ai roții dințate 4.

Exemplu. Procedeul propus de șeveruire a dinților roților dințate precesionale cu o înălțime a dintelui de 6,5 mm, numărul de dinți 24 ai roții dințate din oțel 40X, duritatea 280...320 HB, numărul de role de prelucrare 25 din oțel SH15, duritatea 60...62 HRC. Regimurile de așchiere: numărul de rotații ale sculei-satelit $n = 62,5 \text{ min}^{-1}$, avansul axial la un ciclu de lucru $S = 0,01 \text{ mm/ciclu}$, adaosul îndepărtat $t = 0,1 \text{ mm pe dinte}$. Parametrii roții dințate după șeveruire sunt dați în tabelul 6.2.

Tabelul 6.2. Parametrii roții dințate după șeveruire

Abaterea distanței	Specificare	Valoarea numerică a parametrilor	
		Prelucrare preliminară	Prelucrare finală
Abaterea distanței între axe la o rotire	F_{ir}''	0,100	0,05
Abaterea distanței măsurată pe dinte	f_{ir}''	0,035	0,025
Eroarea maximă de pas	f_{pr}	0,09	0,25
Abaterea lungimii normale comune	F_{VW}	0,095	0,05

Datele prezentate în tabelul 6.2 demonstrează precizia sporită de prelucrare a angrenajului.

Astfel, șeveruirea se realizează doar cu avans axial pentru roți dințate precesionale cu dinți drepți. Ca urmare, șeverul este o sculă-satelit la care generatoarele rolor sunt paralele (nu și pentru role cu generatoarea în formă de hiperboloid cu o singură pânză) cu generatoarele dinților roții, în acest caz are loc o angrenare a acestor cuple. Încrucișarea se realizează datorită canalelor de pe suprafața rolor, care aşchiază dinții (figura 6.30).

Sculei-satelit i se impune un avans axial s_a , care are și o mișcare motoare n_s pentru antrenarea roții dințate cu turația n_p . Avansul axial poate fi în limitele 0,005...0,03 mm/ciclu (rotire într-un sens sau altul), acesta fiind selectat în funcție de precizia angrenajului. Scula este prinsă între dinții roții dințate, permițând contactul cu ambele flancuri, realizându-se simultan răzuirea lor. Din aceste considerente, canalele de evacuare a aşchiilor rolor de prelucrare se execută în formă de spirală cu direcții de înfășurare opuse față de rola precedentă, pentru a echilibra și a micșora mărimea forțelor de direcție axială a sculei-satelit și roții dințate.

La prelucrarea roților dințate cu dinți drepți, canalele de pe role sunt executate de $8^\circ \dots 12,5^\circ$ pentru prelucrarea fontei și de $8^\circ \dots 17,5^\circ$ pentru prelucrarea oțelului, dacă valoarea unghiului de precesie este de circa $2,5^\circ$.

Numărul de role ale sculei-satelit trebuie, pe cât este posibil, să nu aibă divizori comuni cu numărul de dinți ai roții care se prelucurează, pentru a face posibilă parcurgerea de către fiecare rolă a sculei-satelit a fiecărui gol prelucrat. Astfel pot fi evitate erorile de copiere de la scula-satelit la roată. Contactul dintre flancuri este, teoretic, punctiform și se deplasează, în timpul prelucrării pe înălțimea dintelui, după o curbă. Pentru a face posibilă prelucrarea pe întreaga lungime a flancurilor

conjugate ale sculei-satelit și a roții dințate, se creează presiunea de lucru, care face ca punctul teoretic de contact să se transforme într-o zonă de contact.

Ca urmare a angrenării încrucișate dintre scula-satelit și roata dințată sub un anumit unghi, apar două viteze relative de alunecare de-a lungul roții v_{ap} și o viteză de alunecare radială pe direcția dintelui de la scula-satelit v_{as} . Rezultă că viteza de deplasare a punctului de contact coincide cu viteza de așchiere v conform relației:

$$v = v_{ap} \pm v_{as} \text{ [m/min]}.$$

La șeveruirea roților dințate mici și mijlocii, scula-satelit reprezintă roata conducătoare. În acest caz, roata-piesă se rotește liber între vârfuri, fiind antrenată de scula-satelit, dar în același timp fiind frânată. La șeveruirea roților mari, roata conducătoare este piesa, scula-satelit rotindu-se liber, dar frânat.

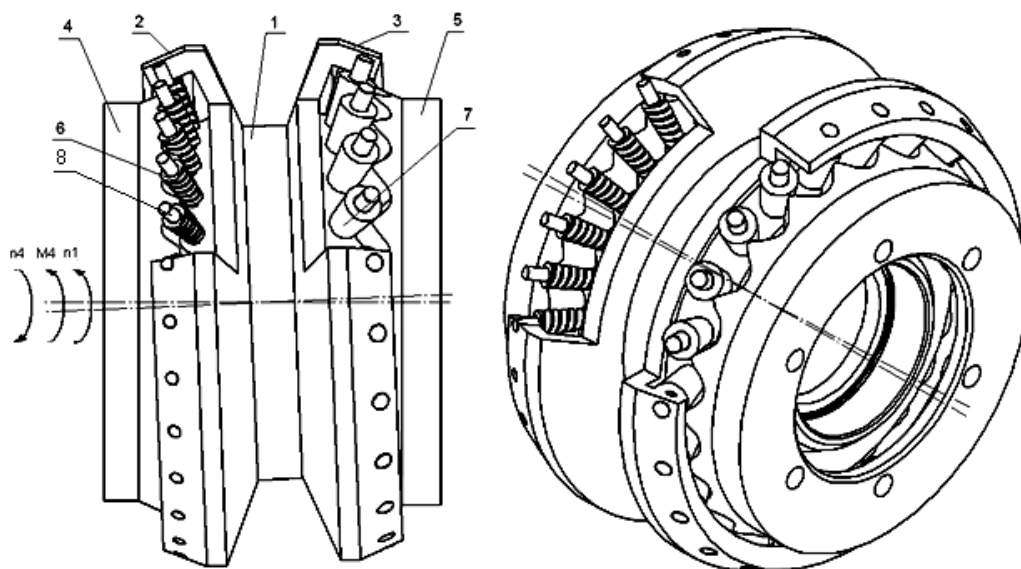


Fig. 6.30. Scula-satelit în contact cu dinții roții dințate

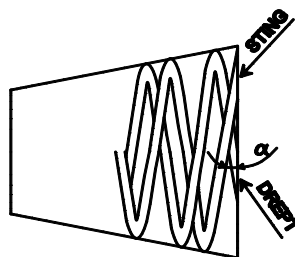


Fig. 6.31. Rola

Procedeul de honuire pentru finisarea danturii roților dințate precesionale [7, 27, 101, 143] se referă la metale de prelucrare–netezire de finisare a angrenajelor precesionale. Scopul acestuia este de a spori calitatea și precizia prelucrării angrenajului precesional.

Procedeul este redat prin desenele din figurile 6.32 și 6.33, care reprezintă: figura 6.32 – schema procedului de honuire a dinților roților dințate precesionale; figura 6.33 – rola de prelucrare, în secțiune, cu canale de evacuare a așchiilor executate în formă de spirală.

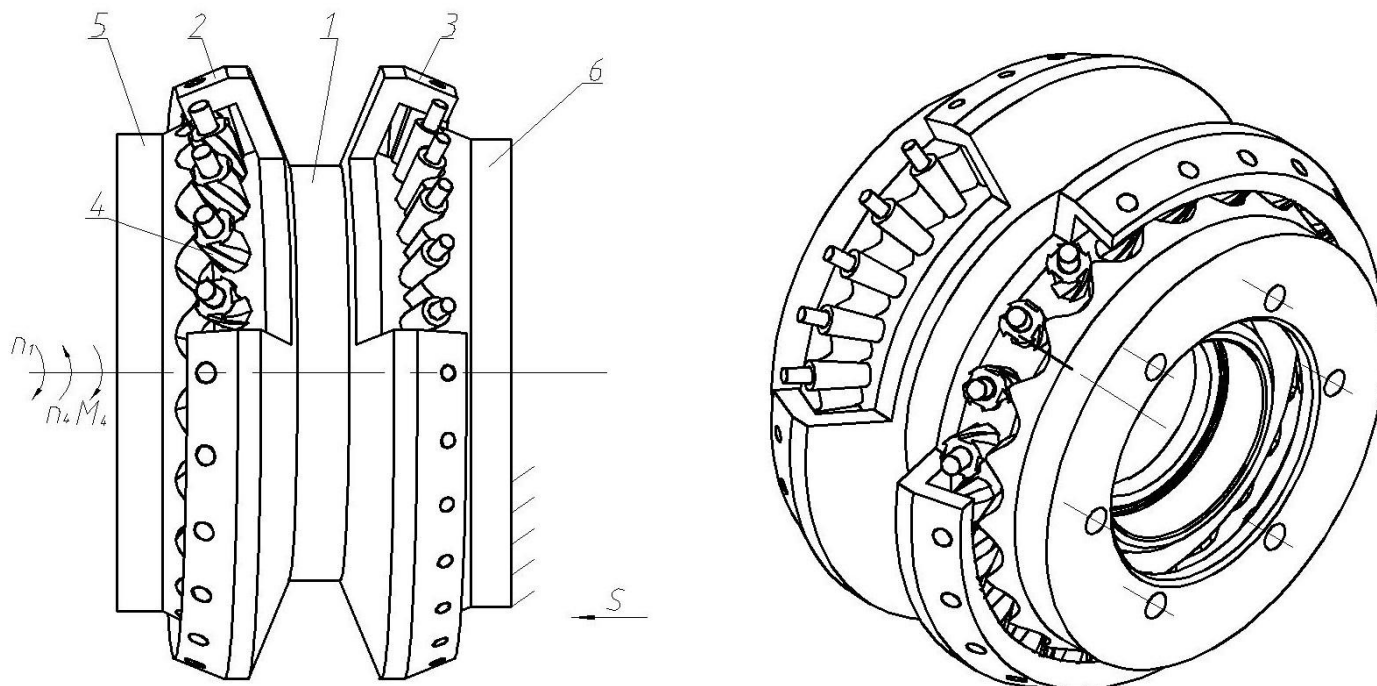


Fig. 6.32. Schema procedului de honuire a dinților roților dințate precesionale

Procedeul se efectuează cu o sculă-satelit 1, care imită o transmisie reală și include două coroane cu role de antrenare 3 și de prelucrare 2, pe suprafața celor din urmă fiind depuse fâșii din liant metalic 4 cu granule de diamante sau abrazive, repartizate uniform, între care sunt formate canale de evacuare a așchiilor. Rolele 2, 3 sunt executate în formă de con trunchiat, cu vârful spre coroanele sculei-satelit 1, care sunt amplasate între o roată dințată 5 și una fixă 6.

Diametrul rolelor 2 (figura 6.33) este subțiat până la un diametru d_0 , iar diametrul maximal d este format de d_0 și fâșiile din liant metalic 4, cu o înălțime h și o lățime b , și este selectat astfel încât la un avans presiunea de apăsare a fâșiilor 4 pe suprafața angrenajului să nu fie mai mare de 1...4 daN/cm² la honuirea prealabilă și de 0,5...2 daN/cm² la honuirea finală.

Procedeul se desfășoară în felul următor. Honuirea se realizează cu debitarea lichidului de ungere-răcire, un amestec de 50% petrol și 50% ulei pentru oțel. Roata dințată 5 cu dinții prealabil formați se aduce în angrenare cu scula-satelit 1, căreia i se comunică o mișcare de precesie cu un avans continuu axial sau cu un avans periodic axial cu rotirea ei, consecutiv în ambele direcții, în jurul roții fixe 6, după care scula-satelit 1 efectuează o rulare liberă consecutiv în ambele direcții. Suprafața roții dințate 5 este prelucrată pe toată lungimea dintelui cu respectarea unor condiții, și anume: canalele de evacuare a așchiilor ale roletelor de prelucrare 2 sunt executate în formă de spirală (figura 6.33) cu un început sau cu mai multe începuturi de înfășurare, în formă de spirale încrucișate și inelare, iar rolele de prelucrare 2 sunt aranjate în coroană în șah. Rotirea sculei-satelit 1 în ambele direcții se realizează pentru honuirea pe partea opusă a dinților roții dințate 5.

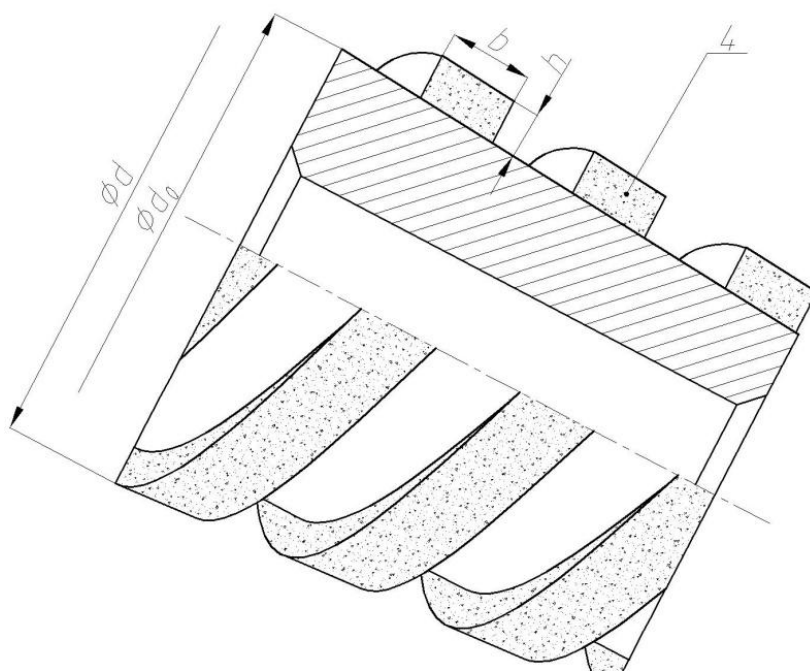


Fig. 6.33. Rola de prelucrare, în secțiune, cu canale de evacuare a așchiilor executate în formă de spirală

Exemplu. Procedeul propus de honuire a dinților roților dințate precesionale cu o înălțime a dintelui de 6,5 mm, numărul de dinți 24 (ai roții dințate din oțel 40X, duritatea 60...65 HRC) și numărul de role de prelucrare 23 sau 25. Granulația abrazivelor este de 16...4 pentru honuirea prealabilă și de M28...M7 pentru honuirea finală. Viteza de rotație a satelitului este de 60...75 m/min pentru fontă și de 20...35 m/min pentru piese din oțel călit.

Cercetările experimentale efectuate confirmă sporirea calității de prelucrare a roților dințate precesionale. Cu scula-satelit propusă se obțin precizii de 6...7 ISO și rugozitatea $R_a = 0.4...0,2$.

6.7. Procedeu de prelucrare a dinților angrenajului precesional

Este cunoscut procedeul de prelucrare a dinților roților dințate prin rectificare [2, 7, 13, 19, 24, 25, 101]. Pentru rectificare se utilizează o sculă abrazivă cu o suprafață de aşchiere compusă din suprafețe și adâncituri consecutive, amplasate pe diametrul sculei. Însă acest procedeu are o serie de neajunsuri:

- durată redusă de prelucrare până la apariția arsurilor;
- uzura rapidă și neuniformă a sculei;
- domeniu redus de utilizare;
- îmbâcsirea rapidă a sculei, ce reduce capacitatea ei de aşchiere și, ca urmare, cresc tensiunile termice în zona de contact al sculei cu piesa.

Procedeul mai apropiat de cel propus este brevetul de invenție nr. 2020 de prelucrare a dinților modificați ai angrenajului precesional [13]. Procedeul folosește o altă sculă, care reproduce condițiile reale de exploatare prin deplasări coordonate, în raport cu sistemul de coordonate mobil (X_1, Y_1, Z_1) și cel fix (X, Y, Z) identic cu paragraful 3.5.

Însă și acest procedeu are o serie de neajunsuri: uzura neuniformă (deoarece viteza de aşchiere a discului abraziv variază la diferite diametre), riscul apariției unor arsuri, microfisuri, măcinarea sculei abrazive și posibila apariție a vibrațiilor. Din cauza acestor dezavantaje, se reduce calitatea suprafeței și precizia profilului.

Scopul invenției constă în sporirea capacității de aşchiere și, ca urmare, micșorarea tensiunilor termice în zona de contact al sculei cu piesa, în excluderea arsurilor și microfisurilor de pe suprafața dinților, mărind astfel durabilitatea angrenajului; utilizarea mai rațională a materialului abraziv și lărgirea posibilităților tehnologice.

Pentru a micșora defectele și microfisurile discului abraziv [2, 7, 19, 101, 130], scula este executată în formă de discuri profilate, înclinate la un unghi mai mare decât unghiul de nutație θ , și compusă din trei discuri abrazive, dintre care cele laterale sunt cu liant flexibil.

Scula abrazivă. În multiplele lucrări științifice apărute [19, 101, 110, 130], accentul este pus pe intensificarea procesului de aşchiere, însă trebuie de luat în considerație faptul că aceasta inevitabil duce la sporirea productivității, dar ne paște primejdia înrăutățirii calității producției. De

aceea, această problemă trebuie soluționată în complex, prin depistarea parametrilor de exploatare ce depind de mai mulți factori.

În industria construcției de mașini încontinuu apar materiale noi de construcție, care au proprietăți fizico-mecanice deosebite și care cer nu numai corecția regimurilor de prelucrare, dar și utilizarea unor noi condiții de prelucrare. La astfel de materiale se referă oțelurile de construcție puțin aliate cu carbon cromnichel, oțelurile rezistente la temperaturi înalte și aliajele. Pentru a spori eficacitatea procedeelor de rectificare a pieselor din materiale rezistente la temperaturi înalte, a micșora arsurile și rugozitățile suprafeței obținute, sporind simultan volumul de metal îndepărtat, este necesară elaborarea unor construcții și tehnologii de fabricare a sculelor așchietoare.

În figura 6.34 a este prezentată o scula abrazivă, iar în figura 6.34 b este redată o altă variantă a sculei abrazive.

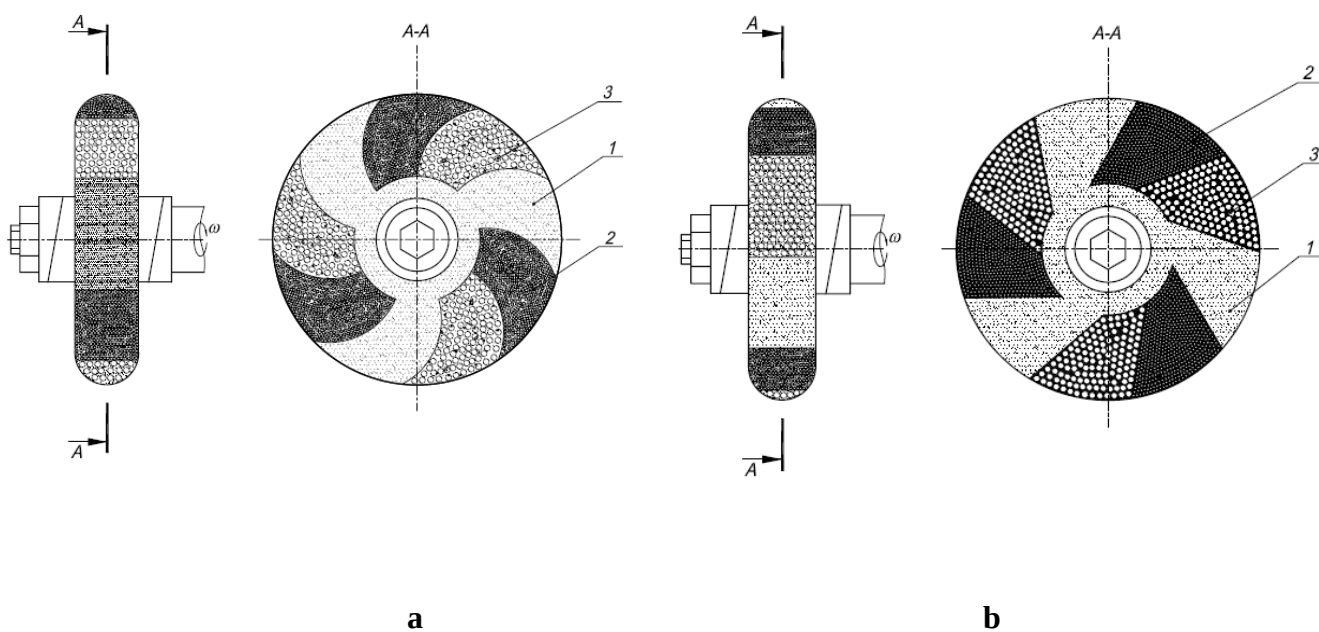


Fig. 6.34. Sculă abrazivă în două variante

Scula abrazivă se obține în felul următor. Forma este împărțită prin pereți în sectoarele 1, 2 și 3, se umple cu masă abrazivă în următoarea ordine: 1 – sectoarele cu granulație mășcată; 2 – sectoarele amplasate după ele cu granulație mărunță, care în pereche sunt despărțite cu sectoarele 3 cu abrazivele cu o duritate mai mică, apoi în prealabil se presează, se extrag pereții despărțitori și în final se presează și se supun tratamentului termic.

Scula abrazivă se instalează pe axul principal al mașinii de rectificat, aceasta lucrând ca o sculă obișnuită. Specificul ei constă în faptul că la prelucrare sectorul abraziv cu o duritate mai mică se uzează mai rapid, totodată în fața sectorului abraziv cu granulație mare se formează adâncituri provoacă microlovituri și microvibrații, care au loc la intrarea sectorului cu granule abrazive mari în contact cu piesa prelucrată. Astfel se îmbunătățește procesul de așchiere, se micșorează tensiunile tehnologice remanente, se reduce îmbâcsirea sculei abrazive, mai ales pentru prelucrarea materialelor ce se supun greu așchierii. Aceasta oferă posibilitatea obținerii unor piese cu forme geometrice precise, deoarece microloviturile și microvibrațiile au loc mai ales în zona de așchiere, și nu între piesă și sculă în ansamblu.

Utilizarea sectorului cu granulație mică, ce urmează după cel cu granulație mare, ameliorează calitatea suprafeței prelucrate. Lungimea arcului de circumferință al sectorului abraziv cu o duritate redusă este de două ori mai mică decât lungimile arcurilor de circumferință ale sectoarelor abrazive cu granulație mare și mică, astfel limitându-se zona de așchiere în care au loc microloviturile și microvibrațiile. Sectorul cu abraziv cu granulație mare, executat din granule abrazive, îndepărtează stratul (adaosul) esențial al materialului, iar sectorul abraziv cu granulație mică, executat din micropulberi abrazive, realizează simultan prelucrarea fină a stratului exterior al piesei.

Duritatea sectoarelor discurilor abrazive a fost verificată în corespundere cu *GOST 18118-79* pe aparatul acțiunea căruia este bazată pe distrugerea sculei abrazive printr-un jet de nisip cuarț.

S-au realizat cercetări de comparare a intensității de îndepărtare a metalului Y cu o sculă standardizată în formă de disc din electrocorund alb 25 A cu granulație 40 pe liant ceramic și celui cu granulație diferită, care are sectoare cu valori 15, 25, 40.

S-a măsurat Q_m (metalul îndepărtat) după 10 minute de rectificare neîntreruptă a probelor. Cercetările s-au realizat în condiții de producere pe mașina-unealtă de model 3M115. Avansul de pătrundere a constituit 0,01 mm/cursă dublă. În calitate de LUR pentru oțel 12X2H4A și oțel 20XH2MA s-a utilizat acvol-5, iar pentru XH62MBKIO și XH77TIOP – ukrinol-14. Analiza demonstrează că utilizarea discurilor abrazive cu sectoare cu granulație deferită sporește cu cca 15÷20% intensitatea de îndepărtare a metalului Y din contul creșterii îndepărtării metalului Q_m ca urmare a micșorării îmbâcsirii discului abraziv din cauza apariției microoscilațiilor.

Astfel, micșorarea de circa două ori a sectorului cu duritate mai mică a abrazivului duce la simplificarea construcției discului abraziv, la sporirea preciziei de prelucrare, la îmbunătățirea

calității indicilor stratului superficial (rugozitatea, tensiunile tehnologice remanente, precizia formei geometrice a piesei), la sporirea duratei de funcționare a discului abraziv între două îndreptări și a discului pe seama micșorării îmbăcsirii sau uzurii lui.

6.8. Procedul de prelucrare prin electroeroziune

Procedul se referă la procedeele de prelucrare electrofizice și electrochimice, mai concret prin electroeroziune a suprafețelor conjugate ale elementelor constructive ale mașinilor, de exemplu, a roților dințate, a șuruburilor pompelor cu șurub etc.

Este cunoscut procedul de prelucrare prin electroeroziune în care sculei-electrod în formă de corp de rotație i se comunică mișcarea corelată de rotire în direcție inversă față de deplasarea longitudinală a piesei. Procedul are neajunsul că scula se uzează și la micșorarea diametrului exterior scade precizia de prelucrare [2, 7, 15, 39, 101].

De asemenea, este cunoscut procedul de prelucrare prin electroeroziune în care sculei în forma unui corp de rotație i se transmite o mișcare de rotație și un avans spre piesă de la mecanismul de urmărire al mașinii-unelte [7, 39]. Acest procedeu are neajunsul că nu permite creșterea preciziei de prelucrare a angrenajelor, micșorarea timpului de prelucrare la schimbarea regimurilor de prelucrare; are o evacuare nesatisfăcătoare a produselor eroziunii din zona de prelucrare, din cauza valorii extrem de mici a jocului dintre electrozi și cursei sporite de prelucrare.

Scopul procedului este mărirea preciziei de prelucrare, extinderea posibilităților tehnologice prin asigurarea contactului multiplu încontinuu în angrenaj și pe lungimea dinților, sporirea productivității prelucrării și obținerea angrenajului cu profil modificat longitudinal.

Scopul formulat este atins prin aceea că [15] sculei-electrod executate în formă de corp de rotație, care imită condițiile cinematice reale de executare prin deplasări coordonate în raport cu sistemul de coordonate mobil (X_1, Y_1, Z_1) și cel fix (XYZ), a căror origine coincide cu centrul mișcării de precesie, axa Z_1 formând cu axa Z unghiul de nutație și descriind o suprafață conică cu vârful în centrul de precesie, i se comunică o mișcare suplimentară față de coordonatele X_1 și Y_1 în conformitate cu ecuațiile:

$$\begin{aligned} X &= (j + r / \operatorname{tg} \beta)(1 - \cos \Theta) \cos \psi \sin \psi, \\ Y &= (j + r / \operatorname{tg} \beta)(\sin^2 \psi + \cos \Theta \cos^2 \psi), \\ Z &= (j + r / \operatorname{tg} \beta)(\sin \Theta \cos \psi), \end{aligned} \quad (6.6)$$

unde: β – unghiul conicității sculei; r – raza sculei; j – jocul dintre electrozi; Θ – unghiul de nutație, egal cu unghiul dintre axele Z și Z_1 ; ψ – unghiul de precesie, axa sculei trecând prin centrul mișcării de precesie sub un unghi față de planul format de axele X_1, Y_1 .

La realizarea procedurii de prelucrare la o rotație a axului principal, scula-electrod execută o mișcare de precesie, iar piesa se rotește la un unghi $\psi = (Z_1 - Z_2)2\pi/Z_2$, unde Z_1 este numărul de dinți ai roții dințate, iar Z_2 – numărul ciclurilor de precesie.

La realizarea procedurii de prelucrare, scula este executată ca element par, în formă de hiperboloid de rotație. Prin acest procedeu se execută prelucrarea roților călite (cu diametre mari și mici în formă de coroană, care nu pot fi prelucrate prin alte procedee de așchiere). În figura 6.35 este prezentată schema de prelucrare prin electroeroziune după procedeul propus.

Pentru a descrie traiectoria mișcării sculei-electrod 1, o legăm cu sistemul de coordonate mobil $OX_1Y_1Z_1$, iar mașina-unealtă – cu sistemul fix $OXYZ$. Centrele coordonatelor ambelor sisteme coincid în punctul O , numit și *centru de precesie*. Semifabricatul prelucrat (de exemplu, roata dințată) 2 se rotește cu o viteză unghiulară ω_s în jurul axei care coincide cu axa Z . Axa sculei-electrod $O-O$ se amplasează sub un unghi $\beta \geq 0$ față de planul format de axele X_1 și Y_1 . Scula-electrod execută o mișcare de rotație în jurul axei $O-O$, căreia i se comunică mișcări oscilatorii și suplimentare față de dinții prelucrați. În același timp, axa Z_1 a sistemului de coordonate mobile $OX_1Y_1Z_1$ (legat cu scula-electrod) se amplasează față de axa Z sub un unghi de nutație Θ și descrie o suprafață conică (redată cu linii întrerupte) cu vârful amplasat în centrul de precesie. Totodată, sistemul de coordonate mobil $OX_1Y_1Z_1$ se fixează față de sistemul $OXYZ$ astfel ca axele X_1 și Y_1 să se deplaseze în jurul axelor corespunzătoare după traiectorii cu parametri caracterizați cu unghiurile lui Euler – nutație Θ și precesie ψ .

Totodată, axa sculei-electrod $O-O$ trece prin centrul mișcării precesionale sub unghiul $\beta \geq 0$ față de planul format de axele X_1, Y_1 .

În timpul prelucrării roții dințate care lucrează în pereche cu roata-satelit, axa $O-O$ a sculei-electrod coincide cu axa Y_1 , iar la prelucrarea dinților roții ce lucrează în cuplu cu satelitul cu angrenaje interioare, axa $O-O$ a sculei-electrod este înclinată sub unghiul β față de planul format de axele X_1 și Y_1 .

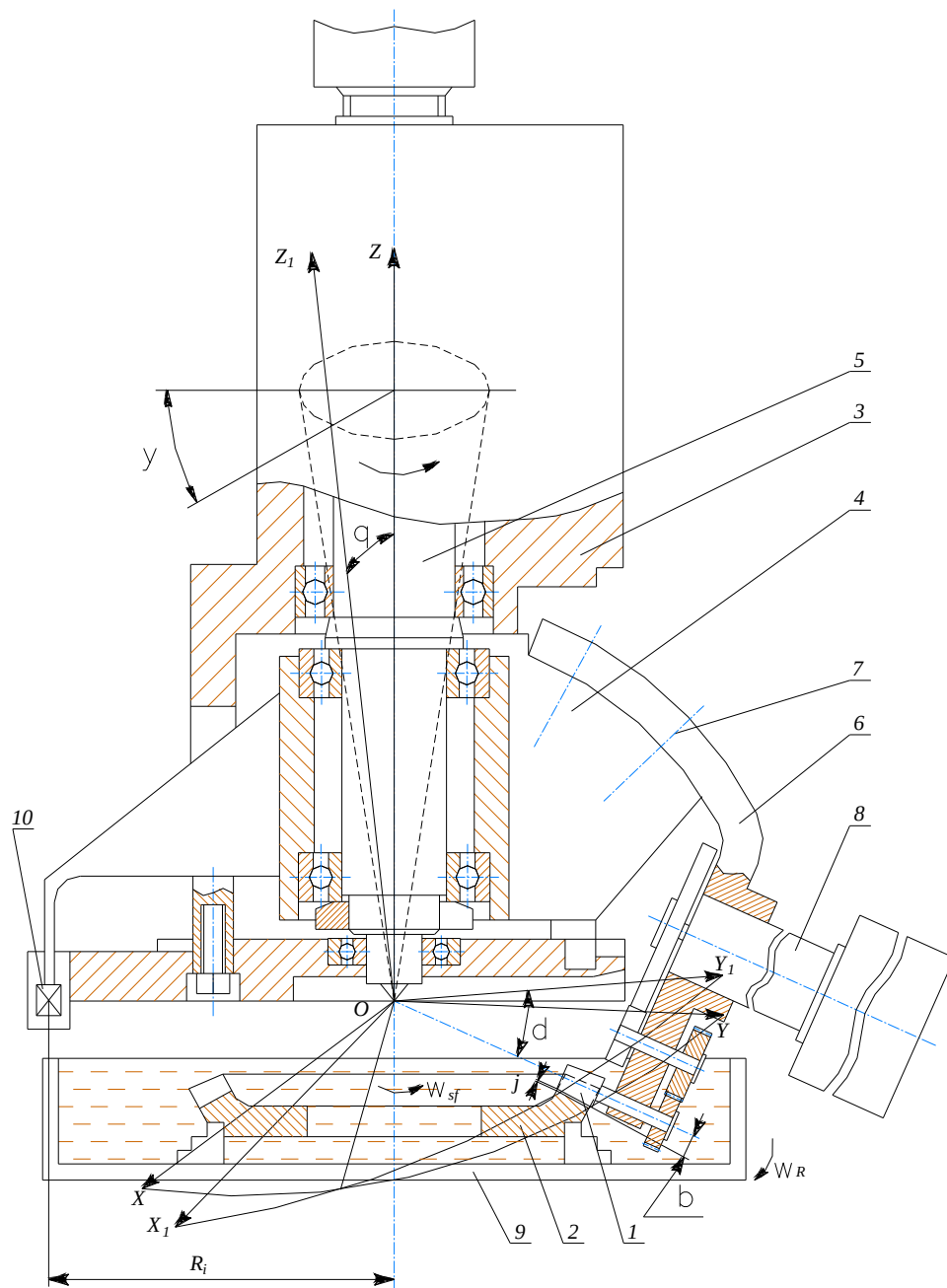


Fig. 6.35. Schema procedului de prelucrare prin electroeroziune

Așadar, când $\beta = 0$, orice punct pe axa $O-O$ a sculei-electrod descrie aceeași traiectorie ca și punctele care se află pe axa Y_1 , iar când $\beta > 0$, traiectoria descrisă de punctele aflate pe axa sculei-electrod diferă de traiectoria descrisă de punctele axei Y_1 după formă și dimensiuni. Cu cât este mai mare unghiul β de înclinare a sculei-electrod, cu atât e mai mare diferența dintre aceste traiectorii.

Prin suprapunerea traiectoriei mișcării sculei-electrod față de sistemul fix $OXYZ$, descris de ecuații, și traiectoriei mișcării oscilatorii a sculei față de acest sistem se obține profilul angrenajului.

La realizarea procedeului dat poate fi utilizat dispozitivul propus de către autor. Acesta este compus din carcasa 3, având un reazem semicilindric pentru prinderea sa în lăcașul căruciorului mașinii-unelte; traversa 4 este prinsă de șuruburile spre suprafața frontală a carcasei 3, manivela 5, balansierul 6. Acesta din urmă, echipat cu ghidajele 7 pentru prinderea mecanismului de acționare 8 cu scula-electrod 1, are posibilitatea de a se roti. Mecanismul de acționare 8 poate varia unghiul β dintre axa geometrică $O-O$ a sculei-electrod și planul format de axe X_1, Y_1 .

Axa fixă și cea mobilă a manivelei 5 se intersectează într-un punct (centru de precesie) amplasat pe axa semifabricatului 2. Semifabricatul este așezat în dispozitiv și prins de masa rotativă 9. Balansierul 6 este legat cu sistemul de coordonate mobil $OX_1Y_1Z_1$, iar carcasa 3 – cu sistemul de coordonate fix $OXYZ$. Axa manivelei 5 coincide cu axa Z_1 , iar axa semifabricatului rotitor – cu axa Z .

La rotirea arborelui-manivelă 5, a balansierului 6 și a sculei-electrod 1, mișcarea oscilatorie se transmite în jurul punctului cu centrul de precesie – punctul de intersecție a axelor fixe și celor mobile ale manivelei 5.

Balansierul oscilator nu se rotește în jurul axei geometrice proprii, el are posibilitatea de a balansa în jurul axei Z a sistemului fix $OXYZ$, cu unghiul θ . Balansierul este blocat la rotire de mecanismul legăturii cinematice 10; acest mecanism mai are o funcție, și anume aceea de a transmite sculei-electrod o mișcare suplimentară, descrisă de relațiile prezentate mai sus. Schimbarea unghiului β de poziționare a sculei-electrod se realizează prin deplasarea suportului cu scula-electrod 1 pe o suprafață în arc de cerc.

Procedeul se realizează în felul următor. Scula-electrod 1 profilată, care are forma unui corp de rotație, se rotește împreună cu semifabricatul 2. Acesta este prins de masa rotativă a mașinii-unelte și transportă tensiune de lucru de la sursa de alimentare, utilizată la prelucrarea prin electroeroziune. În zona de prelucrare, unde se află semifabricatul și scula-electrod, există lichidul de lucru. Sculei-electrod i se comunică mișcare de avans de la mecanismul de acționare a mașinii-unelte. La apropierea semifabricatului și sculei-electrod până la o valoare anumită j (jocul), apar descărcări electrice care conduc la îndepărtarea materialului de pe suprafața semifabricatului-electrod și scula-electrod. În urma acestor descărcări, jocul dintre acestea se mărește și, ca efect,

descărcările se opresc și mecanismul de urmărire a mașinii-unelte le apropie din nou. După o serie de deplasări periodice, scula-electrod pătrunde în semifabricat și astfel se obține suprafața necesară.

Regimurile electrice utilizate la realizarea procedeului propus coincid totalmente cu regimurile cunoscute, utilizate la prelucrări prin electroeroziune, și depind de: suprafața de prelucrare (în cazul de față – suprafața de contact a sculei-electrod cu piesa), rugozitatea necesară de prelucrare etc.

Utilizarea procedeului propus permite mărirea preciziei de prelucrare a angrenajelor, extinderea posibilităților tehnologice de prelucrare, creșterea productivității procedeului și obținerea unor dinți cu modificare longitudinală.

6.9. Procedeul pentru rodarea elementelor conjugate ale mașinilor

Procedeul face parte din categoria procedeelor de prelucrare electrofizice și electrochimice [2, 7, 14], mai concret din categoria rodajului prin electroeroziune a suprafețelor conjugate ale elementelor constructive ale mașinilor, de exemplu, ale roților dințate, șuruburilor pompelor cu șurub etc.

Este cunoscut dispozitivul pentru rodajul prin electroeroziune a roților dințate în care, prin intermediul unor contacte alunecătoare spre arborii roților dințate, se transmit impulsuri de curent de la generatorul electroeroziv. Reazemele arborilor sunt izolate de corpul dispozitivului. Trecând prin stratul uleiului de ungere, impulsurile curentului electric provoacă eroziunea profilurilor conjugate ale dinților. Procedeul are neajunsul că are un randament scăzut, din cauza pierderilor de energie în conducte.

Se cunoaște dispozitivul pentru rodajul elementelor conjugate ale mașinilor compus din corp metalic, reazeme amplasate în corp, arbori cu elemente conjugate (de exemplu, roți dințate) și miez magnetic cu circuit închis cu bobinaj, conectat la generatorul cu impulsuri.

Dar acest dispozitiv nu poate fi utilizat pentru rodarea simultană a mai multor roți dințate ale reductoarelor în trepte, a roților cu angrenaje interioare, transmisiilor armonice și transmisiilor precesionale.

Scopul procedeului este mărirea preciziei și extinderea posibilităților tehnologice prin asigurarea contactului multiplu, încontinuu în angrenaj și pe lungimea dinților.

Scopul formulat este atins prin faptul că satelitul este cuprins de miezul magnetic și este instalat pe reazeme ce nu conduc curentul electric. O roată conjugată are legătură directă cu corpul și nu se rotește, iar alta – pe reazeme, care conduc curentul electric, și are posibilitatea de a se roti.

Soluția tehnică, conform invenției, asigură următoarele avantaje:

- mărirea preciziei de prelucrare a angrenajului;
- extinderea posibilităților tehnologice de prelucrare;
- sporirea productivității procedeuului.

În figura 6.36 este prezentat dispozitivul pentru rodajul simultan al roților dințate din componența reductorului în trepte.

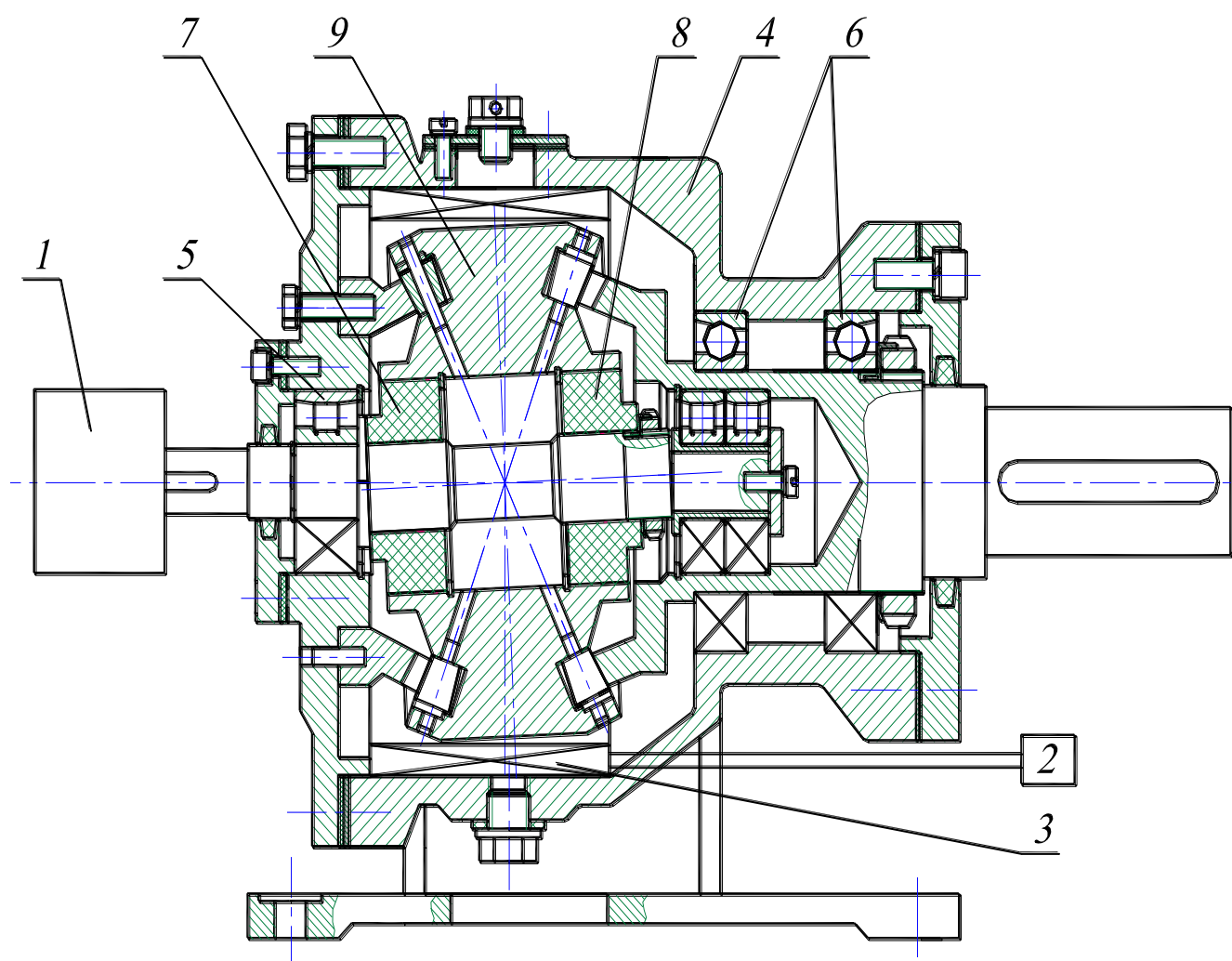


Fig. 6. 36. Dispozitiv pentru rodajul simultan al roților dințate din componența reductorului în trepte

Dispozitivul este compus din mecanismul de acționare 1, generatorul impulsurilor 2, miezul 3 cu bobinaj, corpul 4 din material care conduce curentul electric, reazeme ce conduc curentul electric 5 și 6, reazeme ce nu conduc curentul electric 7 și 8. Arborii cu elemente care sunt supuse prelucrării și satelitul 9 sunt solidarizate de miezul 3.

Dispozitivul funcționează în modul următor. La conectarea mecanismului de acționare 1 și a generatorului de impulsuri 2, arborii reductorului împreună cu satelitul încep să se rotească, în timp ce spre bobinajul miezului 3 se aplică tensiunea impulsivă. Bobina secundară o formează următorul lanț: corpul 4 – reazemele 5 și 6 care conduc curentul – intervalul scânteietor în zona angrenării – roata conjugată cu reazemul – corpul. În lanț apare tensiune aplicată în zona conjugării dinților. Are loc eroziunea electrică a angrenajului și rodajul reciproc al roților.

Prelucrarea cuplelor angrenajelor cuprinse de miez se desfășoară paralel.

Dispozitivul permite mărirea preciziei de prelucrare, extinde posibilitățile tehnologice și crește productivitatea procedului de rodaj prin electroeroziune. În acest mod, este posibil să realizăm rodajul simultan al roților dințate cu mai multe trepte ale reductoarelor, transmisiilor planetare și melcate, armonice, cu modul mic, și al celor precesionale în ansamblu.

6.10. Procedul de prelucrare prin electroeroziune a pieselor cu contur complex

Procedul se referă la procedee de prelucrare electrofizice și electrochimice, mai concret – prin electroeroziune a suprafețelor conjugate cu electrodul-sârmă al elementelor constructive ale mașinilor, de exemplu a roților dințate, matrițelor, ștanțelor, presformelor, formelor de turnat etc.

Este cunoscut procedul de prelucrare prin electroeroziune a suprafețelor profilate, când sculei-electrod i se transmite mișcare de avans și, simultan, o mișcare orbitală, pe o traiectorie circulară, perpendiculară pe direcția avansului [17].

Procedul are neajunsul că oferă suprafeței prelucrate o rugozitate sporită. Aceasta se explică prin faptul că, la prelucrarea piesei nemișcate cu o sculă-electrod, cu mișcare de avans, în spațiul dintre electrozi curentul format este frânat de rugozitatea suprafeței sculei. Rugozitatea suprafeței piesei fiind, de asemenea, o frână în timpul mișcării fluxului de lichid, se înrăutățesc și condițiile de evacuare a căldurii și a rezultatelor eroziunii, care, la rândul lor, conduc la creșterea rugozității suprafeței prelucrate.

Este cunoscut procedul de prelucrare a pieselor cu contur complicat cu suprafețe înclinate, conform căruia prelucrarea se realizează cu electrod-sârmă, care se înfășoară pe două bobine

amplasate de ambele părți ale piesei și care au posibilitatea deplasării independente prin intermediul unor reglari copiatori [7, 17].

Procedeul are neajunsul că electrodul-sârmă nu permite de a obține conturul real al angrenajului, deoarece prelucrarea se realizează după un șablon; totodată, procedeul nu permite o creștere a preciziei de prelucrare a angrenajelor sau o micșorare a timpului de prelucrare la schimbarea regimurilor de prelucrare. De asemenea, evacuarea produselor eroziunii din zona de prelucrare este greoaie, din cauza valorii extrem de mici a jocului dintre electrozi și cursei sporite de prelucrare.

Scopul procedurii este mărirea preciziei de prelucrare, extinderea posibilităților tehnologice prin asigurarea contactului multiplu încontinuu în angrenaj și pe lungimea dinților, sporirea productivității prelucrării și obținerea angrenajului cu profil modificat longitudinal.

Scopul formulat este atins prin trecerea [7, 17] electrodului-sârmă printr-o rolă care imită condițiile reale de executare prin deplasări coordonate în raport cu sistemul de coordonate mobil ($X_1Y_1Z_1$) și cel fix (XYZ), a căror origine coincide cu centrul mișcării de precesie, axei Z_1 , formând cu axa Z unghiul de nutație și descriind o suprafață conică cu vârful în centrul de precesie, i se comunică o mișcare suplimentară față de coordonatele X_1 și Y_1 în conformitate cu ecuația:

$$\begin{aligned} X &= (j + (d_{sr} + r_f) / \operatorname{tg} \beta)(1 - \cos \Theta) \cos \psi \sin \psi, \\ Y &= (j + (d_{sr} + r_f) / \operatorname{tg} \beta)(\sin^2 \psi + \cos \Theta \cos^2 \psi), \\ Z &= (j + (d_{sr} + r_f) / \operatorname{tg} \beta)(\sin \Theta \cos \psi), \end{aligned} \quad (6.7)$$

unde: β – unghiul conicității sculei; d_{sr} – diametrul electrodului-sârmă; j – jocul dintre electrozi; r_f – raza de amplasare a canalului în rolă; Θ – unghiul de nutație, egal cu unghiul dintre axele Z și Z_1 ; ψ – unghiul de precesie, axa sculei trecând prin centrul mișcării de precesie sub un unghi față de planul format de axele X_1 , Y_1 .

La realizarea procedurii de prelucrare, la o rotație a axului principal, electrodul-sârmă, așezat pe o rolă, execută o mișcare de precesie și o mișcare oscilatorie în jurul axei rolei, iar piesa se rotește la un unghi $\psi = (Z_1 - Z_2)2\pi/Z_2$, unde Z_1 este numărul de dinți ai roții dințate, iar Z_2 – numărul ciclurilor de precesie.

La realizarea procedurii de prelucrare, pe suprafața rolei este executat un canal cu secțiune circulară amplasat sub un unghi α față de axa rolei, iar electrodul-sârma așezat în el are diametrul egal cu secțiunea canalului.

Soluția tehnică, conform invenției, asigură următoarele avantaje:

- mărirea preciziei de prelucrare a angrenajelor;
- extinderea posibilităților tehnologice de prelucrare;
- sporirea productivității procedeului;
- prelucrarea roților călite (cu diametre mari sau mici în formă de coroană, care nu pot fi prelucrate);
- micșorarea costului produsului.

În figura 6.41 este prezentată schema de prelucrare prin electroeroziune conform procedeului propus, în figura 6.42 – poziția I–I din figura 6.41.

Pentru a descrie traiectoria mișcări, electrodul-sârmă 1 îl rigidizăm de sistemul de coordonate mobil $OX_1Y_1Z_1$, iar mașina-unealtă – cu sistemul fix $OXYZ$. Centrele coordonatelor ambelor sisteme coincid în punctul O , numit *centru de precesie*. Semifabricatul prelucrat (de exemplu, roata dințată) 2 se rotește cu o viteză unghiulară ω_{sf} în jurul axei, care coincide cu axa Z . Axa rolei pe care se amplasează electrodul-sârmă $O-O$ se amplasează sub un unghi $\delta \geq 0$ față de planul format de axele X_1 și Y_1 . Electrocul-sârmă execută o mișcare de rulare în jurul axei $O-O$, care va urmări dinții prelucrați prin mișcări oscilatorii și suplimentare. În același timp, axa Z_1 a sistemului de coordonate mobile $OX_1Y_1Z_1$ (e redată cu electrocul-sârmă) se amplasează față de axa Z sub un unghi de nutație Θ și descrie o suprafață conică (e redată cu linii întrerupte) cu vârful amplasat în centrul de precesie. Totodată, sistemul de coordonate mobil $OX_1Y_1Z_1$ se fixează față de sistemul $OXYZ$ astfel ca axele X_1 și Y_1 să se deplaseze în jurul axelor corespunzătoare, după traiectorii cu parametri caracterizați de unghiurile lui Euler – nutație Θ și precesie ψ .

Totodată, axa rolei pe care se amplasează electrocul-sârmă $O-O$ trece prin centrul mișcării precesionale sub unghiul $\delta \geq 0$ față de planul format de axele X_1 , Y_1 .

În timpul prelucrării roții dințate, care lucrează în pereche cu roata-satelit, axa $O-O$ a rolei pe care se amplasează electrocul-sârma coincide cu axa Y_1 , iar la prelucrarea dinților roții ce lucrează în cuplu cu satelitul cu angrenaje interioare, axa $O-O$ a rolei este înclinată sub unghiul δ față de planul format de axele X_1 și Y_1 .

Așadar, când $\delta = 0$, orice punct pe axa $O-O$ a rolei descrie aceeași traiectorie ca și punctele care se află pe axa Y_1 , iar când $\delta > 0$, traiectoria descrisă de punctele aflate pe axa rolei diferă de

traectoria descrisă de punctele axei Y_1 după formă și dimensiuni. Cu cât este mai mare unghiul δ de înclinare a rolei, cu atât e mai mare diferența dintre aceste traectorii.

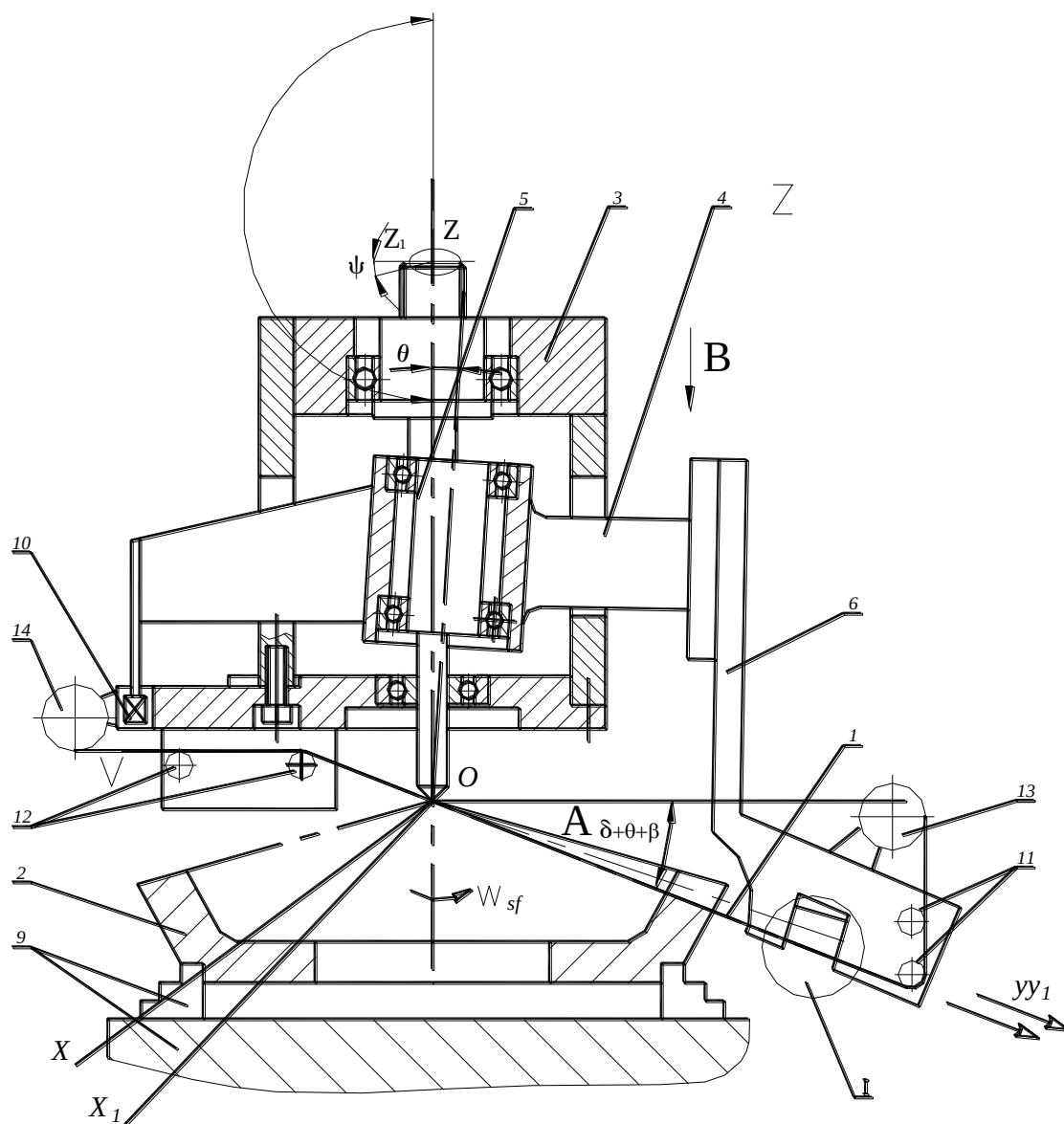


Fig. 6.41. Schema procedului de prelucrare prin electroeroziune cu contur complex

Suprapunerea traiectoriei mișcării rolei cu cea a electrodului-sârmă pe sistemul fix $OXYZ$, descris de ecuații, și a traiectoriei mișcării oscilatorii electrodului-sârma față de acest sistem ne permite să obținem profilul angrenajului.

La realizarea acestui procedeu poate fi utilizat dispozitivul compus din carcasa 3, având un reazem semicilindric pentru prinderea în lăcașul căruciorului mașinii-unelte, traversa 4, prinsă de șuruburile spre suprafața frontală a carcasei 3, manivela 5, balansierul 6. Balansierul 6 este echipat cu pana 7 pentru ghidarea lui față de axa Z_1 și reglarea axei rolei 8 în centrul de precesie O .

Axa fixă și cea mobilă ale manivelei 5 se intersectează într-un punct (centru de precesie) amplasat pe axa semifabricatului 2. Semifabricatul este așezat în dispozitiv și prins de masa rotativă 9. Balansierul 6 este legat cu sistemul de coordonate mobil $OX_1Y_1Z_1$, iar carcasa 3 – cu sistemul de coordonate fix $OXYZ$. Axa manivelei 5 coincide cu axa Z_1 , iar axa semifabricatului rotitor – cu axa Z .

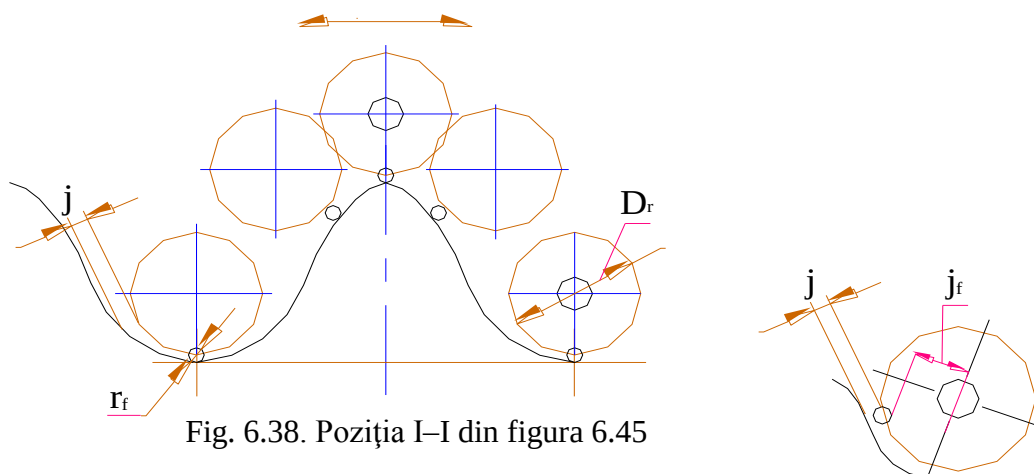


Fig. 6.38. Poziția I-I din figura 6.45

La rotirea arborelui-manivelă 5, a balansierului 6 și a electrodului-sârmă 1, se suprapune mișcarea oscilatorie în jurul punctului cu centrul de precesie – punctul de intersecție a axelor fixe și mobile ale manivelei 5.

Balansierul oscilator nu se rotește în jurul axei geometrice proprii, ci are posibilitatea de a balansa în jurul axei Z a sistemului fix $OXYZ$, cu unghiul θ . Balansierul este blocat la rotire de mecanismul legăturii cinematice 10. Acest mecanism mai are o funcție, și anume aceea de a transmite electrodului-sârmă și rolei 8 o mișcare suplimentară, descrisă de relațiile prezentate mai sus.

Schimbarea unghiului δ de amplasare a electrodului-sârmă se realizează prin schimbarea unui alt balansier cu unghi respectiv. Electrodul-sârmă este tras prin reazemele 11 și 12, e deplasat și întins de bobinele 13 și 14. La deplasarea electrodului-sârmă, rola 8, fiind așezată pe o axă 15, iar

ea, la rândul său, pe lagărele 16, obține o mișcare de rotație în jurul axei 15. Rola 8 are o legătură cinematică cu mecanismul 17. Pe suprafața conică a rolei este executat un canal spiroidal cu o secțiune circulară cu unghiul de pantă α .

Procedeul se realizează în felul următor. Spre electrodul-sârmă 1 și spre semifabricatul 2, fixat de masa rotativă a mașinii-unelte, se transportă tensiune de lucru de la sursa de alimentare, utilizată la prelucrarea prin electroeroziune. În zona de prelucrare, unde se află semifabricatul și electrodul-sârmă, se trimite lichidul de lucru. Electroductului-sculă i se comunică mișcare de avans axial de la mecanismul de acționare a mașinii-unelte, iar semifabricatului – mișcarea de rotație. La apropierea semifabricatului și electrodului-sârmă până la o valoare anumită j (jocul), apar descărcări electrice, care conduc la pătrunderea sârmei în semifabricat. În urma acestor descărcări, sârma, executând mișcări de rulare, oscilatorii și suplimentare, va decupa din semifabricat piesa finită cu conturul necesar.

Regimurile electrice, utilizate la realizarea procedeului propus, coincid totalmente cu regimurile cunoscute, folosite la prelucrări prin electroeroziune, și se indică în funcție de următoarele considerente: suprafața de prelucrare (în cazul de față, suprafața de contact al electrodului-sârmă cu piesa), rugozitatea necesară de prelucrare etc.

Utilizarea procedeului propus permite mărirea preciziei de prelucrare a angrenajelor, extinderea posibilităților tehnologice de prelucrare, creșterea productivității procedeului, reducerea timpului pentru ajustarea manuală a pieselor și oferă posibilitatea de a obține dinți cu modificare longitudinală.

Se propune **procedeul de formare a depunerilor de grafit** cu utilizarea electrozilor compacți și cu contactarea periodică a acestora cu suprafața prelucrată a piesei [175].

Problema pe care o rezolvă procedeul este majorarea durabilității pieselor metalice prin formarea depunerii de grafit, însoțită de durificarea substratului și păstrarea formei geometriei piesei prelucrate, rugozitatea acesteia rămânând constantă ori micșorându-se.

Procedeul dat contribuie la sporirea rezistenței refractare a suprafeței pieselor și celei de uzură prin formarea pe ele a peliculelor de grafit, precum și la durificarea substratului suprafețelor metalice prin interacțiunea surselor punctiforme de impulsuri de căldură și a câmpurilor electrice create de descărcările prin impulsuri, însoțite de transferul grafitului pe suprafața piesei, cristalizarea lui pe suprafață cu formarea depunerii de $7...17 \mu\text{m}$ și difuzia lui în aceasta, însoțită de

modificarea compoziției chimice în substrat, cu formarea carburilor metalice, și micșorarea rugozității ei din contul întreținerii descărcărilor electrice prin impulsuri pe petele electrodice reci.

A fost demonstrat experimental că grafitul erodează mult mai efectiv la polaritate directă în fază solidă, iar materialul erodat de pe suprafața catodului este transferat pe cea a anodului, cristalizându-se pe aceasta și formând o peliculă subțire, din care apoi are loc difuzia în substratul suprafeței prelucrate și care decurge mai puțin intensiv în cazul conectării piesei în calitate de catod. În cazul utilizării numai a impulsului de polaritate directă, procesul de difuzie este mai puțin efectiv, din motivul formării pe suprafața piesei a unui strat gros de grafit, care izolează termic suprafața prelucrată, pe de o parte, iar pe de altă parte, la interacțiuni repetate cu canalul de plasmă, acesta crește în grosime și este mai puțin supus eroziunii, are loc formarea legăturilor interatomice nemetalice, materialul de depunere fiind nemetal.

Suprafața prelucrată a piesei suportă transformări de compoziție chimică și de natură termică, astfel, la încălzirea suprafeței de ordinul a $4...12 \text{ mm}^2$ (pentru un impuls), transferul polar al grafitului, însoțit de cristalizarea lui pe acesta, provoacă formarea depunerii și efecte de difuziune a grafitului în suprafața metalică, însoțită de formarea așa-numitului *strat alb*, a cărui grosime este în funcție de cantitatea de energie degajată în interstițiu și de numărul de treceri (șocuri termice) la care aceasta este supusă.

De asemenea, în mod experimental a fost stabilită creșterea grosimii piesei și micșorarea rugozității suprafeței prelucrate.

Generatorul conține bloc de impulsuri de amorsare, bloc de impulsuri de putere și bloc de dirijare. Durata impulsurilor de putere, asigurată de blocul de dirijare, nu va depăși $250 \text{ }\mu\text{s}$, timp suficient pentru apariția și dezvoltarea petelor electrodice „calde”, ceea ce provoacă fenomene electroerozive și de transfer polar. Totodată, are loc topirea suprafeței la adâncimi de $0,05...0,1 \text{ }\mu\text{m}$, ceea ce asigură amestecarea parțială a fazei lichide a metalului cu grafitul transferat de pe catod, grafitul nedizolvat servește în calitate de germene pentru cristalizarea de mai departe a acestuia și formarea depunerii. La acțiunea repetată a impulsurilor de curent crește grosimea depunerii și are loc difuziunea grafitului în adâncul suprafeței piesei din contul acțiunii termice pe adâncimi de ordinul a $3...7 \text{ }\mu\text{m}$.

Continuitatea deplină a stratului de depunere din grafit se asigură pentru suprapunerea petelor de interacțiune anodică cu pasul de $0,5 d_{zt}$ (unde d_{zt} este diametrul zonei de interacțiune termică a canalului de plasmă cu suprafața prelucrată) a avansului longitudinal și transversal.

Pentru formarea straturilor de depunere antirefractare și antipriză pe suprafețe metalice cu descărcări electrice prin impulsuri în regim de subexcitare, este necesar de asigurat următorii parametri: interstițiul -1 mm, capacitatea bateriei de condensatoare 600 μF , tensiunea de încărcare a acestora 200 V, durata impulsului de putere 250 μs , iar pentru impulsurile de amorsare $C = 0,1 \mu\text{F}$, tensiunea în impuls fiind de 10...12 kV.

6.11. Tehnologii aplicate în transmisii planetare precesionale

6.11.1. Generalități

Transmisiile planetare precesionale (TPP) [2, 7–10], datorită avantajelor pe care le au, pot fi utilizate în toate domeniile în care este necesară transformarea mișcării și a sarcinii – de la mecanisme simple de acționare cu destinație generală până la automobile, roboți, tehnică cosmică de zbor, tehnică specială etc. Spectrul larg al utilizării transmisiilor planetare precesionale este determinat de avantajele lor constructiv-cinematice și funcționale, care se datorează unor particularități unice, realizate prin simbioza angrenajului cu multiplicitate absolută a angrenării dinților, a mișcării sferospațiale cu un punct fix al satelitului și a profilului convex-concav și variabil al dinților.

Fabricarea și implementarea unui produs nou, cum sunt transmisiile planetare precesionale, cer să fie puse la dispoziția producătorului documentația tehnică și tehnologică de asigurare a procesului de fabricare, metodele de evaluare și control al preciziei de prelucrare a pieselor-componente (în special, ale angrenajului), cerințele tehnice de asigurare a calității produsului în ansamblu etc. Aceste cerințe complexe au fost înaintate colectivului de autori, deoarece transmisiile planetare precesionale se deosebesc esențial de transmisiile clasice atât prin particularități constructiv-cinematice unice ale angrenajului precesional, cât și prin principiul nou de transformare a mișcării și de transmitere a sarcinii.

În acest context, în baza teoriei fundamentale a angrenajului precesional și a teoriei generării danturilor cu profil convex-concav și variabil al dinților [2, 7–12], au fost elaborate diverse tehnologii de generare a profilurilor nestandardizate, metodele de calcul ingineresc și de proiectare a transmisiilor planetare precesionale, bazate pe 30 de structuri cinematice $2K-H$, $K-H-V$ și combinate, a fost creată metoda de evaluare și control al preciziei de fabricare a angrenajului precesional etc. Aria largă de aplicare a transmisiilor planetare precesionale și a mecanismelor de acționare elaborate în baza lor se datorează avantajelor ce le caracterizează, printre care menționăm:

- capacitate portantă înaltă;
- diapazon cinematic extins;
- multiplicitate absolută a angrenării dinților ($\epsilon = 100\%$);
- posibilitatea de a transmite mișcarea de rotație prin perete;
- pierderi hidraulice minime.

Atât aplicațiile, cât și invențiile prezentate în acest paragraf au fost elaborate în perioada 1984–2015, în cadrul acordurilor economice bilaterale cu diverse întreprinderi industriale, proiecte naționale și granturi internaționale în domeniul cercetării-dezvoltării transmisiilor planetare precesionale.

În acest paragraf sunt prezentate aplicații caracteristice ale transmisiilor planetare precesionale cu destinație generală și specială, sunt descrise diverse mecanisme de acționare elaborate în baza lor.

6.11.2. Motoreductoare planetare precesionale în Complexul Robotizat pentru Extracția Zăcămintelor Feromanganice de pe fundul Oceanului Planetar (Conceptul URSS, Okeanmash) [elaborate la solicitarea VNIPI Okeanmash, Dnepropetrovsk].

Scurt istoric. Un efect funcțional al TPP, apreciat inițial ca neimportant, a deschis un domeniu important de aplicații. În general, transmisiile mecanice se caracterizează prin avantaje sau dezavantaje, determinate de structura lor constructiv-cinematică și de nivelul soluțiilor tehnice capabile să asigure transformarea mișcării și transmiterea sarcinii cât mai eficient posibil. Spre deosebire de transmisiile clasice, transmisiile planetare precesionale, pe lângă avantajele constructiv-cinematice, au de asemenea și un **avantaj funcțional descoperit întâmplător**, care rezultă din principiul de transformare a mișcării. Acest avantaj se datorează unui efect funcțional care inițial a fost tratat ca unul neimportant, ca mai apoi să determine deschiderea unui domeniu foarte larg și valoros de utilizare a transmisiilor planetare precesionale, și anume în domeniul tehnicii submersibile exploatate la fundul mărilor și oceanelor la adâncimi de 5000-6000 m.

În anul 1984, în timpul unor încercări experimentale, a fost descoperit faptul că în TPP, datorită mișcării sferospațiale a satelitului, pierderile hidraulice sunt minime, chiar și la turații de $3000\text{--}5000\text{ min}^{-1}$. Acestui fenomen nu i s-a acordat atunci prea multă atenție. Ulterior, în cadrul unei conferințe științifice desfășurate la Leningrad, un doctorand a relatat, printre altele, despre acest fenomen. La câțva timp după aceasta, am fost vizitați la catedră de doi specialiști din Rusia, la început foarte „scumpi la vorbă”, care au rugat autorii să le demonstreze în condiții de laborator

veridicitatea acestui fenomen. Cele două persoane s-au dovedit a fi de la Institutul *Okeanmaş* din Moscova. După ce s-au convins de existența fenomenului, în câteva ore de discuții ne-au prezentat informația că pe fundul mărilor și oceanelor, la adâncimea de 5÷6 km, au fost descoperite rezerve de zăcămintele (de fier, mangan, titan, wolfram, nichel, molibden – aproape întreg tabelul periodic al lui Mendeleev) care, conform estimărilor specialiștilor, ar fi suficiente pentru satisfacerea cu aceste materiale a întregii lumi în următorii 200 de ani! Era în toi împărțirea teritoriilor oceanelor și mărilor bogate în aceste minerale. Conform unei decizii ONU, aplicate țărilor semnatare ale Convenției Maritime, **au dreptul la exploatarea teritoriilor doar țările încadrate în cercetarea și elaborarea tehnologiilor de extracție și de prelucrare metalurgică a acestor minerale.** URSS a reprofilat „peste noapte” Institutul de Cercetări în Metalurgie din Dnepropetrovsk în *VNIPI Okeanmaş*. Autorilor ideii li s-a propus să colaboreze în vederea creării unui Complex Robotizat pentru Extracția Zăcămintelor Feromanganice de pe fundul Oceanului Planetar. Finanțarea a fost masivă. Până la destrămarea URSS, finanțarea proiectului a fost estimată la 220–250 mii de ruble anual, în total constituind 890 mii ruble, deci aproximativ 1 milion dolari SUA.

De regulă, comanditarii dublează sau chiar triplează cercetările în asemenea domenii, pentru a exclude riscul eşecului. Autorii însă au fost selectați fără alternative în elaborarea mecanismelor de acționare ale Complexului Robotizat anume datorită unicității efectului funcțional descoperit întâmplător în TPP.

Valoarea efectului descoperit. La adâncimi mari de 5÷6 km, la presiuni hidrostatice de 50÷60 MPa și la temperatura apei la această adâncime a oceanului de 3÷4°C, viscozitatea uleiurilor utilizate pentru compensarea presiunii crește până la 2500÷3000 sSt, iar transmisiile clasice în aceste condiții de exploatare se transformă în hidrofrâne. TPP pot fi exploatare submersibil la adâncimi mari anume datorită efectului funcțional descoperit întâmplător și care se datorează specificului mișcării sferospațiale a satelitului cu un punct fix. La câteva săptămâni, autorii au fost invitați la Dnepropetrovsk, la *VNIPI Okeanmaş* (filiala institutului din or. Moscova), unde au primit caietul de sarcini pentru cercetare–proiectare și finanțarea pentru primul an – 220 de mii de ruble. Cercetările științifice, proiectările, confecționarea mostrelor experimentale se efectuau paralel. În anul 1987, în baza proiectelor elaborate de autori, întreprinderea *Azovmaş* din or. Mariupol a început fabricarea seriilor „zero” ale TPP.

Specificul mișcării sferospațiale a blocului-satelit (elementul ce efectuează mișcare precesională cu frecvența maximă) asigură pierderi hidraulice minime chiar și la oscilații cu

frecvență înaltă a acestuia. Acest fapt face deosebit de avantajoasă utilizarea TPP în sisteme submersibile, cum este Complexul Robotizat de Extracție a Zăcămintelor Feromanganice. Datorită acestui efect funcțional neîntâlnit la alte transmisii mecanice, transmisiile planetare precesionale nu au analogi competitivi printre transmisiile clasice, cunoscute la scară mondială. În perioada 1986-1989, toate mecanismele de acționare ale Complexului Robotizat (conceptul URSS) au fost elaborate de colectivul de autori în cadrul contractelor unionale de cercetare. În baza cercetărilor complexe efectuate, au fost elaborate 12 mecanisme de acționare precesionale submersibile din componența Complexului Robotizat de Extracție a Zăcămintelor Feromanganice de pe fundul Oceanului Planetar [7, 8]. Toate reductoarele precesionale submersibile au fost fundamentate pe

schema constructivă de bază $2K-H$.

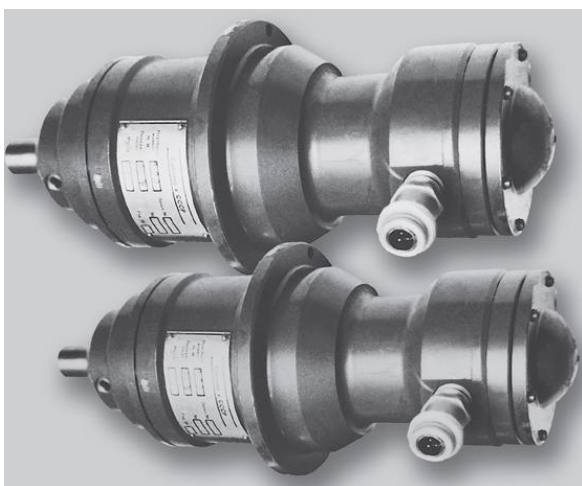


Fig. 6.39. Module electromecanice de acționare a hidrolocatorului

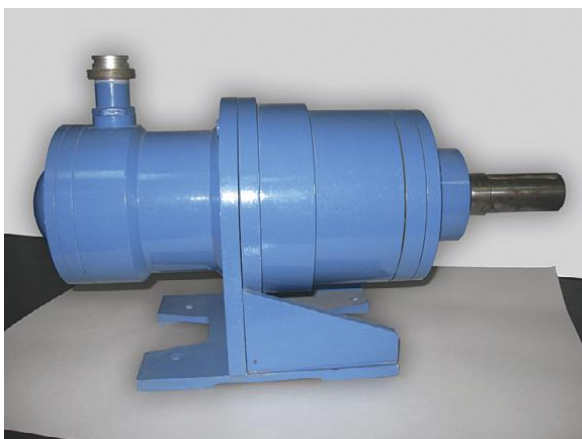


Fig. 6.40. Module electromecanice de acționare a aerliftului

Condițiile dificile de exploatare a mecanismelor submersibile de acționare a tehnicii de extragere a zăcămintelor solide de pe fundul Oceanului Planetar (adâncimea 5000-6000 m) se caracterizează prin faptul că, pentru echilibrarea presiunii hidrostatice exterioare, reductoarele mecanismelor submersibile se umplu cu ulei de compensare. La presiuni hidrostatice de 50-60 MPa și temperatura apei de 2-4°C, crește brusc viscozitatea cinematică a uleiului, fapt ce generează pierderi hidraulice considerabile.

Vitezele mici de lucru ale mecanismelor submersibile și acțiunea complementară a presiunii hidrostatice exterioare necesită utilizarea reductoarelor compacte cu raport de transmitere mare $i = 100...600$. În acest sens, se deschid perspective largi pentru utilizarea transmisiilor precesionale cu angrenaj cu bolțuri în tehnica submersibilă. Autorii au elaborat întreaga gamă de reductoare precesionale

submersibile ale Complexului Robotizat de Extracție a Zăcămintelor Feromanganice.

6.11.3. Module electromecanice precesionale de acționare a hidrolocatorului CECFM ($P = 0,37 \text{ kW}$, $i = -323$) și aerliftului ($P = 0,37 \text{ kW}$, $i = -1443$)

Un element important al Complexului Robotizat este sistemul de orientare al robotului spre zonele de concentrare a zăcămintelor feromanganice pe fundul oceanului. Efectuarea acestei orientări în schema conceptuală a Complexului este prevăzută de un hidrolocator, care include un mecanism de acționare precesional. Modulul electromecanic precesional din figurile 6.39 și 6.40 include un electromotor special, a cărui stator este încastrat în corpul comun al modulului, motorul



Fig. 6.41. Module electromecanice de acționare a aerliftului

fiind amplasat pe arborele-manivelă conducător al reductorului. Mișcarea de rotație a arborelui se transformă în mișcare de precesie a satelitului prin intermediul manivelei înclinată, astfel coroanele dințate ale satelitului angrenează cu roțile dințate centrale, fixă și condusă, ultima rotindu-se cu raportul de reducere $i = -323$. Pentru etanșarea spațiului interior al reductorului este utilizat un sistem de garnituri radiale și frontale.

Egalizarea presiunilor interioară și exterioară este asigurată de un compensator care conține un corp sferic cu gaură în centru și o membrană elastică, montate de partea electromotorului.

În scopul evitării pătrunderii particulelor abrazive, produse în angrenajul precesional sau din exterior, în spațiul de lucru al electromotorului este prevăzut un filtru amplasat în planul de separare a spațiilor de lucru al motorului electric și al reductorului precesional. Pentru îmbunătățirea randamentului, dinții satelitului sunt executați sub formă de bolțuri conice, montate cu alunecare pe axe în corpul satelitului.

6.11.4. Motoreductor precesional de acționare a propulsoarelor-șnec de deplasare a robotului pe fundul oceanului ($T = 15000 \text{ Nm}$, $i = -280$)

Fundul mărilor și oceanelor la adâncimi de 5000-6000 m reprezintă un strat de nămol cu grosimea de aproximativ 40 m. Pentru a asigura mobilitatea Complexului Robotizat, propulsoarele acestuia reprezintă două șnecuri tubulare cu cavități secționate, destinate să asigure plutirea pe stratul de nămol. În figura 6.41 este prezentat motoreductorul precesional de acționare a propulsoarelor în formă de șnec, care asigură deplasarea robotului de colectare a concrețiunilor de pe suprafața fundului mărilor și oceanelor. Blocul-satelit este instalat liber între coroanele danturate ale roților centrale fixă și condusă. Arborele condus, fabricat din titan, este înzestrat cu caneluri pentru o cuplare ușoară cu propulsoarele robotului.

Electromotorul este dotat cu un compensator de presiune, iar reductorul – cu trei compensatoare. Caracteristicile tehnice: raportul de transmitere $i = -280$; momentul de torsiune la arborele condus $T = 15.000 \text{ Nm}$, masa $m = 691 \text{ kg}$ (fără ulei), consumul specific de material $\gamma = 0,049 \text{ kg/Nm}$. Reductorul și electromotorul sunt umplute cu ulei pentru compensarea presiunii oceanice de 50–60 MPa.

6.11.5. Mecanisme de acționare pentru echipamente tehnologice (elaborate la solicitarea Firmei ARP, Stuttgart, Germania)

O problemă stringentă pentru companiile constructoare de mașini (în special, din domeniul industriei de prelucrare a metalelor, din industria automobilelor, chimică și metalurgică) rămâne satisfacerea cerințelor mereu crescânde față de transmisii privind capacitatea lor portantă, compactitatea, masa și dimensiunile acestora, costul redus de producere etc. și, în special, față de caracteristicile lor funcționale și cinematice, compatibilitatea lor structurală cu alte agregate ale utilajului etc. Transmisiile planetare precesionale corespund acestor cerințe mereu crescânde ale producătorilor și consumatorilor de reductoare și multiplicatoare datorită particularităților constructiv-cinematice prezentate în acest capitol.

În rezultatul colaborării cu Universitatea de Științe Aplicate din Konstanz (Germania), la solicitarea Firmei producătoare de echipamente industriale ARP din Stuttgart, au fost elaborate două tipodimensiuni de transmisii planetare precesionale pentru echipament tehnologic special (conform sarcinii tehnice prezentate de partenerii germani) [2, 7].

În urma calculelor prealabile de proiectare, a analizei parametrilor funcționali și schemelor cinematice elaborate ale transmisiilor planetare precesionale, a fost aleasă structura cinematică de tip

2K-H, care include două roți dințate centrale, un bloc-satelit cu două coroane cu bolțuri și un arbore-manivelă echilibrat dinamic – soluție brevetată [2, 7].

Proiectarea transmisiilor. Proiectarea 3D, simularea pe calculator și elaborarea documentației tehnice au fost realizate utilizând softurile licențiate *SolidWorks*, *Autodesk Inventor* și *MotionInventor*.

Asigurarea tehnologică. În baza modelului matematic descris în Capitolul 3 au fost elaborate pachetul tehnologic în mediul *MathCAD*, care include determinarea coordonatelor punctelor profilului și realizarea mișcărilor spațiale coordonate ale sculei și semifabricatului, tehnologia de fabricare a roților dințate și documentația tehnică în versiune electronică, metodele de control al erorilor de execuție prin măsurarea automată a coordonatelor pe modelul fizic al piesei și compararea acestora cu cele ale modelului matematic. Prin *Actul de predare* semnat de trei părți, acestea au fost transmise partenerilor din Germania.

Reductor precesional pentru echipament tehnologic industrial ($T = 1480 \text{ Nm}$; $i = 72 \pm 10\%$) (elaborat la solicitarea Firmei ARP, Stuttgart, Germania). Conform [2, 7, 8], pentru raportul $i = -80$ au fost alese numerele de dinți. Utilizând sistemul de modelare CAD *Autodesk Inventor* / *SolidWorks* pentru numerele de dinți și parametrii geometrici de bază selectați, au fost obținute profilurile dinților roilor dințate centrale. În rezultatul analizei profilurilor obținute pentru fiecare cuplu de roți dințate sub aspectul asigurării parametrilor geometrici și a randamentului optim, au fost selectate următoarele numere de dinți: ai roților dințate centrale $Z_1 = 27$, $Z_4 = 20$ și ale coroanelor danturate ale satelitului $Z_2 = 28$, $Z_3 = 21$. Aceste profiluri ale dinților asigură obținerea raportului de transmitere prescris ($i = -80,0$) cu parametri geometrici optimi. În baza sistemului de modelare *Autodesk Inventor* / *SolidWorks* au fost obținute modelele computerizate 3D ale roților dințate cu parametrii geometrici selectați. În baza calculului la rezistență, a fost elaborată construcția mecanismului de acționare a echipamentului tehnologic pentru parametrii indicați.

Mecanismul elaborat constă dintr-un motor electric de tip *SEV DV 100L4*, propus de partea germană, legat prin flanșă cu reductorul precesional elaborat în baza structurii cinematice 2K-H. Reductorul include un bloc-satelit cu două coroane cu dinți în formă de role conice instalate pe osii cu posibilitatea rotirii în jurul lor, care angrenează dintr-o parte cu o roată dințată fixă cu profil convex-concav al dinților, iar din altă parte – cu o altă roată dințată centrală, legată rigid cu arborele de ieșire, care în continuare este legat cu mecanismul de acționare al mașinii prin intermediul unui

ambreiaj multidisc. În baza construcției 3D (figura 6.42), modelate și simulate la calculator, a fost elaborată documentația tehnică în versiune electronică pentru fabricarea prototipului industrial.

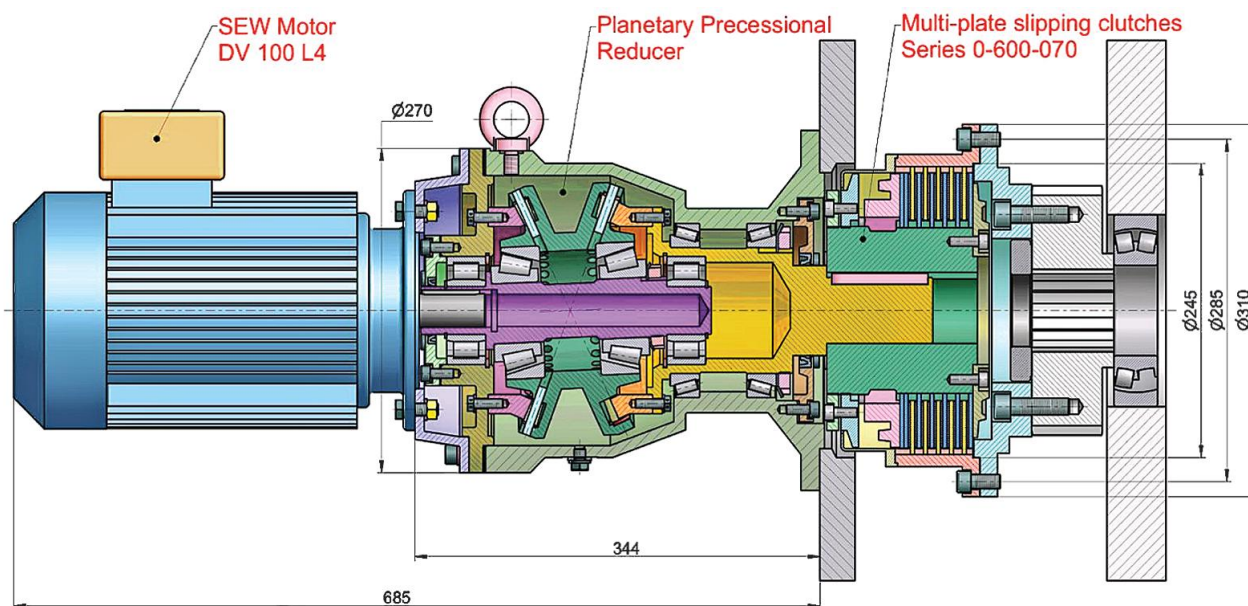


Fig. 6.42. Reductor precesional 2K-H pentru echipament tehnologic special ($T = 1480 \text{ Nm}$; $i = -80$): pentru $Z_4 = 20$, $\theta = 2,5^\circ$, $\varepsilon = 100\%$, unghiul axoidei conice $\delta = 22,5^\circ$, avem unghiurile de angrenare $\alpha = 42^\circ$ și $\beta = 4,5^\circ$; pentru $Z_1 = 27$, $\theta = 2,5^\circ$, $\varepsilon = 100\%$, unghiul axoidei conice $\delta = 22,5^\circ$, avem unghiurile de angrenare $\alpha = 32^\circ$ și $\beta = 3,5^\circ$.

Reductor precesional pentru echipament tehnologic industrial ($T = 4000 \text{ Nm}$; $i = 104 \pm 10\%$) (elaborat la solicitarea Firmei ARP, Stuttgart, Germania). Parametrii geometrici se aleg analogic cazului precedent. În rezultatul analizei profilurilor obținute pentru fiecare cuplu de roți dințate, pentru asigurarea parametrilor geometrici și a randamentului optim, au fost selectate următoarele corapoarte ale numerelor de dinți: ai roților dințate centrale $Z_1 = 28$, $Z_4 = 22$ și ale coroanelor satelitului $Z_2 = 29$, $Z_3 = 23$. Aceste profiluri ale dinților asigură obținerea raportului de transmitere prescris ($i = -106,3$) cu parametrii geometrici: pentru $Z_4 = 22$, $\theta = 2,5^\circ$, $\varepsilon = 100\%$, unghiul axoidei conice $\delta = 22,5^\circ$, avem unghiurile de angrenare $\alpha = 39^\circ$ și $\beta = 4,5^\circ$; pentru $Z_1 = 28$, $\theta = 2,5^\circ$, $\varepsilon = 100\%$, unghiurile axoidei conice $\delta = 22,5^\circ$, avem unghiurile de angrenare $\alpha = 31^\circ$ și $\beta = 3,2^\circ$.

Prin sistemul de modelare *Autodesk Inventor/SolidWorks* au fost obținute modelele computerizate 3D ale roților dințate cu parametrii geometrici selectați. În baza calculului la rezistență, a fost elaborată construcția mecanismului de acționare a echipamentului tehnologic

conform parametrilor indicați în caietul de sarcini. Componenta structurală și principiul de funcționare ale mecanismului elaborat sunt identice celui precedent. În baza construcției 3D modelate și simulate la calculator, a fost elaborată documentația tehnică în versiune electronică pentru fabricarea industrială pe mașini-unelte moderne, inclusiv cu cinci grade de mobilitate (roțile centrale și satelitul).

6.11.6. Turbomotor precesional reactiv cu ejeecție a armăturii pentru conducte magistrale
($T = 30000 \text{ Nm}$; $i = 20000$) [elaborare la solicitarea Uzinei Kompressormas, Sumî, Ucraina]

Turbomotorul este destinat pentru închiderea și deschiderea conductelor de gaz, gaz condensat și alte medii lichide și gazoase. Turbomotorul (figura 6.43 a) [7] include: turbina reactivă 1, fixată pe arborele-pinion 2 care angrenează cu roata dințată cilindrică 3, montată pe arborele-manivelă 4 al primei trepte precesionale. Roata dințată centrală 5 este legată cinematic cu sistemul de rotire manual 6, blocat în corp de știftul de fixare 7, iar roata centrală 8 este legată rigid cu corpul-manivelă 9, a cărui suprafață exterioară este executată cu înclinare și ține locul de manivelă pentru treapta a doua precesională. Pe corpul-manivelă 9 este montat satelitul 10, cu angrenaj cu role, situat între roțile centrale 11 și 12, legate corespunzător de corpul turbomotorului 13 și de arborele robinetului sferoidal 14. Pentru închiderea sau deschiderea robinetului sferoidal 14, gazul din conductă, cu presiunea 1,5...8 MPa, prin injectorul 15 acționează asupra turbinei 1, impunându-i o mișcare de rotație cu frecvența de 15000...20000 min^{-1} . Mișcarea de rotație redusă se transmite arborelui robinetului sferoidal, al cărui unghi necesar de rotire se reglează cu ajutorul unor sprijine speciale. În cazuri de accidentare, rotirea robinetului sferoidal se efectuează cu ajutorul sistemului de rotire manual 6, deblocând cuplul de roți dințate conice și blocând roțile centrale și satelitul primei trepte precesionale. Acționarea de la turbina reactivă prin intermediul transmisiilor planetare precesionale este destul de compactă și asigură raportul de reducere $i = 20000...50000$. Robinetul sferoidal Dy-500 cu turbomotor precesional reactiv cu ejeecție are următoarele caracteristici: diametrul convențional al conductei – 500 mm, presiunea convențională – 8 MPa; timpul de lucru – 10...60 s.; produsul transportat prin conductă – gaz natural neagresiv; presiunea produsului transportat – 1,5...8 MPa; raportul de transmitere a mecanismului de acționare – 20000; momentul de torsiune maximal la arborele robinetului sferoidal – 30000 Nm; masa totală – 2150 kg; masa turbomotorului precesional cu ejeecție – 315 kg. Rulmenții și angrenajele turbomotorului se lubrifiază cu unsoare consistentă. Seria „zero” a fost executată la Uzina Kompressormas din or. Sumî, Ucraina (figura 6.43 b, c). Proiectarea a fost elaborată în Universitatea Tehnică a Moldovei.

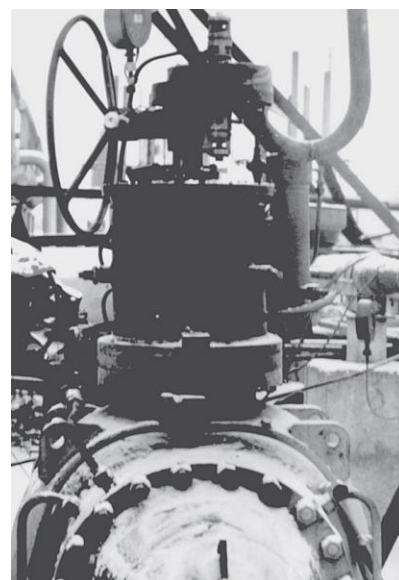
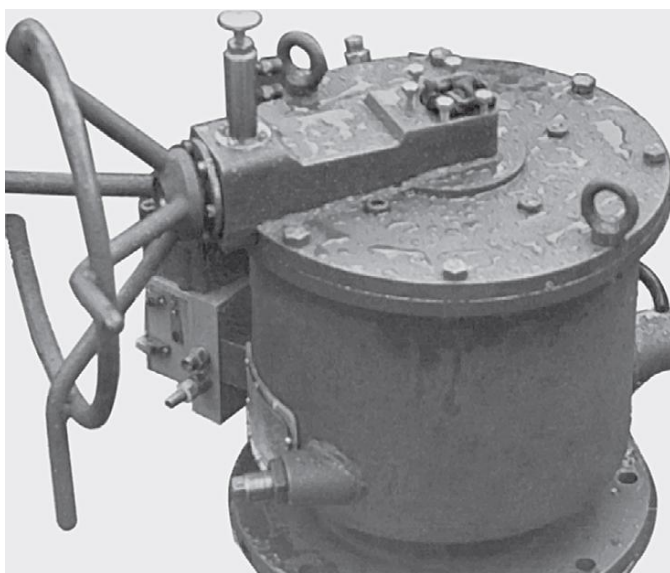
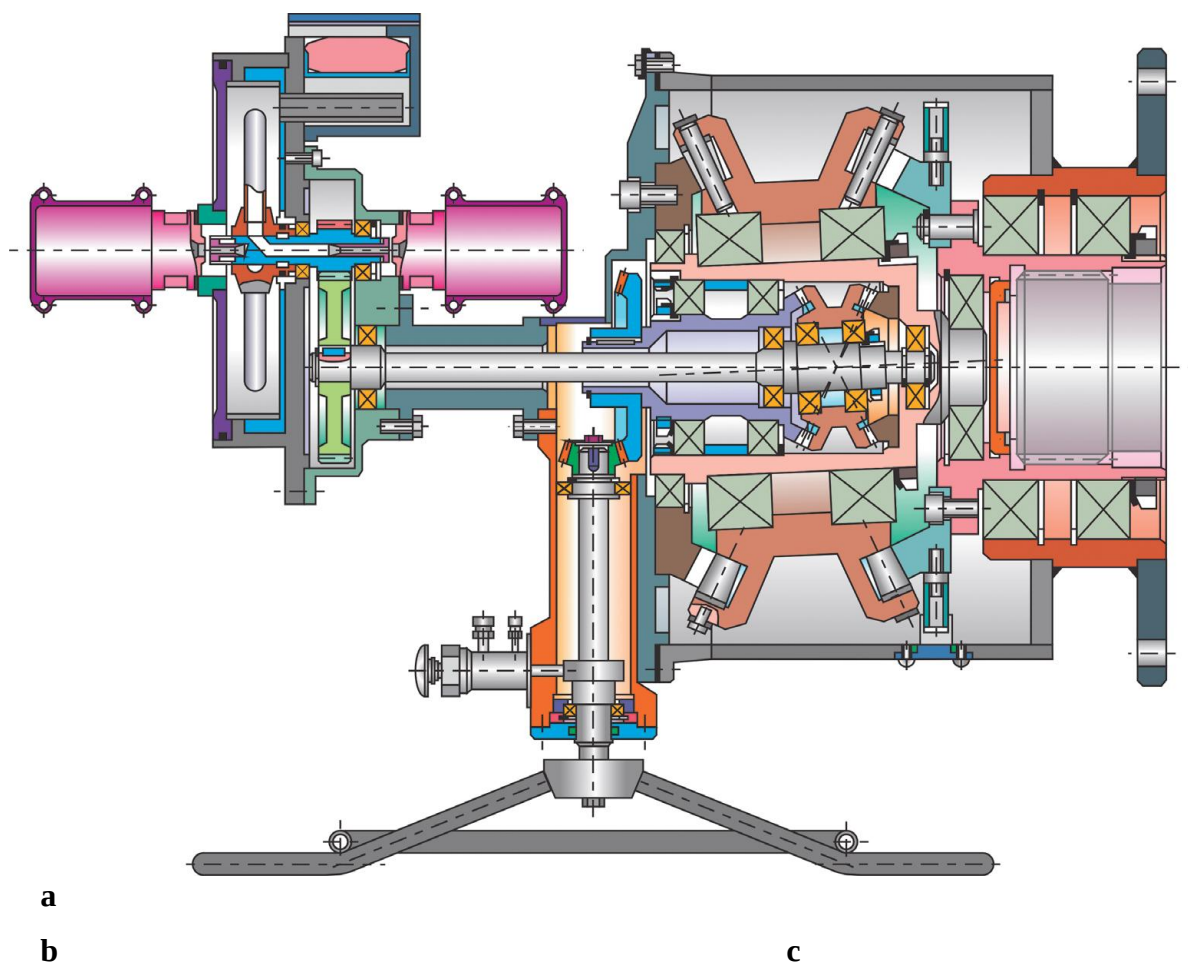


Fig. 6.43. Turbomotor precesional reactiv cu ejecție a armăturii pentru magistrale de gaz:
a) desen tehnic; b) prototip industrial fabricat), c) turbomotor agregatizat cu conducta de
magistrală

6.11.7. Multiplicator planetar precesional pentru turbina eoliană AVEU-16 ($P = 16 \text{ kW}$, $i = 19$) [elaborare la solicitarea ACP Vetroen, URSS]

Conform unui contract de cercetare, încheiat în anul 1983 cu Asociația de Cercetare și Producție Vetroen din or. Istra, regiunea Moscova [2, 7], au fost proiectate și fabricate două tipodimensiuni de multiplicatoare precesionale cu raportul de transmitere $i = 16$ și $i = 19$, destinate pentru turbinele eoliene AVEU 8 și AVEU 16, cu puterea de 8 kW și, respectiv, 16 kW (figura 6.44 a, b). Multiplicatorul a fost elaborat în baza schemei transmisiei planetare precesionale $K-H-V$, cu două roți dințate centrale imobile (figura 2.2 d [7]), care funcționează în regim de multiplicare. Mișcarea de rotație a arborelui de intrare prin intermediul cuplajului cu role 4 se transmite satelitului 10 care, datorită efectului de pană generat la angrenarea bolțurilor 9 cu dinții roților centrale 2 (care au același număr de dinți), efectuează mișcare de precesie cu frecvența de precesie egală cu turația arborelui de intrare. În continuare, mișcarea de precesie a satelitului 10 este transformată în mișcare de rotație multiplicată a arborelui-manivelă 3, legat cu rotorul generatorului electric 12. Diferența dintre dinții roților centrale 2 și bolțurile 9 ale coroanei satelitului 10 este egală cu un dinte.

În figura 6.44 a, b sunt prezentate modelele 3D ale nodului *generator – multiplicator precesional* în secțiune și, respectiv, modelul 3D computerizat. În baza proiectului tehnic creat, a fost elaborată documentația tehnică și fabricată seria „zero” a prototipului industrial al multiplicatorului. După efectuarea testărilor complexe în Laboratorul de Testare a Transmisiilor Mecanice al Catedrei teoriei mecanismelor și organe de mașini a UTM, multiplicatoarele au fost transmise ACP Vetroen pentru testarea în condiții naturale. Multiplicatoarele fabricate au fost instalate pe turbinele eoliene nominalizate, înlocuind multiplicatoarele existente în baza transmisiei cu roți dințate cilindrice în două trepte.

Analiza comparativă a multiplicatoarelor precesional și cilindric în două trepte (existent) a arătat o reducere a masei de cca 2,3 ori (95 kg comparativ cu 220 kg). Acest lucru se explică prin majorarea capacității portante a multiplicatorului precesional datorită asigurării multiplicității angrenajului (în angrenaj se află simultan până la 100% perechi de dinți), de asemenea, prin transmiterea fluxului de putere prin două torente (blocul-satelit al multiplicatorului angrenează simultan cu două roți dințate centrale cu același număr de dinți, situate de ambele părți ale lui). Specificul angrenajului precesional *dinte – bolț* a condus la fabricarea bolțurilor din pulberi metalice cu conținut de lubrifianți solizi (grafit, bronz, MoS_2), fapt ce a contribuit la majorarea randamentului, în special în condiții de temperaturi joase (agregatele eoliene nominalizate erau

destinate pentru funcționare la una dintre stațiile sovietice din Antarctica), unde lubrifianții lichizi nu sunt utilizabili.

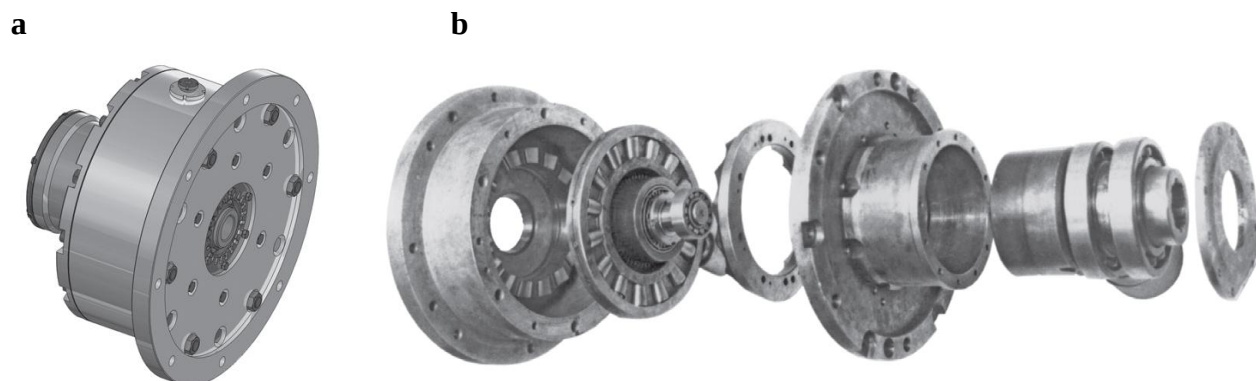


Fig. 6.44. Generator-multiplicator precesional *K-H-V* cu două roți centrale imobile pentru agregatul *AVEU-16*, destinat exploatării în condiții extreme, inclusiv la stația fostei URSS din Antarctica: a) proiect tehnic; b) model 3D

6.11.8. Mecanisme de acționare precesionale pentru aparate cosmice de zbor (elaborări la solicitarea Institutului de Cercetări Cosmice, a întreprinderilor ACP Kometa și nr. $\Gamma 4806$, URSS)

Un avantaj esențial al TPP – precizia cinematică înaltă (30-40 sec. unghiulare) – a determinat cooperarea cu Institutul de Cercetări Cosmice din URSS, cu Întreprinderea Kometa și cu Întreprinderea Militară nr. $\Gamma 4806$ din Krasnoiarsk. În cadrul acestor cooperări, desfășurate paralel cu Complexul Robotizat, au fost elaborate trei proiecte de module electromecanice în baza TPP pentru tehnica cosmică de zbor, care s-au finalizat cu fabricarea mostrelor experimentale. În baza proiectului elaborat de autori din materiale aduse din Krasnoiarsk, la Uzina *Sciotsmaș* din Chișinău a fost fabricată mostra de bord a modului electromecanic precesional pentru Stația Cosmică de Zbor Interplanetar Vega.

Module electromecanice pentru acționarea de urmărire cu precizie înaltă a platformei de scanare a aparatului cosmic de zbor ($T = 95 \text{ Nm}$, $i = -299$) [elaborare la solicitarea Întreprinderii Kometa, Rusia]. Precizia cinematică înaltă, dimensiunile de gabarit și masă reduse (parametri extrem de importanți pentru aparatele cosmice de zbor), asigurate de posibilitățile cinematice largi și capacitatea portantă ridicată a transmisiilor planetare precesionale, au deschis posibilități largi de utilizare a lor în structura diferitor mecanisme de acționare pentru aparate cosmice de zbor. La solicitarea ACP Kometa din or. Moscova, autorii au elaborat un modul electromecanic în baza schemei structurale a transmisiei precesionale $2K-H$ în două variante ([2, 7], figura 6.45 a.

Modulul include electromotorul solar 1 *DMB 120-1-0,2-2*, traductorii VT 60-12-0,4-0,16 (2 și 3) de control al poziției arborelui condus 4 al reductorului precesional 5. Multiplicitatea înaltă a angrenajului și profilul dinților adecvat mișcării precesionale a satelitului asigură modulelor o precizie cinematică înaltă. Caracteristicile tehnice: raportul de transmitere $i = -299$; randamentul la sarcina nominală $T = 60 \text{ Nm}$ și prestrângere în angrenaj (pentru a evita jocul) este momentul de pornire $T_p = 320 \text{ g.cm}$; rigiditatea torsionară $-1,5 \cdot 10^5 \text{ Nm/rad}$; precizia cinematică $\varphi'' = 60 \text{ sec. unghiulare}$. Angrenajul este ireversibil și fără joc.

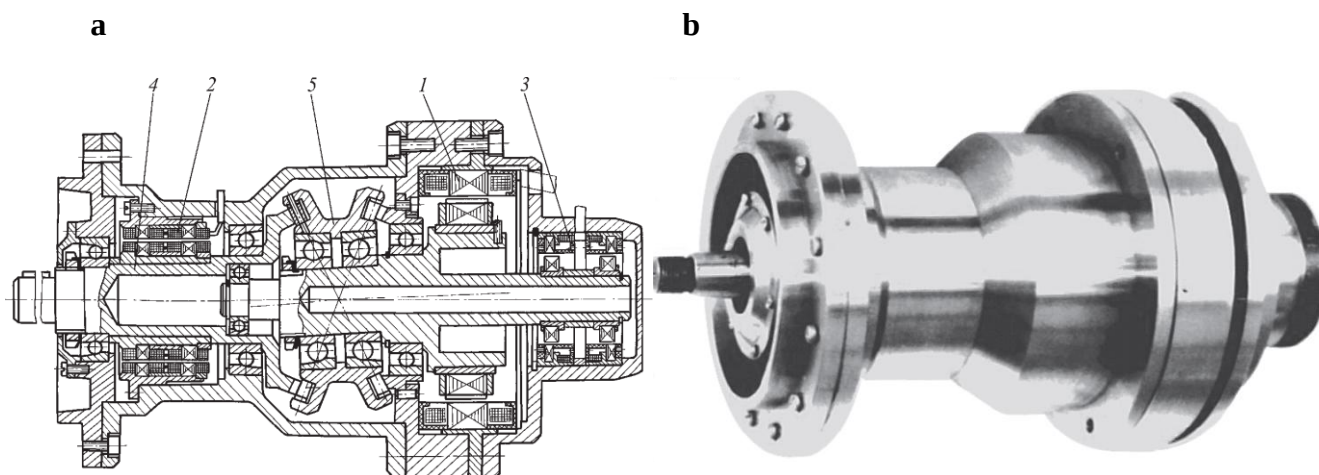


Fig. 6.45. Modul electromecanic pentru acționarea platformelor de scanare a aparatului cosmic de zbor: a) proiect tehnic; b) imagine de prototip experimental

6.11.9. Hidromotoare cu transmisii planetare precesionale 2K-H

În mecanismele de acționare de putere ale mașinilor, care necesită o reglare lină a momentului de torsiune și a vitezei, capătă o răspândire tot mai largă hidromotoarele, ce comunică tehnicii contemporane funcții și calități noi. Actualmente, în practica mondială, cu scopul obținerii unor momente de torsiune mari la gabarite mici, masă și presiuni joase ale lichidului, hidromotoarele sunt agregatizate cu reductoare. În hidromotoarele din figurile 4.63-4.67 [7], în una și aceeași construcție sunt combinate două funcții distincte prin sinteza constructivă – a hidromotorului și a reductorului precesional. Aceasta asigură posibilitatea de a micșora simțitor masa și gabaritele, de a spori momentul de torsiune și, simultan, a reduce presiunea de lucru a lichidului.

Angrenarea multipară a dinților în angrenajul precesional [7, 8], în comun cu mișcarea sferospațială a satelitului, a condus la elaborarea unei serii de hidromotoare precesionale cu

repartizare autonomă a lichidului de lucru. În figura 6.46 este prezentată construcția unui hidromotor, în care mișcarea sferospațială a satelitului este realizată de un sistem clasic de pistoane plasate radial. Hidromotorul precesional conține un corp demontabil, compus din două părți 19 și 23, în cavitatea sferică a căruia este plasat blocul-satelit cu danturile 4 și 18 și inelul 21. Roata mobilă 17 este executată dintr-o bucată cu arborele condus 14, iar cea fixă – cu capacul 1. În corpul blocului-satelit radial sunt plasate pistoanele 12. Funcția mecanismului de distribuție al hidromotorului o exercită blocul-satelit cu pistoane. În blocul-satelit 20 sunt repartizate radial pistoanele 12. Cu canalele 9 ale fiecărui piston comunică două canale 10 și 6 și canalul 8 de evacuare a lichidului de lucru. Atunci când canalele 10 și 6 se conectează la evacuare, iar 8 – la alimentare, se schimbă direcția de rotire a arborelui condus. Canalele 10, 6 și 8 au ieșire pe suprafața sferică a inelului 21. Pe suprafața sferică interioară a corpului 19 sunt executate canalele circulare 11 și 5 de alimentare și canalul circular 7 de evacuare a lichidului de lucru. În butucul blocului cu pistoane, în rulmenții 16 este instalat arborele condus auxiliar 24, care include sectorul cu manivela 15, înzestrat cu cama 22 cu secțiunea transversală în formă ovală, iar în cea axială – cu secțiunea în formă de butoi. Manivela 15 a arborelui condus 24 este executată astfel încât planul care trece prin axa înclinată și cea centrală să formeze cu axa cea mare a camei ovale 22 un unghi egal cu unghiul dintre două pistoane vecine 12. Arborele condus 14 este instalat în rulmenții 2. Unghiul dintre axa rulmenților 16 și 2 este egal cu unghiul de nutație a blocului-satelit. Arborele condus 14 se reazemă în rulmentul 13 și suprafața sferică exterioară a roții 17.

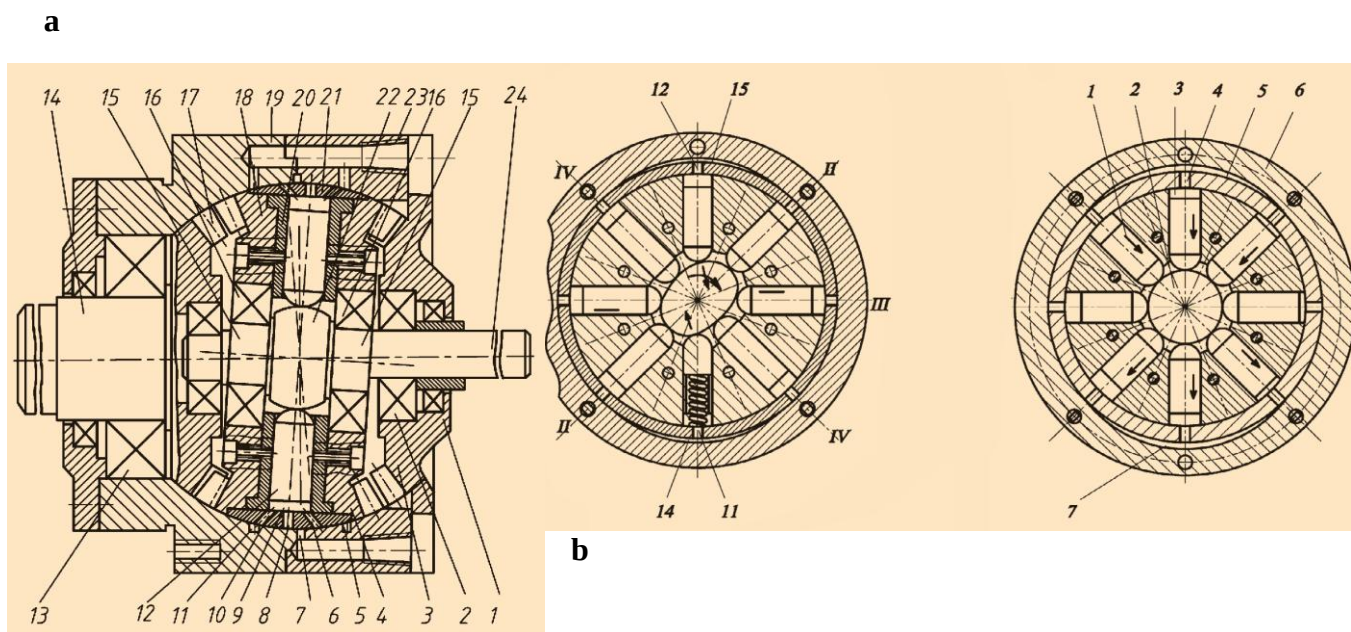


Fig. 6.46. Hidromotor cu transmisie planetară precesională

Hidromotorul precesional funcționează în felul următor. Lichidul de lucru sub presiune, în funcție de direcția necesară de rotire, se pompează prin două canale circulare 11 și 5 (sau canalul 7) de alimentare, de unde, prin canalul 10, pătrunde în camera de lucru a unuia dintre pistoanele din prima pereche (figura 6.46) și, concomitent, prin canalul 6 – în camera de lucru a altuia dintre pistoanele din prima pereche, situată diametral opus (ori prin canalul 8). În același timp, pe cama ovală 22 acționează două pistoane repartizate diametral opus. Forțele tangențiale, care apar în contactul perechii I de pistoane 12 și camei ovale 22, impun cama să se rotească. Totodată, manivela 15, prin intermediul rulmenților 16, impune blocul-satelit cu pistoane să efectueze mișcare sferospațială cu un punct fix, conectând prin aceasta la alimentare, prin canalele circulare 11 și 5 ale lichidului de lucru, următoarea pereche de pistoane 12, adică perechea II de pistoane (figura 6.46 a, b). Astfel, arborele conducător 24, care se rotește cu manivela sa 15, impune blocul cu pistoane să efectueze o mișcare sferospațială care, la rândul său, conectează la alimentare (cu lichidul de lucru) următoarea pereche de pistoane.

În același timp, blocul-satelit, efectuând mișcare sferică, introduce dinții roților dințate 4 și 18 în angrenaj cu dinții roților mobile 17 și ai celei imobile 3. Datorită diferenței de dinți ai roților 4 și 18, 3 și 17, arborele condus 14 se rotește cu reducere. Astfel, hidromotorul are simultan doi parametri de viteză, adică arborele 24 efectuează o rotație în timpul a două curse ale fiecărui piston, iar arborele condus 14 efectuează o rotație redusă de i ori. Raportul de reducere a transmisiei se află în diapazonul $i = 10...3600$ și mai mare.

Schimbând corelațiile de dinți $z_4 = z_{18} \pm 1$ și $z_{18} = z_4 \pm 1$, poate fi realizată rotirea arborilor într-o direcție sau în direcții diferite. Această construcție este multifuncțională și poate lucra ca reductor-hidromotor-pompă, prin unirea arborelui 24 la un electromotor, atunci arborele 14 se va roti cu reducere i , iar în sistemul de distribuie se va produce lichid sub presiune.

În figura 6.46 b este prezentată secțiunea pe axele pistoanelor 1 a hidromotorului cu cama 2 excentrică. În acest hidromotor se schimbă consecutivitatea alimentării pistoanelor I la pomparea ori evacuarea lichidului de lucru. Fiecare cameră 3 a pistoanelor I are numai un canal 4 alternativ conectat cu canalele de alimentare și de evacuare 7 a lichidului de lucru, executate pe suprafața sferică interioară a inelului 6.

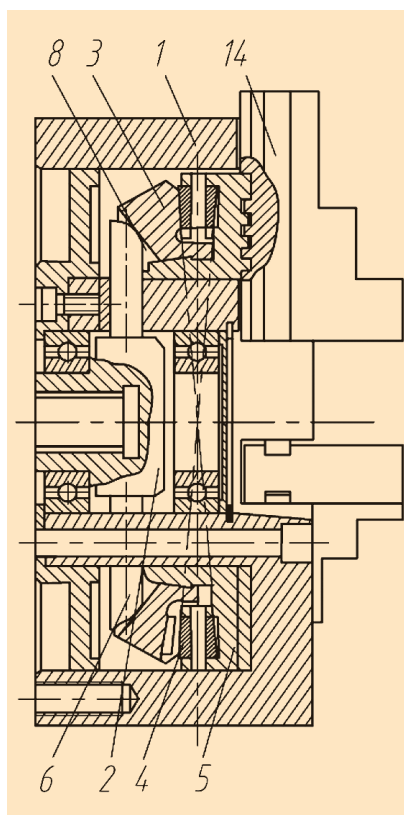


Fig. 6.57. Mandrină cu transmisie precesională

6.11.10. Mandrine cu acționare în baza transmisiilor planetare precesionale K-H-V

Un șir de avantaje esențiale ale TPP – consumul specific de materiale redus, amplasarea axială a transmisiei, realizarea într-o treaptă a raportului ridicat de transmitere ($i = 10-60$), existența în angrenaj a efectului frecării rostogolirii – permit asigurarea unei capacități portante înalte în angrenaj, sporesc fiabilitatea și longevitatea mandrinei speciale în ansamblu. La solicitarea Întreprinderii *Instrument* din orașul Grodno (Belarus) a fost transmisă documentația tehnică. În cadrul acestor cooperări, au fost elaborate două proiecte de mandrine speciale în baza transmisiilor planetare precesionale, care s-au finalizat cu fabricarea mostrelor experimentale.

În mașinile-unelte cu grad înalt de automatizare a procesului de fabricare se utilizează mandrine cu acționare în baza transmisiilor mecanice. Particularitățile constructive ale TPP K-H-V deschid posibilități de modernizare a mandrinelor universale autocentrate, în scopul sporirii rigidității, reducerii gabaritelor și a consumului de materiale etc. [2, 7, 8, 139, 140].

În figura 6.47 este prezentată construcția mandrinei universale autocentrante cu acționare în baza transmisiei precesionale. Corpul mandrinei 1 se fixează de axul principal al mașinii-unelte. În corpul 1 al mandrinei este incorporată transmisia planetară precesională K-H-V, compusă din manivela 2, roata-satelit 3, instalată în cuzinetul sferic al roții cu coroana din role 4, executată împreună cu discul spiroidal, și tacheții 5. Tacheții 5 sunt instalați în canelurile radiale, executate în butucul corpului mandrinei 1, și intră cu capetele sale în canelurile executate în butucul roții precesionale.

Mandrina funcționează în felul următor: rotirea de la mecanismul de acționare se transmite la manivela 2, care prin intermediul tacheților 5 comunică roții-satelit 3 mișcare sferospațială, angrenând cu rolele roții 4. Rotirea roții-satelit 3 în jurul axei sale este blocată de tacheții 5, care intră în canalele 6. Astfel, discul spiroidal al roții cu role 4 este antrenat în mișcarea de rotație și, la

rândul său, comunică mișcarea de translație fălcilor de strângere. Mandrina asigură fixarea semifabricatelor din bară laminată cu lungime mare (cu gaură centrală).

6.12. Concluzii la capitolul 6

1. Procedeele, sculele și dispozitivul de danturare a roților dințate minimizează condițiile de formare a erorilor la operația menționată și transformă bătaia radială într-o eroare greu de înlăturat: varierea lungimii normale comune ce conduce la creșterea nivelului preciziei de prelucrare.

2. Construcția dispozitivului de centrare și prindere a roților dințate pentru prelucrarea găurii centrale la operația de rectificare interioară și cea frontală micșorează eroarea de bazare și influențează asupra preciziei de așezare a roților în mecanism.

3. Procedul și dispozitivul de ștanțare a roților dințate permit a minimiza adaosul de prelucrare amplasat pe dinți, adaosul la operația de finisare și, astfel, a obține o stare mai favorabilă a stratului dinților (microstructură, microduritate, tensiuni remanente etc.), care asigură o înaltă rezistență la sarcinile de exploatare.

4. Procedul și dispozitivul de netezire a roților dințate permit realizarea unui microrelief cu o formă mai favorabilă, comparativ cu prelucrarea prin așchiere, se obține o structură cu granulație mai fină, creșterea microdensității, reducerea rugozității, majorarea stratului dur până la o adâncime de circa 0,7 mm.

CONCLUZII GENERALE ȘI RECOMANDĂRI

Problemele abordate în teză sunt consacrate creării bazelor științifico-practice de cercetare-dezvoltare a procedeelor tehnologice inovative de generare a dinților transmisiilor planetare precesionale cu profil convex-concav variabil, menite spre extinderea utilizării transmisiilor planetare precesionale ca produse aparte (reductoare) sau ca componente de transformare a mișcării și sarcinii în dispozitivele mașinilor cu destinație generală și specială.

1. Pentru prima dată [13, 19, 25] a fost propus un procedeu tehnologic nou de generare a dinților cu profil convex-concav variabil cu sculă în formă de disc profilat periferic, cu cinematica compusă din două mișcări autonome și trei mișcări interdependente, și anume:

- de aşchiere autonomă – rotirea sculei;
- de avans în direcția generatoarei conului roții imaginare;
- mișcarea de rulare – rotirea roții;
- mișcarea (de precesie) coordonată cu rularea roții;
- mișcarea de avans pe direcția axială a semifabricatelor,

iar raza de curbură periferică a sculei este egală cu raza rolei în secțiunea razei interioare a danturii.

2. Procedeul tehnologic de generare a dinților cu profil convex-concav variabil cu scula în formă de disc profilat periferic, în comparație cu scula în forma de trunchi de con, permite:

- extinderea gamei de rectificare a roților dințate, a diametrelor mai mari de $\varnothing 20$ mm;
- reducerea numărului operațiilor și fazelor de profilare a sculei și, în consecință, micșorarea cheltuielilor procesului de rectificare;
- asigurarea posibilității de rectificare a roților dințate cu con interior și profil negativ pentru forme de turnat sau de presare, reducerea de 4-5 ori a timpului de reglare a utilajului pentru prelucrarea roților dințate;
- folosirea instrumentarului standardizat după formă și dimensiuni, inclusiv a echipamentului universal de profilare a sculelor abrazive;
- micșorarea timpului de generare a danturii unei roți dințate precesionale de circa 1,5 ori (în unele cazuri – de până la 30 de ori), iar costul de producție a roților poate fi redus de 2-5 ori.

3. Tehnologia elaborată permite realizarea atât a procesului de frezare, cât și a celui de rectificare a profilurilor convex-concave variabile cu sculă în formă de disc profilat periferic.

4. Cinematica interacțiunii *sculă – semifabricat* este [7, 101] identică atât pentru procesul tehnologic de frezare, cât și pentru cel de rectificare;

5. Durata de funcționare a roților dințate prelucrate [212, 294] conform noii tehnologii s-a majorat de cca 1,5 ori, datorită formării în stratul exterior al profilului dinților a micro- și macrostructurilor modificate la o adâncime de până la 10 μm și apariția tensiunilor remanente de comprimare de suprafață până la 240 MPa. Termodinamica procesului de rectificare este mai favorabilă transformărilor structurale, deoarece încălzirea stratului superficial este cu cca 300-400°C sub temperatura critică a transformărilor structurale de faze, fapt ce conduce la diminuarea sau la excluderea arsurilor și a microfisurilor, a altor efecte de deteriorare a suprafeței de lucru a dinților.

6. S-a constatat influența regimurilor procesului de rectificare [101] asupra stării tensionale în stratul superficial al profilului dinților, și anume:

- numărul de curse duble ale sculei (n_s) influențează asupra tensiunilor de întindere, atingând cote maxime la 25 min^{-1} și o adâncime de cca 25 μm . Odată cu creșterea numărului de curse duble ale discului rectificator până la cca 100 min^{-1} , valoarea tensiunilor de întindere se micșorează, iar după $n_s = 100 \text{ min}^{-1}$ și o adâncime de cca 75 μm , acestea trec în tensiuni de comprimare;

- odată cu creșterea avansului rotativ se majorează și valoarea tensiunilor remanente, care, la o adâncime mai mare de 100 μm , devin tensiuni de comprimare;

- odată cu creșterea adâncimii de rectificare, tensiunile remanente au caracterul unor tensiuni de comprimare atât de-a lungul înălțimii dintelui, cât și în piciorul acestuia. Cercetările au demonstrat că pentru adâncimi de rectificare mai mici de 0,05 mm, valoarea tensiunilor de comprimare de 200 MPa scade, dar crește odată cu adâncimea de rectificare.

7. Modificarea grosimii stratului de material îndepărtat, de la cap spre piciorul dintelui, influențează modificarea cantității de căldură transmisă în adâncimea metalului. S-a constatat că la majorarea excentricității cu 25%, tensiunile remanente în stratul superficial cresc până la 77%.

8. Calitatea prelucrării suprafeței [214, 292, 299] flancurilor dinților redată prin rugozitate are o importanță considerabilă pentru procesele tribologice în contactul dinților, și anume:

- înălțimea neregularităților este influențată de numărul de curse duble ale discului abraziv, având o amplitudine ciclică, cu un maxim mai pronunțat la 150 și 275 min^{-1} ;

- s-a demonstrat că valoarea minimă a înălțimii rugozității suprafeței rectificate poate fi realizată stabil cu un avans rotativ al mesei de 440 mm/min;

- înălțimea rugozităților suprafeței rectificate depinde de adâncimea de așchiere, obținând valori minime la adâncimea de rectificare $a = 0,05 \text{ mm}$.

9. S-a constatat că materialul abraziv din electrocorund [101] pentru discul rectificator este mai indicat, deoarece provoacă microdeformații mai mici ale rețelei cristaline:

- pentru discuri abrazive din electrocorindon, valoarea blocului mozaic crește cu circa 240%, iar pentru discuri cu diamante – cu doar 8%;

- valoarea minimă a microdeformațiilor rețelei la rectificare cu disc abraziv din electrocorindon, la o adâncime de așchiere de 0,01 mm, este cu 38% mai mică decât cea inițială, iar utilizând discul cu diamante – cu 33%, la o adâncime de rectificare de 0,02 mm.

10. S-a constatat că precizia geometriei danturii roților dințate prelucrate prin rectificare [48, 101] se caracterizează prin abateri de la pasul circular, bătaii radiale și axiale ale dinților roților dințate, abateri de la profilul nominal ale dintelui, și se recomandă de a lua în considerație că:

10.1. Bătaia dinților roților dințate se formează diferit, în funcție de parametrii de rectificare utilizați:

- creșterea numărului de curse duble ale discului abraziv reduce bătaia dinților roților dințate, influența valorii avansului asupra bătaii dinților roților are un alt caracter: la o valoare minimă a avansului mesei este de 0,03 mm, iar odată cu creșterea avansului mesei, această bătaie se micșorează până la 0,02 mm;

- asupra modificării valorii bătaii dinților roților dințate are influență considerabilă și adâncimea de rectificare, care se micșorează odată cu creșterea adâncimii de rectificare;

- la o adâncime mai mare de 0,08 mm, valoarea bătaii dinților roților dințate se mărește până la 0,032 μm .

10.2 Valoarea abaterii pasului de bază depinde de:

- acțiunea comună a avansului mesei și a curselor duble ale discului rectificator și au valoare maximă când avansul depășește 225 mm/min;

- la valori considerabile ale avansului discului rectificator de cca 650 mm/min observăm o abatere mare a pasului circular, atât la un număr mic de curse duble, cât și la un număr mai mare al acestora;

10.3. Abaterea profilului depinde de următoarele:

- la creșterea valorii numărului curselor duble ale discului rectificator de peste 270 min^{-1} crește și abaterea profilului dintelui de până la 0,003 mm;

- valori minime ale abaterii profilului se obțin la un nivel de cca $n_s = 150 min^{-1}$;

- asupra abaterii profilului dintelui influențează și avansul mesei, creșterea acestuia până la 200 mm/min duce la sporirea abaterii indicate în limita de 0,005-0,008 mm, astfel, se constată o oarecare stabilitate a procesului de rectificare a danturii la avansuri mari;

- s-a stabilit că influența adâncimii de rectificare trebuie luată în considerare în funcție de lungimea dintelui roții dințate, și anume: o creștere a lungimii dintelui generează o valoare considerabilă a abaterii de la profilul dintelui, și anume pentru lățimea roților de până la 40 mm, valoarea abaterii de la profil a dintelui este constantă, iar adâncimea rectificării nu influențează considerabil, deoarece rectificarea la adâncimi de cca 0,06 mm provoacă o abatere a profilului dintelui de la 0,005 până la 0,009 mm, iar creșterea adâncimii de rectificare de peste 0,1 mm mărește abaterea profilului dintelui până la 0,008 mm.

11. Eroarea de instalare a semifabricatului este cauza modificărilor ce au loc în stratul exterior al dinților roților dințate, ducând la apariția grosimii neuniforme îndepărtate de pe profilul dintelui și, în consecință, la apariția neparalelismului față de axă sau la abateri unghiulare ale suprafeței dinților roților dințate față de profilul acestora. Eroarea de instalare a semifabricatului conduce la micșorarea preciziei profilului și la apariția abaterilor radiale în limita de 10-25, a erorii de pas de 7-16 μm , a bătăii coroanei de 15-40 μm și la creșterea rugozității R_a până la 3 μm , în consecință, se modifică profilul dintelui roții dințate și se deplasează pata de contact a dintelui în timpul exploatării, fapt ce modifică condițiile de funcționare a roților dințate executate și caracteristicile stratului exterior.

12. S-a constatat că:

- la o creștere a adâncimii de rectificare, structura materialului se modifică simțitor, deoarece are loc micșorarea conținutului de carbon din cauza temperaturii înalte a procesului de rectificare;

- structura 4-5 a discului abraziv este optimă, deoarece vom avea un volum de granule de cca 54-52% în scula abrazivă, care permite să se obțină o suprafață de contact corespunzătoare.

13. Rectificarea roților dințate precesionale tratate termic conduce la sporirea preciziei finale a acestora, și anume:

- toleranța abaterii profilului dintelui f_f – cu 34%;
- toleranța bătăii frontale a dintelui F_f – cu 49%;
- abaterea-limită a pasului de angrenare f_{pb} – cu 29%, ceea ce a confirmat utilitatea metodei propuse de prelucrare finală a angrenajului precesional; astfel, prin procedeul propus de rectificare se obțin roți dințate precesionale cu precizia 5-6.

14. Noutatea științifică a soluțiilor tehnice utilizate la elaborarea tehnologiei de generare a danturilor cu profil convex-concav variabil cu sculă în formă de disc profilat periferic a fost protejată cu 29 de brevete de invenții.

15. Tehnologia de generare cu sculă în formă de disc profilat periferic a danturilor cu profil convex-concav variabil, care asigură extinderea posibilităților tehnologice de fabricare și majorarea calității stratului superficial rectificat al flancurilor dinților, a fost diseminată în diferite perioade la realizarea proiectelor de cercetare-dezvoltare internaționale (*CRDF*, *MRDA*, *German DFG* etc.) și naționale (programe de stat și instituționale).

Direcții și obiectivele de cercetare pentru viitor:

1. Studiul tehnologiilor înalt efective de prelucrare a roților dințate precesionale în baza semifabricatelor progresive cu dinții obținuți prin deformare plastică și a procedeelor productive de prelucrare a angrenajelor prin șeveruire ($HRC > 45$), sau honuire ($HRC < 45$) care posedă o corecție a profilului în limita a două trepte de precizie.

2. Elaborarea transmisiilor planetare precesionale cu o tehnologicitate sporită, prin excluderea în construcție a elementelor constructive greu de realizat ca: găurile interioare a roților și găurilor în satelit și înlocuirea lor prin elemente constructive tehnologice.

BIBLIOGRAFIE

1. Accurate Tooth Contact Determination and Optimization for Hypoid Bevel Gears Using Automatic Differentiation. In: Proc. of 4th World Congress on Gearing and Power Transmission, Paris, 1999, vol. 1, p. 519-529.
2. Bostan I., Dulgheru V., Glușco C. ș.a. Antologia invențiilor [în 4 vol.]. Chișinău: Bons Offices SRL, 2011.
3. Alton John. Trends in foundry snagging. In: Austral. Mach. and Product. Engng., 1969, vol. 22, № 245, p. 13. 7B1050.
4. Baer G., Liebschner B. Fitting Flanks and Contact Properties of Hypoid Gears. In: Proc. of 8th World Congress on TMM, 1991, vol. 4, p. 1095-1098.
5. Baxter M.L. Basic Geometry and Tooth Contact of Hypoid Gears. In: Industrial Mathematics, 1961, vol. 11, p. 19-42.
6. Baxter M.L. Spear G.M. Adjustment Characteristics of Spiral Bevel and Hypoid Gears. Gleason Works, SD3139.
7. Bostan I., Dulgheru V., Glușco C., Mazuru S., Vaculenco M. Antologia invențiilor. Vol. 2. Transmisii planetare precesionale. Chișinău: Bons Offices, 2011, 542 p.
8. Bostan I. Precessional transmissions with multicupler sear. Chisinau: Stiinta, 1992, 356 p.
9. Bostan I. Gear precessional transmissions. Chișinău, Știința. 1988, 146p p.
10. Bostan I., Babaian I. Planetary precessional gear. Patent MD nr. 470.1996.
11. Bostan I., Dulgheru V., Mazuru S. Procedeu de prelucrare a dinților bombați. Brevet nr.483 MD. I.Cl.: B23 F9/00. Publ. 31.10.96, BOPI nr. 10/96.
12. Bostan I., Țopa M., Mazuru S. Metodă de îndreptare a pietrei de rectificat fasonate. Brevet nr. 552 MD. I.Cl.: F16 H15/52. Publ. 30.11.1996, BOPI nr. 11/96.
13. Bostan I., Mazuru S., Scaticailov S. Procedeu de prelucrare a dinților angrenajului precesional. Brevet nr. 2120 MD. I.Cl.: B23 F9/06. Publ. BOPI, 2003, nr. 3.
14. Bostan I., Mazuru S., Vaculencu M. Dispozitiv pentru rodarea prin electroeroziune a elementelor conjugate ale mașinilor. Brevet nr. 2494 MD. I.Cl.: B23 H1/00. Publ. BOPI, 2004, nr. 7.
15. Bostan I., Mazuru S., Vaculenco M. Procedeu de prelucrare prin electroeroziune a suprafețelor roților dințate ale transmisiei precesionale. Brevet 2609 MD. I.Cl.: B23 H1/00. Publ. 2004.02.29, BOPI nr. 2/2004.
16. Bostan I., Mazuru S., Trifan N. Dispozitiv de moletare a profilelor dințate pe semifabricate inelare. Brevet nr. 2704 MD. I.Cl.: B21 H5/00, 1/06. Publ. 2004.11.30, BOPI nr. 11/2004.
17. Bostan I., Mazuru S., Vaculenco M., Trifan N. Procedeu de prelucrare prin electroeroziune a pieselor cu contur complicat și suprafețe oblice. Brevet nr. 2674 MD. I.Cl.: B23 H1/00. Publ. 2005.01.31, BOPI nr. 6/2004.
18. Bostan I., Mazuru S., Vaculenco M. Dispozitiv de măsurare a forțelor dezvoltate de un mecanism. Brevet nr. 2920 MD. I.Cl.: G01 L3/16. Publ. 2004.02.20, BOPI nr. 11/2005.
19. Bostan I., Mazuru S., Olievski A. Procedeu de prelucrare a dinților angrenajului precesional. Nr. 3532MD, BOPI 3/2008.
20. Bostan I., Mazuru S., Broșoveanu C., Rusu V. Dispozitiv pentru fixarea roților dințate conice. Nr. 3531MD, BOPI 3/2008.
21. Bostan I., Mazuru S., Pasincovschi V., Postolachi A.. Procedeu de netezire a dinților angrenajului conic. Nr. 3533MD, BOPI 3/2008.
22. Bostan I., Mazuru S.. Procedeu de execuție a roților dințate conice. Nr. 3562MD, BOPI 4/2008.
23. Bostan Ion, Mazuru Sergiu, Metelski Vitali ș.a. Procedeu de șeveruire a dinților roților dințate precesionale. B.I. 4138. BOPI nr. 11/2011.
24. Bostan Ion, Mazuru Sergiu, Slătineanu Laurențiu ș.a. Procedeu de formare a microreliefului regulat pe suprafața angrenajului. B.I. 374 de scurtă durată. 2011.05.31.
25. Bostan Ion, Mazuru Sergiu, Slătineanu Laurențiu, Stîngaci Ion. Procedeu de prelucrare a roților

- dințate. B.I. 373 de scurtă durată. 2011.05.31. BOPI nr. 5/2011.
26. Bostan Ion, Mazuru Sergiu, Botnari Vlad, Mardari Alexandru. Procedeu de durificare a dinților angrenajului conic sau precesional. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 346, 2011.04.30, BOPI nr. 3/2011.
 27. Bostan Ion, Mazuru Sergiu, Metelski Vitali ș.a. Procedeu de honuire a dinților roților dințate precesionale. B.I. 4137. BOPI nr. 11/2011.
 28. Bostan I., Mazuru S., Scaticailov S., Casian M. Transmisie precesională. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 1116 z 2017.09.30, BOPI nr. 1/2017.
 29. Bostan I., Mazuru S., Toca A. ș.a. Procedeu de reglare a jocului axial in angrenajul conic. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 1217 Y 2017.12.31, BOPI nr. 12/2017.
 30. Bostan I., Mazuru S., Vaculenco M. Method, standards and the equipment for energetic indexes research of the rectification process. În: Buletinul Institutului Politehnic din Iași, tomul XLVIII, supliment I. Iași, 2002, p. 37-40.
 31. Bostan I., Mazuru S., Vaculenco M. Method and the equipment at hte research of the rectification process temperature. În: Buletinul Institutului Politehnic din Iași, tomul XLVIII, supliment I. Iași, 2002, p. 41-44. ISSN 1011-2855.
 32. Bostan I., Mazuru S., Oprea A. Cercetări experimentale ale angrenajelor precesionale cu modificare de profil privind precizarea calcului de rezistentă la contact. În: INTELECTUS, AGEPI, Chișinău, 1992, nr. 2.
 33. Bostan I., Dulgheru V., Țopa M., Mazuru S. Denttion de l'engrenage precesional a profil modifie. În: Buletinul Institutului Politehnic din Iași, tomul XLVI (L), supliment I, p. 17-22.
 34. Bostan I., Toca A., Scaticailov S. Model imitațional al procesului de rectificare a danturilor. În: Materialele Conferinței internaționale Tehnica-info „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, vol. 3. , Chișinău, 2001, p. 275- 279.
 34. Bostan I., Mazuru S., Scaticailov S. Modelul de calcul al componenței radiale a forței de aşchiere la rectificarea angrenajelor. În: Materialele Conferinței internaționale Tehnica-Info „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, vol. 3, Chișinău, 2001, p. 280-283.
 35. Bostan I., Mazuru S., Vaculenco M. Aprecierea calității organelor de mașini la etapa de pregătire tehnologică a producției. În: Buletinul Institutului Politehnic din Iași, tomul LIV, fascicula VC, Iași, 2004, p. 749- 752.
 36. Bostan I., Mazuru S., Botnari V. Cinetic process of teeth grinding. In: The 15th International Confarence „Modern Tehnologies, Quality and Innovation”, ModTech 2011, 25-27 May, 2011, Vadul lui Voda, p. 121-124..
 37. Bostan I., Toca A., Mazuru S., Scaticailov S. Cercetarea variației secțiunii transversale teoretice a aşchiilor dintre sculă și roata dințată conică recesională la rectificare și frezare. În: Buletinul Institutului Politehnic din Iași, tomul LIV, fascicula VC, Iași, 2004, p. 749- 752.
 38. Bostan I., Mazuru S., Trifan N., Vaculenco M. Unele aspecte privind moletarea roților dințate din angrenajul precesional. În: Buletinul Institutului Politehnic din Iași, tomul XLVIII, supliment I, Iași, 2002, p. 46-52.
 39. Bostan I., Mazuru S., Trifan N., Vaculenco M. Prelucrare prin electroeroziune după contur – metodă de alternativa de formare a danturii din angrenajul precesional. În: Materialele Conferinței internaționale Tehnica-Info „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, vol. 2, Chișinău, 2005, p. 52-56.
 40. Bostan I., Mazuru S., Cernov A. Metodica aprecierii tehnologicității construcției (TC) roților dințate. În: Materialele Conferinței internaționale „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, vol. 3, Chișinău: UTM, 2005, p. 326.
 41. Bostan I., Mazuru S., Scaticailov S. Technologies for precessional planetary transmissions toothing generation. In: TEHNOMUS journal, 2013, Suceava, nr. 20, p. 226-233.

42. Bostan I., Țopa M., Mazuru S. L'engrenage precessional a profil modifie. In: Cul. 32St International Attend Scientific Conference "Modern technologies in the XXI century", Bucharest, 1-2 novambre.
43. Bostan I., Mazuru S., Vaculenco M., Scaticailov S. Issues technology manufacturing precessional gears with nonstandard profile generating. In: IX international congress "Machines, Technologies, Materials 2012", Varna, Bulgaria, 2012, vol. I.
44. Bostan Ion, Mazuru Sergiu, Scaticailov Sergiu. Unele particularități de rectificare a suprafețelor întrerupte. În: Materialele Conferinței internaționale Tehnica-Info „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, vol. 3, Chișinău, 2001, p. 284-287.
45. Bostan Ion, Mazuru Sergiu, Trifan Nicolae. Metode constructive de asigurare a calității pieselor de tip roată dințată. În: Buletinul Institutului Politehnic din Iași, tomul LIV, fascicula Vc, Iași, 2004, p. 757–760.
46. Bostan I., Mazuru S., Casian M. Method for determining the gear wheels profile. In: Innovative Manufacturing Engineering & Energy International Conference – IManE&E 2013. Applied Mechanics and Materials, vol. 371, 2013, p. 883-887.
47. Botnari V., Mazuru S. Influence of Processing Parameters on the Quality of the Superficial Layer after Processing Surfaces with Plastic Deformation Processes. In: Applied Mechanics and Materials, vol. 657, 2014, Switzerland: Trans Tech Publications, p. 147-153.
48. Casian M., Mazuru S. A study concerning the workpiece profile after grinding process of precessional gear wheels. In: Advanced Materials Research, vol. 1036, 2014, p. 292-297. Switzerland: Trans Tech Publications.
49. Chereches T, Lixandru P., Mazuru S., et al. Numerical Simulation of Plastic Deformation Process of the Glass Mold Parts. In: Applied Mechanics and Materials, vol. 657, Switzerland: Trans Tech Publications. 2014, p. 126-132.
50. Cempel C. Multidimensional condition monitoring of mechanical systems in operation. In: Mech. Syst. Signal Process, 2003, nr. 17, p. 1291–1303.
51. Chiang C.J., Fonga Z.H., Tseng J.T. Computerized simulation of thread form grinding process. In: Mech. Mach. Theory, 2009, nr. 44(4), p. 685–696.
52. Collins J.A., Marco S.M. Effect of shear on plasmid DNA in solution. In: Bioprocess Engineering, 1999.
53. Coleman W. Effect of Mounting Displacements on Bevel and Hypoid Gear. Tooth Strength, Society of Automotive Engineers, Automotive Engineering Congress and Exposition, Detroit, Michigan, Feb. 1975.
54. Culaghin S.P, Lenov S.L., Novoselov Iu.K. Tehnologhiceskoie obespecenie kacestva izgotovlenia detalei s iznogostoikim pokrîtiem. Novosibirsk, 1993. 205 p.
55. Dembinski B., Gadzala F., Zebrowski H. Metodyka okreslania warunkow i parametrow obrobki skravvaniem z uvvagi na zajdane wtasnosci technologicznej warstwy wierzchniej. In: Postępy Technologii Maszyn i Urządzeń, 1986, nr. 1-2.
56. Davim J.P., Gaitonde V., Karnik S. Investigations into the effect of cutting conditions on surface roughness in turning of free machining steel by ANN models. In: J. Mater. Process Technol., 2008, nr. 205, p. 16–23.
57. Dooner D.B., Seireg A. The Kinematic Geometry of Gearing: A Concurrent Engineering Approach. New-York: John Wiley & Sons, Inc., 1995.
58. Dulgheru V. Statica și dinamica transmisiilor planetare și precesionale (Statics and dynamics of planetary and precessional transmissions). Specialitatea 05.02.02 – Studiul mașinilor și organe de mașini. Teză de doctor habilitat în tehnică. În: UTM, Chișinău, 1995, vol. 1, 376 p.
59. Figliolini G., Stachel H., Angeles J. The Computational Fundamentals of Spatial Cycloidal Gearing. In: Computational Kinematics, 2009, p. 375–384.

60. Fritz G. Freiburger Forschungshalte. B -Matalkunde Acad. Verlag, Berlin, 1957.
61. Juvinall R. Stress, strain and strength. New York: McCraw Hill, 1967.
62. Guo C., Malkin S. Energy partition and cooling during grinding. In: J. Manuf. Process., 2000, nr. 2(3), p. 151–157.
63. Goch G. Gear Metrology. In: CIRP Annals-Manufacturing Technology, 2003, vol. 52, nr. 2, p. 659–695.
64. Gosselin G., Cloutier L., Nguyen Q.D. General Formulation for the Calculation of the Load Sharing and Transmission Error Under Load of Spiral Bevel and Hypoid Gears. In: Mechanism and Machine Theory, 1995, vol. 30, nr. 3, p. 433–450.
65. Granovschii G.I. i dr. O mehanizme iznosa almaznîh crugov. V: Almazî, vîp. 2, Moskva: NIImaş, 1970.
66. Grof E.H. Dcr Treunvorgang beim Schleifen von Metallen. In: VDI-Zeitung, 1978, nr. 9.
67. Guo X., Li R., Qin Y, Balendra R. Finite element modeling and the software development for contact analysis of spiral bevel and hypoid gearing. In: Proceedings of the International Conference on Mechanical Transmissions, ICMT 2001, Chongqing, China, 2001, p. 90-95.
68. Gusev V.V. Obosnovanie i razrabotka sposoba povîşenia proizvoditelnosti obrabotki speţizdelii iz sitallov. Avtoref. ... kand. teh. nauk 05.03.01, MVTU Bauman, M., 1986, 20 c.
69. Hamed M.S., Butlery T.C. Grinding process simulation. In: Proc. 18th Jot. Mach. Tool, dee and res. conf., London, 1977. London: Basingstoke, 1978.
70. Hank V. Residual stresses. Their Importance in Science and Technology. Proc. European Conf. on Residual Stresses, Karlsruhe, 1983.
71. Handschuh R.F., Bidel G.D. Comparison of Experimental and Analytical Tooth Bending Stress of Aerospace Spiral Bevel Gears. In: Proc. of 4th World Congress on Gearing and Power Transmission, Paris, 1999, vol. 1, p. 557-569.
72. Hashimoto F., Yamaguchi H., Krajnik P. et al. Abrasive fine-finishing technology. In: CIRP Ann.-Manufact. Technol., 2016, nr. 65, p. 597–620.
73. Hehenkamp T. Vacancies and Interstitials in Metals. Red.: A. Seeger, D. Sohumacher, W. Schilling, J. Diehl. Amsterdam: North-Holland Publ. Co., 1970.
74. Hon-Zong Ch. Beitrag zur ursachen analyse der randzonenbeeinflussung beim schleifen. In: Fortxhr. Ber. VDI-Z, 1986, nr. 119.
75. Huang Ch., Li R., Qin D., et al. Experimental investigation on the loaded behaviors of spiral bevel and hypoid gears with different contact path strategy. In: Proceedings of the International Conference on Mechanical Transmissions, ICMT 2001, Chongqing, China, 2001, p. 62-66.
76. Husu A.P., Vitenberg Iu.P., Palimov V.A. Rugozitatea suprafeţelor. Moscova, 1975. 343 p.
84. Karpuschewski B., Knoche H.J., Hipke M. Gear finishing by abrasive processes. In: CIRP Ann. Manuf. Technol., 2008, nr. 57(2), p. 621–640.
85. Kops L., Hucke L.M. Simulated thermal deformation in surface grinding. In: Proc. Int. Conf. Eng. Part I, Tokyo, 1974.
86. Kosche H. Das schadenfreie Verzahnungsschleifen von einsatzgeharteten Zylinderradern aus 16MnCr5. RWTH, Aachen, 1976.
87. Klocke F., Gorgels C., Vasiliou V. Analysis of the influence of gear dimensions on cutting speed and contact conditions during the gear honing process. In: Prod. Eng. Res. Dev., 2009, nr. 3, p. 255–259.
88. Krenzer T.J. Tooth Contact Analysis of Spiral Bevel and Hypoid Gears under Load. The Gleason Works, Rochester, NY, 1981.
89. Köllner T. Verzahnungshonen – Verfahrenskarakteristik und Prozessanalyse. Dr.-Ing. Dissertation, RWTH Aachen, 2000.

90. Kvasnicka I. Properties of surface layers on tool steels damaged by grinding. In: Proc. 18th Int. mach. tool des. and res. conf., 1977, London – Basingstoke.
91. Kxuszynski B. Ciepło w procesie szlifowania koł zębatych-studium teoretyczne i eksperymentalne. In: Politechnika Łódzka Zeszyty Naukowe, 1992, nr. 655, Łódź.
92. Lavine A.S. A Simple Model for Convective Cooling During the Grinding Process. In: ASME, Journal of Engineering for Industry, 1988, nr. 2.
93. Linke H. et al. A New Methodology for the Calculation of the Geometry, the Contact Pattern and the Gear Load Capacity of Bevel Gears. In: Proc. of 4th World Congress on Gearing and Power Transmission, Paris, 1999, vol. 1, p. 623-635.
94. Litvin F.L., Fuentes A. Gear geometry and applied theory, 2nd ed. New York: Cambridge University Press, 2004.
96. Liy Y., Chen Y. Simulation for Surface Grinding. In: ASME, Journal of Engineering for Industry, 1989, nr. 1, p. 164.
97. Lortz V.V. A model of the cutting mechanism in grinding. In: Wear, 1979, № 53.
98. Malkin S., Guo C.S. (eds.). Grinding technology: theory and application of machining with abrasive. New York: Wiley, 2008.
99. Marburger R.E., Kcistinen D.P. The determination of hardness in steel from the Breadth of X-ray diffraction lines. In: Trans. Amer. Soc. Metals, 1961, nr. 53.
100. Matiuha P.G. Teoretice și experimentale studii kinematice ale procesului de șlifare a roților dințate: autoreferatul tezei de doctor în științe tehnice: 05.03.01. MVTU Bauman, M., 1980. 16 p.
101. Mazuru S., S. Scaticailov. Tehnologii și procedee de danturare a roților dințate /Univ. Tehn. a Moldovei, Fac. Inginerie Mecanică, Industrială și Transporturi, Dep. Tehnologia Construcțiilor de Mașini. – Chișinău : Tehnica-UTM, 2018. – 397 p. : fig., tab.
102. Mazuru S. Analiza mecanismului formării componentelor erorii cinematice ale roților dințate. Partea I. În: Cul. CȘI Iași – Chișinău „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, 31 mai – 3 iunie 2007.
103. Mazuru S. Analiza mecanismului formării componentelor erorii cinematice ale roților dințate. Partea II. În: Cul. CȘI Iași – Chișinău „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, 31 mai – 3 iunie 2007.
104. Mazuru S. Cercetarea variației secțiunii transversale teoretice a așchiilor dintre sculă și roata dințată conică recesională la rectificare și frezare. În: Buletinul Institutului Politehnic din Iași, tomul LIV, fascicula Vc. Iași, 2004, p. 753–756.
105. Mazuru S. Contribuții la studiul stratului superficial în urma rectificării danturii (partea I). În: Buletinul Institutului Politehnic din Iași, tomul LII, fascicula Va, Secția Construcția de Mașini, Iași, 2006, p. 173–178.
106. Mazuru S. Contribuții la studiul stratului superficial în urma rectificării danturii (partea II). În: Buletinul Institutului Politehnic din Iași, tomul LII, fascicula Va, Secția Construcția de Mașini, Iași, 2006 p. 179–182.
107. Mazuru S. Influența cedărilor elastice ale sistemului tehnologic asupra preciziei de prelucrare a roților dințate precesionale. În: Materialele Conferinței internaționale Tehnica-Info „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, Chișinău, 1999, vol. 4, p. 335-338.
108. Mazuru S. Capacitatea de rectificare a discului abraziv al suprafeței angrenajului. În: Materialele Conferinței internaționale „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, vol. 3, Chișinău: UTM, 2005, p. 322
109. Mazuru S. Modelul optimizării parametrilor de precizie ai elementelor tehnologice ale operațiilor

- de danturare cu utilizarea criteriului economic de optimizare. În: Buletinul Institutului Politehnic din Iași, tomul LVIII, Fasc. 3, 2008.
110. Mazuru S., Botnari V., Mazuru A. Sculă abrazivă. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 622. BOPI nr. 4/2013.
 111. Mazuru Sergiu, Botnari Vlad, Scaticailov Serghei, Mazuru Alexandru. Sposob i ustroistvo dlia uprociniaiusei obrabotki s naneseniem pokritii poverhnostnogo sloia zubiev zubceatîh kolios. V: Машиностроение и техносфера XXI века. Сборник трудов XX международной научно-технической конференции, 2013, том 2, Донецк.
 112. Mazuru S., Botnari V., Mardari A. ș.a. Procedeu de șeveruire a dinților roților dințate precesionale. Hotărâre nr. 7469 din 2013.03.06 de acordare a brevetului de invenție de scurtă durată. Int. CI: B23F19/00, B23F19/06.
 113. Mazuru S., Cosovschi P., Pereu E. Punching of conic gear wheels in severlas stamps. În: Buletinul Institutului Politehnic din Iași, tomul LII, fascicula Vb, Secția Construcția de Mașini, Iași.2008.p. 541-545.
 114. Mazuru S., Olevschi A. Procedeu de prelucrare a roților dințate precesionale. În: Materialele Conferinței internaționale „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, vol. 3, 2005, p. 331. Chișinău: UTM.
 115. Mazuru S., Scaticailov S. L'efficatite de la rectification de la force et de la vitesse. În: Buletinul Institutului Politehnic din Iași, tomul XLVIII, supliment I, Iași, 2002, p. 237-240.
 116. Mazuru S., Scaticailov S., Crețu Ș. Rectificarea angrenajelor cu discuri din materiale extradure. În: Materialele Conferinței internaționale Tehnica-Info ”Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, vol. 3, Chișinău, 2001, p. 280-283.
 117. Mazuru S., Scaticailov S., Crețu Ș. Sporirea preciziei de danturare prin alegere corectă a dinților lirei de divizare. În: Materialele Conferinței internaționale Tehnica-Info „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, vol. 3, Chișinău, 2001, p. 368-272.
 118. Mazuru S., Scaticailov S., Stîngaci I. ș.a. Lichid de ungere și răcire. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 418, 2012.04.30, BOPI nr. 9/2011.
 119. Mazuru S., Vaculenco M., Madan I. Erori cinematice ale roților dințate. Partea II. În: Cul. CȘI Iași – Chișinău „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, 31 mai – 3 iunie 2007
 120. Mazuru S., Vaculenco M. Aprecierea calității organelor de mașini la etapa de pregătire tehnologică a producției. În: Buletinul Institutului Politehnic din Iași, tomul LIV, fascicula Vc, Iași, 2004, p. 749–752.
 121. Sergiu Mazuru, Victor Pasincovschi and Anatol Postolachi. The metod of finising of the bevel cog-wheels via plastic deformation. În: Buletinul Institutului Politehnic din Iași, tomul LII, fascicula Vb, Secția Construcția de Mașini, Iași.2008.p. 587-591.
 122. Mazuru S., Scaticailov S. Metodele și mijloacele sporirii productivității rectificării angrenajelor. În: Materialele Conferinței internaționale Tehnica-Info „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, vol. 3, Chișinău, 2001, p. 455-458.
 123. Mazuru S., Malcoci I. Tehnologicitatea pieselor din masă plastică în procesul de injectare în presforme, matrițe de injectare în presforme, matrițe de injectare și forme de turnare. În: Materialele Conferinței internaționale „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, 2005, vol. 2, p. 206. Chișinău: UTM.
 124. Mazuru S., Metelski V. Constructive methods to ensure the accuracy of technological-quality indicators gears. In: The 16th International Conference „Modern Tehnologies, Quality and Innovation”. ModTech 2012, 24-26 May, 2012, Sinaia, Romania, p. 541-544.
 125. Mazuru S., Cosovschi P. Examinarea nivelului de poluare a mediului ambiant la rectificarea

dinților roților dințate (Partea I). În: Cul. CȘI Iași – Chișinău „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, 31 mai – 3 iunie 2007.

126. Mazuru S., Cosovschi P. Examinarea nivelului de poluare a mediului ambiant la rectificarea dinților roților dințate (Partea II). În: Cul. CȘI Iași – Chișinău „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, 31 mai – 3 iunie 2007, p. 163-166.
127. Mazuru S., Cosovschi P. Шевингование конических зубчатых колес с трапециевидальным эвольвентным зубом коническим шеве́ром (часть I). În : Cul. CȘI Iași - Chișinău „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, 31 mai – 3 iunie 2007, p. 167-170.
128. Mazuru S., Cosovschi P. Шевингование конических зубчатых колес с трапециевидальным эвольвентным зубом коническим шеве́ром (часть II). În: Cul. CȘI Iași – Chișinău „Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, 31 mai – 3 iunie 2007, p. 170-171.
129. Mazuru S. Bazele proiectării dispozitivelor. Îndrumar de proiectare. Chișinău: Departamentul editorial-poligrafic al UTM, 2001. 180 p.
130. Mazuru S., Botnari V., Mazuru A. Sculă abrazivă. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 622. BOPI nr. 4/2013.
131. Mazuru Sergiu, Mardari Alexandru. Procedeu de presare umedă a pulberilor metalice. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 452, 2016.04.20, 2017.03.31.
132. Mazuru Sergiu, Mardari Alexandru. Formă de presare a pulberilor metalice. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 676, 2013.09.30, 2014.04.30.
133. Mazuru S., Botnari V. Perie circulară cu pereți din metal. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 494. 2012.03.31. B24D31/10.
134. Mazuru S., Bostan I. Influence of the grinding parametres on the characteristics of gears teeth outer layer. Second part. In: Proceedings of The 13th International Conference Modern Tehnologies, Quality and Inovation, Iasi & Chisinau ModTech, 2009, p. 79-82.
135. Mazuru S. Influence of the grinding parameters on the characteristics of gears teeth outer layer. First part. In: Proceedings of The 13th International Conference Modern Tehnologies, Quality and Inovation, Iasi & Chisinau ModTech, 2009, p. 391-394.
136. Mazuru S. System reliability and optimization processing parameters for its accuracy of elements. First part. In: The 14th International Confercence „Modern Tehnologies, Quality and Innovation”. ModTech 2010, 20-22 May, 2010, Slanic Moldova, Romania, p. 379-382.
137. Mazuru S. Mechanism of training component kinematics error gears in operation tehnology hardening chemical – heat. În: Buletinul Institutului Politehnic din Iași, Universitatea Tehnică „Gheorghe Asachi” din Iași, tomul LVI (LX), fasc. 2a, 2010, p. 189-194.
138. Mazuru S., Casian M., Scaticailov S. Contributions to increase safety of operating equipment tehnology gear. V: Машиностроение и техносфера XXI века. Сборник трудов XIX международной научно-технической конференции, том 3, Донецк, 2012, с. 157-160.
139. Mazuru S., Rușica I., Stroncea A. Mandrină pentru fixarea pieselor. Brevet nr. 3807MD, I.Cl.: G01 L3/16.
140. Mazuru S., Cernov A., Rusica I., Mocreac S.M. Mandrină pentru fixarea pieselor. Brevet nr. 2980 MD. I.Cl.: G01 L3/16. Publ. 2006.02.28, BOPI nr. 02/2006.
141. Mazuru Sergiu, Scaticailov Sergiu, Stîngaci Ion, Mardari Alexandru, Botnari Vlad. Lichid de ungere și răcire. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 418, 2012.04.30, BOPI nr. 9/2011.
142. Mazuru Sergiu, Botnari Vlad, Mardari Alexandru, Casian Maxim, Mazuru Alexandru. Procedeu de șeveruire a dinților roților dințate precesionale. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 635. Int. Cl:

- B23F19/00, B23F19/06.
143. Mazuru Sergiu, Botnari Vlad, Mardari Alexandru, Casian Maxim, Mazuru Alexandru. Procedeu de honuire a dinților roților dințate precesionale. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 807. Int. CI: B23F19/00, B23F19/06.
 144. Mazuru S., Casian M. Theoretical and experimental aspects concerning elastic behavior in the grinding technological system In: Advanced Materials Research, vol. 1036, 2014, p. 286-291. Switzerland: Trans Tech Publications.
 145. Mazuru S., Casian M., Scaticailov S. The processing accuracy of the gear. In: Advanced Materials Research nr. 112, 2017. 01026. 21st Innovative Manufacturing Engineering & Energy International Conference – IManE&E 2017, pag. 122-127.
 146. Michalski A. Metody PVD stosowane do nagrzewania warstw materialow twardych i trudno topliwych na narzēdzia skrawajajce. In: Metaloznawstwo i obrobka cieplna, nr. 79, 1986.
 147. Miller B.L. Chance – constrained programming with joint probability constraints. In: Opera. Res., 1965, vol. 13, № 6, p. 930-945.
 148. Mroz Z., Taylor J.E. Prestress for maximum strenght. In: Int. J. Sol. Struct., nr. 9, p. 973.
 149. Neailey K. Surface integrity of machined components-residual stresses and fatigue. In: Metals and Mater., nr 3, 1988.
 150. Nguyen T.A., Butler D.L. Simulation of surface grinding process, part 2: interaction of the abrasive grain with the work piece. In: Int. J. Mach. Tools Manuf., 2005, nr. 45(11), p. 1329–1336.
 151. Parrisch G. Gear steels and their heat treatment. In: Engineers' Digest., nr. 10, 1988.
 152. Peterson B., Axen B. Thermography Testing of the Thermal Insulation and Air tightness of Buildings. Stockholm: Swedish Council for Building Research, 1989.
 153. Popov S.A. Kriterii rabotosposobnosti almaznĭh crugov. V: Peredovaia tehnologhia i avtomatizaĭia upravlenia proĭessom obrabotki detalei mašin. Pod red. A.A. Matalina. Leningrad: Mašinostroenie, 1970.
 154. Przybylski L. O mozliwosci ksztaltowania niektorych parametrow charakteryzujacych warstw wierzeznia w procesie szlifowania. In: XIII Naukowa Szkoła Obrobki Sciernej cz. II. PAN, Politechnika Warszawska Warszawa-Wilga 1990. Biuletyn Informacyjny VIS, nr. 2, 1990.
 155. Parrisch G. Gear steels and their heat treatment. In: Engineers Digest., nr. 10, 1978.
 156. Ritchie R.O., Lankford J. Small fatigue cracks – a statement of the problem and potential solutions. In: Materials Science and Engineering. B.W., 1986, p. 11-16.
 157. Rowe G.W., Wetton A.G. Theoretical considerations in the grinding of metals. In: J. Inst. Metals, 1969, nr. 97, p. 193–200. 12B674.
 158. Slatineanu L., Dodun O., Some geometrical consideration concerning the applying of the facing test of the mach inability studying. In: Proceedings. The 5th International Conference on advanced manufactured technologies. ICAMa 2007. 12th-14th 2007, p. 21-24. Sibiu. AGIR Publishing House. Academy Publishing House. Academy of technical Science of Romania.
 159. Slatineanu L., Coteata M., Pop N., et al. Impact phenomena at the abrasive jet machining. In: Nonconventional technologies Review, nr. 1, 2009, p. 96-99.
 160. Slatineanu L., Toca A., et al. Theoretical Model of the Surface Roughness at the End Milling with Circular Tips. In: Annals of AAAM for 2008 & Proceedings of the 19th International DAAAM Symposium, p. 1273-1274. Editor B.K. Attalinic. Austria, Vienna: DAAAM International, 2008. ISBN 978-3-901509-68-1.
 161. Slatineanu L., Grănescu T., Pruteanu O. Tehnologii de danturare a roților. Manual de proiectare, 405 p. Chișinău: Editura UNIVERSITAS, Republica Moldova, 1993.
 162. Spear G.M., Baxter M.L. Adjustment Characteristics of Spiral Bevel and Hypoid Gears. In:

- ASME, Paper 66, MECH, Oct., 17, 1966, p. 1-8.
163. Spengler A. Rechnergestützte Werkstoffauswahl für einsatzgehärtete Zahnräder. In: Maschinenbautechnik, nr. 10, 1989.
 164. Srivastava A.K., Sri Ram K., Lai G.K. A simple analysis for evaluating grinding wheel loading. In: Int. J. Mach. Tools and Manuf., nr. 2, 1988.
 165. Sroda P. Analysis of the shape of the geometry during meshing of involutes gears. In: Wear, nr. 2, 1988.
 166. Stadtfeld H.J. Gleason Bevel Gear Technology – Manufacturing, Inspection and Optimization. Collected Publications. The Gleason Works, Rochester, NY, 1995.
 167. Stadtfeld H.J. The Universal Motion Concept for Bevel Gear Production. In: Proc. of 4th World Congress on Gearing and Power Transmission, Paris, 1999, vol. 1, p. 597-607.
 168. Suslov A.G. Tehnologhiceskoe obespechenie parametrov sostoiania poverhnostnogo sloia detalei. M.: Mašinostroenie, 1987. 208 c
 169. Syzrantsev V., Syzrantseva K., Varshavsky M. Contact load and endurance of cylindrical gearing with arch-shaped teeth. In: Proceedings of the International Conference on Mechanical Transmissions, ICMT 2001, Chongqing, China, 2001, p. 425-431.
 170. Stimpel F. Technologische Kenngrößen für das kontinuierliche Wälzschleifen von Evolventenverzahnungen. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Hannover, 2009.
 171. Rütli R. Beitrag zur Prozessmodellierung am Beispiel des Verzahnungsschlifens. Dr.-Ing. Dissertation, ETH Zürich, 2000.
 172. Tang J.Y., Yin F., Chen X.M. The principle of profile modified face-gear grinding based on disk wheel. In: Mech. Mach. Theory, 2013, nr. 70, p. 1–15.
 173. Tonshoff U.K., Brinksmeier E. Determination of the Mechanical and Thermal Influences of Machined Surfaces by Micro hardness and Residual Stress Analysis. In: Annals of the CIRP, vol. 2, nr. 29, 1980.
 174. Türich A. Werkzeugprofilerzeugung für das Verzahnungsschleifen. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Hannover, 2002.
 175. Topala P., Cosovschi P. Procedeu de durificare a suprafețelor metalice. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 4184. BOPI nr. 11/2012.
 176. Torrance A.A. A three-dimensional cutting criterion for abrasion. In: Wear, nr. 1, 1988.
 177. Țopa A. Influența erorii sumare asupra parametrilor modificării longitudinale și distribuirii sarcinii în angrenajul precesional (Summary errors influence on the longitudinal modification parameters and on the load distribution of the precessional gearing). Teză de doctor în științe tehnice. Specialitatea 05.02.02 – Studiul mașinilor și organe de mașini. Chișinău: UTM, 2000. 190 p.
 178. Tian Y., Shirinzadeh B., Zhang D., Liu X. Effects of the heat source profiles on the thermal distribution for ultraprecision grinding. In: Precis Eng., 2009, nr. 33(4), p. 447–458.
 179. Olivier T. Theorie Geometrique des Engrenages. Paris, 1842.
 180. Olevschii A., Mazuru S. Обработка профиля зубьев методом обкатки прецессирующим инструментом. În: Materialele conferinței tehnico-științifice internaționale „Техносфера XXI века”, Donetsk, 2004, vol. 2, p. 183-186.
 181. Varnai T. Effect of tempering on grinding cracks in casehardening parts. Heat Treatment' 76. The Metals Society, London, 1976.
 182. Vaculenco Maxim. Contribuții la studiul preciziei de prelucrare a danturilor angrenajului precesional. Chișinău: UTM, 2008. 19 p.
 183. Vaculenco M., Mazuru S., Madan I. Erori cinematice ale roților dințate. Partea II. În: Cul. CȘI Iași – Chișinău “Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare”, 31 mai – 3 iunie 2007.
 184. Wagner K. Die Wärme beim schleifen. In: HTM, nr. 21, 1966.

185. Waterhouse R.B. Fretting corrosion. Pergamon Press, Oxford, New York, Toronto, Sydney, Braunschweig, 1972.
186. Wefi E., Kieg U., Strumpf D. Bewertung von Finite-Elemente – Spanungsanalysen hinsichtlich Tragfähigkeit. In: Maschinenbautechnik, nr. 6, 1986.
187. Wever H. Elektro und Thermotransport in Metallen. Red. J.A. Barth, Leipzig, 1973.
188. Wicczorowski K., Zaborovvski T. Wptyw jakosci ustawienia vvrejni kola zşbatego nawşgłanego przy szlifovvaniu metody Nilcsa na charaktrystykę niektorych elementow warstwy vvierzehniej. In: I Ogólnopolska Konf. Nauk.-Tech. pt. Obrobka scierna kol zębatych. GOBiEN, Politechnika Poznanska, Lubniévvice, 1983.
189. Wilcox L. An Exact Analytical Method for Calculating Stresses in Bevel and Hypoid Gear. In: Teeth, JSME Conference, Tokyo, Japan, September 7, 1981.
190. Wilcox L. Analyzing Gear Tooth Stress as a Function of Tooth Contact Pattern Shape and Position. The Gleason Works, Rochester, USA.
191. Wildhaber E. Basic Relationships of Hypoid Gear. In: American Machinist, 1946, vol. 90, no. 4, p. 108-111.
192. Winter K., Paul M. Influence of Relative Displacements Between Pinion and Gear on Tooth Root Stresses of Spiral Bevel Gears. In: ASME J. Mech., Trans, and Auto. Design, 1985, nr. 107, p. 43-48.
193. Understanding tooth contact analysis. The Gleason Works, Rochester, New York, 1970.
194. Zaborowski T. Internal Stress Afłer Heat Treatment of Gears Made of Alloy Carburizing Steels. In: International Congress "Gear Transmissions' 95", Sofia, Bulgaria, 1995.
195. Yan M.F., Liu Z.R. Study on microstructure and microhardness in surface layer of 20CrMnTi steel carburized at 880°C with and without RE. In: Mater. Chem. Phys., 2001, nr. 72(1), p. 97–100.
196. Yoshida A., Fujita K., Miyanishi K., et al. Effect of standard pressure angle on the fatigue strength of nitrided gears. In: JSME Int. J. Ser. III., nr. 1, 1988.
197. Yan M.F., Liu Z.R. Microstructure and mechanical properties of surface layers of 30CrMnSiA steel plasma nitrocarburized with rare earth addition. Journal of Rare Earths, Volume 30, Issue 12, December 2012, Pages 1281-1286.
198. Zaborowski T. Internal Stress Afłer Heat Treatment of Gears Made of Alloy Carburizing Steels. In: International Congress "Gear Transmissions' 95", Sofia, Bulgaria, 1995.
199. Zaborowski T. Формирование поверхностного слоя зубов зубчатого колес в процессе шлифования. Scientific jurnal Maritime University of Szczecin. 2013, 35(107) pp. 174-179.
200. Zaborowski T., Разработка физико-математической модели процесса зубошлифования тарельчатым конусным кругом Сборник научных трудов международной конференции «Производство. Технология. Экология», М. Станкин, Москва. с. 84-106, 2003 г.
201. Авдеев В.Б. Оценка точностной надежности токарного станка с ЧПУ по параметрам отклонения расположения поверхностей обрабатываемых деталей: Дис... канд. техн. наук. М., 1980. 195 с.
202. Адам Я.И., Г.Г. Овумян. Справочник зубореза. М.: Машиностроение, 1983. 223 с.
203. Адомиан Дж. Стохастические системы. Пер. с англ. М.: Мир, 1987. 376 с.
204. Айрапетов Э.Л. Совершенствование методов расчета на прочность зубчатых передач. В: Вестник машиностроения, 1993, № 7, с. 5-14, № 8, с. 9-18.
205. Айрапетов Э.Л. Совершенствование методов расчета нагруженности и прочности передач зацеплением. В: Техника машиностроения, 2001, № 2.
206. Албагачисв А.Ю., Комаров В.А., Серебряков В.И. Теплофизика дробеударного упрочнения. Технология. В: Теплофизика. Раздел 2. Теплофизика обработки металлов давлением. Тольятти,

1988 г.

207. Аликулов Д.Е. Технологическое обеспечение точности зубообработки на основе единой системы отсчета погрешностей зубчатых передач. Дис... д-ра техн. наук. Ташкент, 1988. 380 с.
208. Бабичев Д.Т. О базовых геометрических примитивах теории зубчатых зацеплений. В: Теория и практика зубчатых передач. Труды международной конференция, Ижевск, 1996, с. 469-474.
209. Беляев А.Н. Экспериментальное исследование процесса зубохонингования. В: Станки и инструмент, 1981, № 1, с. 22-24.
210. Березовский А.А., Алексанян В.Д. О температурном поле абразивного зерна. В: Машиностроение, 1984.
211. Бокучава Г., Турманидзе Р., Чен Ч. Современное состояние исследований тепловых явлений при шлифовании металлов. В: XIII Naukowa Szkoła Obrobki Sciernej. PAN, Politechnika Warszawska, CPBP 02.04. Biuletyn Informacyjny VIS, nr. 1, 1990.
212. Бостан И., Мазуру С. Повышение нагрузочной способности зубчатых колес с нестандартным профилем. В: Сборник трудов XV конференции „Машиностроение и техносфера XXI века”, том 2. Донецк, 2009. ISBN 966-7907-25-2.
213. Бостан И., Мазуру С., Касиан М. Оптимизация параметров точности элементов технологических систем операций зубообработки. В: Машиностроение и техносфера XXI века. Сборник трудов XIX международной научно-технической конференции, том 1, 2012, Донецк, с. 109-112.
214. Бостан И., Мазуру С., Переу Е. Особенности контроля зубчатых поверхностей после обработки. В: Сб. трудов XII МНТК „Машиностроение и техносфера XXI века”, том 2, Донецк, 2005, с. 232-236.
215. Бостан И., Мазуру С., Скатиайлов С. Обработка профиля зубьев методом обкатки прецессирующим инструментом. В: Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов. Выпуск 13. Донецк, 2000, с. 156-159.
216. Брагин В.В., Решетов Д.Н., Маурин Н.И. Определение удельных нагрузок и напряжений зубьев прямозубых цилиндрических колес. В: Вестник машиностроения, 1984, № 7, с. 3-6.
217. Браславский В.М. Технология обкатки крупных деталей роликами. М.: Машиностроение, 1975. 159 с.
218. Бреббия К., Уоркер С. Применения метода граничных элементов в технике. М.: Мир, 1982.
219. Брюхов А.В., П.А. Гудков, В.П. Пономарев. Оценка и повышение надежности зубообрабатывающих операций свободного обката. В: Тез. докл. науч.-практ. конф. М., 1986, с. 167-169.
220. Брюхов А.В. Повышение надежности процесса шевингования по обеспечению кинематической точности цилиндрических зубчатых колес. Дис... канд. техн. наук. Курган, 1986. 294 с.
221. Булгаков Э.Б. Зубчатые передачи с улучшенными свойствами. Обобщенная теория и проектирование. М.: Машиностроение, 1974.
222. Бусленко Н.П. Моделирование сложных систем. М.: Наука, 1980. 512 с.
223. Важник Л.Н. Повышение сопротивления усталости цементованных зубчатых колес смещением очага разрушения под поверхность. В: Вестник машиностроения, № 9, 1987.
224. Вентцель Е.С. Исследование операций, задачи, принципы, методология. М.: Наука, 1980. 207 с.
225. Волков А.Э. Анализ нагруженной зубчатой передачи с учетом одновременной работы трех пар зубьев. В: Проблемы машиностроения и надежности машин, 2000, № 6, с. 92-100.
226. Волков А.Э., Шевелева Г.И. Компьютерный анализ работы конических и гипоидных зубчатых передач. В: Проблемы машиностроения и надежности машин, 2001, № 5, с. 96-103.
227. Волков А.Э. Повышение эффективности моделирования процессов формообразования и анализ работы конических и гипоидных зубчатых передач на стадии подготовки

- производства. Дисс. ... докт. техн. наук. М., 2001.
228. Гайда А.В. Оптимизация параметров клеевого соединения твердосплавного режущего инструмента с целью повышения его эффективности. Дис... канд. техн. наук. Киров, 1987. 243 с.
 229. Галин Л.А. Контактные задачи теории упругости и вязкоупругости. М.: Наука, 1980, 182 с.
 230. Гинзбург Е.Г., Голованов Н.Ф. и др. Зубчатые передачи. Справочник. Ленинград: Машиностроение, 1980, 213 с.
 231. ГОСТ 27.202-83. Надежность в технике. Технологические системы. Методы оценки надежности по параметрам качества изготавливаемой продукции. Переизд. март 1987 г. Взамен ГОСТ 23641-79. М.: Изд-во стандартов, 1987. 50 с.
 232. ГОСТ 13281-77. Станки зубошвинговальные. Нормы точности и жесткости. - Взамен введ. 01.01.94. - М.: Изд-во стандартов, 1993.-15 с.
 234. ГОСТ 659-89. Станки зубофрезерные вертикальные для цилиндрических колес. Нормы точности. — Переизд. Янв. 1991. — Взамен ГОСТ 659-78; Введ. 01.07.90. - М.: Изд-во стандартов, 1989. - 27 с.
 235. ГОСТ 25346-89. Основные нормы взаимозаменяемости. Единая система допусков и посадок. Общие положения, ряды допусков и основных отклонений. - Взамен ГОСТ 25346-82; Введ. 01.01.90. - М.: Изд-во стандартов, 1992.-31 с.
 236. ГОСТ 1643-81. Основные нормы взаимозаменяемости. Передачи зубчатые цилиндрические. Допуски. — Переизд. Окт. 1984. – Взамен ГОСТ 1643-72; Введ. 01.07.81.-М.: Изд-во стандартов, 1985.-69 с.
 237. Глушенко Е.И. Направленный поиск и оптимизация структур операций и процессов в технологии машиностроения: (Крупносерийное производство): Автореф. дис... д-ра техн. наук. — М., 1974. - 74 с.
 238. Глушко, В.В. Системный подход к проектированию станков и роботов / В.В. Глушко. - Киев: Техника, 1981. — 136 с.
 239. Гмурман, В.Е. Теория вероятностей и математическая статистика: Учеб. пособие для вузов / В.Е. Гмурман. - 6-е изд., стер. - М.: Высшая школа, 1997.-479 с.
 240. Го Кай. Аналитическое исследование и геометрический расчет обкатных конических колес с дугowymi зубцами, нарезаемых при неплоском производящем колесе. Автореф ... канд. техн. наук. Л.: 1976.
 241. Гольдфарб В.И., Исакова Н.В. Варианты спироидных передач с точки зрения реализации винтового параметра. В: Передачи и трансмиссии, 1995, № 1, с. 25-34.
 242. Гольдфарб В.И., Несмелое И.П. Выбор геометрических параметров неортогональной спироидной передачи. В: Изв. ВУЗов. Машиностроение, 1981, № 8, с. 48-51.
 243. Горанский Г.К., Бендерова Э.И. Технологическое проектирование в комплексных автоматизированных системах подготовки производства. М.: Машиностроение, 1981. 456 с.
 244. ГОСТ 24643-81. Основные нормы взаимозаменяемости. Допуски формы и расположения поверхностей. Переизд. Сент. 1983. Взамен ГОСТ 10356-63. Введ. 1.07.1981. М.: Изд-во стандартов, 1984. 14 с.
 245. ГОСТ 21354-87 (СТ СЭВ 5744-86). Передачи зубчатые цилиндрические эвольвентные внешнего зацепления. Расчет на прочность. М.: Изд-во стандартов, 1988. 127 с.
 246. ГОСТ 12289-74. (СТ СЭВ 515-77) Передачи зубчатые конические. Основные параметры. Введ. 1.01.1974. М.: Изд-во стандартов, 1974. 31 с.
 247. ГОСТ 13142-90. Станки зубошлифовальные для конических колес. Основные размеры. Нормы точности Переизд. Янв. 1991. Взамен ГОСТ 659-78. Введ. 1.07.1990. М.: Изд-во стандартов, 1989. 27 с.

248. ГОСТ 9153-83. Станки зуборезные для конических колес с прямыми зубьями. Нормы точности и жесткости. Введ. 1.01.1994. М.: Изд-во стандартов, 1993. 15 с.
249. Гудков П.А. Исследование и разработка методов и средств повышения точности базирования цилиндрических зубчатых колес при механической обработке. Дис... канд. техн. наук. Курган, 1982. 218 с.
250. Гудков П.А., Пономарев В.П. Оптимизация точности технологических систем зубообработки. В: Проектирование технологических процессов изготовления деталей машин по заданным показателям качества с использованием САПР: Сб. науч. трудов, Курган, 1997, с. 69-75.
251. Гудков П.А., Хрипунов С.В., Михалев А.М. Системно-параметрическая оптимизация технологии зубообработки. В: Изв. Тульского гос. ун-та. Сер. машиностроение, 2003, вып. 1 (спец.): Сб. избр. тр. первой междунар. электронной науч.-техн. конф. «Технологическая системотехника», с. 177-183.
252. Гудков П.А., Пономарев В.П., Хрипунов С.В., Моисеев С.Ю. Разработка вопросов моделирования и оптимизации процессов изготовления зубчатых колес. Курган: Кург. гос. ун-т., 1998. 19 с.
253. Гудков П.А., Хрипунов С.В., Михалев А.М., Моисеев С.Ю. Информационное обеспечение процедур оптимизации точности технологических систем зубообработки. В: Современные информационные технологии. Тр. междунар. науч.-техн. конф., Пенза, 2002, с. 76-79.
254. Гуляев В.И. Исследование косозубых шестерен тягового редуктора подвижного состава, упрочненного комбинированной обработкой. Дис. канд. техн. наук. Москва, 1987. 246 с.
255. Гуляев К.И. Теоретические основы синтеза и финишной обработки конических зубчатых передач. Автореф. ... д-ра техн. наук. Л., 1976.
256. Гундаев С.А. Оптимизация параметров технологического процесса зубообработки конических колес с круговыми зубьями по критериям качества зацепления. Дис... канд. техн. наук. М., 1988.
257. Данилов В.Ф., Бурнаков К.К., Куль А.П., Чинокалов В.Я. Причины образования дефектов при шлифовании. В: Вестник машиностроения, № 7, 1978.
258. Джонсон Н., Лион Ф. Статистика и планирование эксперимента в технике и науке. Методы обработки данных. Пер. с англ. под ред. Э.К. Лецкого. М.: Мир, 1980. 610 с.
259. Диментберг Ф.М. Обобщенная теорема Эйлера – Савари. В: Машиноведение, 1967, № 6.
260. Дитрих Я. Проектирование и конструирование: Системный подход. Пер. с польск. М.: Мир, 1981. 456 с.
261. Дорофеев В.Л. Анализ и расчет контактных и изгибных перемещений деталей машин. В: Вестник машиностроения, 1993, № 10, с. 5-7.
262. Дорофеев В.Л. Уточненное определение динамических нагрузок в зубчатых передачах. В: Вестник машиностроения, 1985, № 8, с. 45-47.
263. Дусев А.И. Автоматизированный синтез конических и гипоидных передач с круговыми понижающимися зубьями. Автореф. дисс. канд. Техн. наук. Новочеркасск, 1984.
264. Дусев И.И. Аналитическая теория пространственных зацеплений и ее применение к исследованию гипоидных передач. Автореферат дисс. ... докт. техн. наук. Новочеркасск, 1969.
265. Дусев И.И. Исследование условий зацепления в гипоидных передачах. В: Труды Новочеркасского политехнического института, т. 213, Новочеркасск, 1970, с. 12-32.
266. Ермаков С.М. Статистическое моделирование. М.: Наука, 1982. 296 с.
267. Журавлев Г.А., Иофис Р.Б. Гипоидные передачи. Ростов: Изд-во РГУ, 1987.
268. Журавлев Г.А. Оценка применимости решения Герца в задачах о контакте зубьев колес. В: Техника машиностроения, 2001, № 2, с. 82-90.
269. Заблонский К.И. Зубчатые передачи. Распределение нагрузки в зацеплении. Киев: Техника,

1977. 208 с.
270. Ильичев А.В., Волков В.Д., Грушанский В.А. Эффективность проектируемых элементов сложных систем. М.: Высшая школа, 1982. 280 с.
 271. Иосилевич Т.Е. Концентрация напряжений и деформаций в деталях машин. М.: Машиностроение, 1981. 223 с.
 272. Калашников С.П., Калашников А.С. Зубчатые колеса и их изготовление. М.: Машиностроение, 1983. 264 с.
 273. Колесников В.К., Котликова В.Я. О технологическом синтезе пространственных зубчатых передач с локализованным контактом. В: Проблемы машиностроения и надежности машин, 1993, № 1, с. 86-91.
 274. Комаров А.А. Повышение точности и производительности зубообработки крупномодульных колес путем стабилизации упругих отжатий системы СПИД. Дис... канд. техн. наук. Челябинск, 1984. 300 с.
 275. Комаров В.Л. Обработка зубьев цилиндрических колес червячными фрезами. В: Сб. "Резание и инструмент", № 25. Харьков: Высшая школа, 1979 г., с. 65-71.
 276. Комаров В.Л. Количественная оценка износа при резании. В: Материалы международной научно-практической конференции "Technology – 2000 ", Орел: ОГТУ, 2001.
 277. Комаров В.Л. Расчет мощности резания в свете связанного с ним парадокса. В: Сб. Прогрессивные информационные и технологические процессы в машино- и приборостроении, Орел, 1993, с. 18.
 278. Комаров В. Теплофизическое моделирование процесса разрушения твердых материалов при резании. В: Материалы научно-практической региональной конференции, Орел, 1991, с. 128.
 279. Кораблев А.И., Решетов Д.Н. Повышение несущей способности и долговечности зубчатых передач. М: Машиностроение, 1982. 287с.
 280. Корж Н.Я., Багно Н.Г., Делеви В.Г. и др. Состояние поверхностного слоя стали после зубошлифования кругами из СТМ. В: Сверхтвердые материалы, № 5, 1984.
 281. Кравченко Б. Формирование остаточных напряжений при шлифовании. В: Вестник машиностроения, № 6, 1978.
 282. Кроха В.А. Упрочнение металлов при холодной пластической деформации. Справочник. М.: Машиностроение, 1980. 109 с.
 283. Кузнецов Д.В. Физика резания и трения металлов и кристаллов. Москва: Изд. Наука, 1977.
 284. Кустовский В.Н., Гудым Л.Н., Книнсберг Ц.З. Опыт внедрения чистовой обработки зубчатых профилей пластическим деформированием. В: Вестник машиностроения, 1995, № 10, с. 34-40.
 285. Лагутин С.А. Пространство зацепления и его элементы. В: Машиноведение, 1987, № 4, с. 69-73.
 286. Лагутин С.А. Синтез пространственных зацеплений методом винтов. В: Передачи и трансмиссии, 1999, № 2, с. 59-70.
 287. Лазаренко В.Г., Прейс Г.А. Износостойкость металлов. М.: Машгиз, 1978. 98 с.
 288. Лебедев В.Г., Вешков А.С. Температура в зоне резания заготовок абразивными кругами. В: Станки и инструменты, № 8, 1987.
 289. Маржине Н., Новиков Н. Исследование влияния зубохонингования на показатели точности цилиндрических зубчатых колес. В: Автомобильная промышленность, – 1978, № 1, с. 35-38.
 290. Масленникова М.Ю. Комплексная оптимизация процесса резания с управлением его

- надежностью. Дис... канд. техн. наук. М., 1985. 233 с.
291. Маталин А.А. Технологические методы повышения долговечности деталей машин. Киев: Техника, 1971.
292. Мазуру С. Оценка точности обработки зубьев зубчатых колес с нестандартным профилем. В: Сборник трудов XV МНТК «Машиностроение и техносфера XXI века», том 2, Донецк, 2008.
293. Мазуру С. Оценка уровня надежности обработки и оптимизации параметров точности элементов технологических систем. В: Сборник трудов XIII МНТК «Машиностроение и техносфера XXI века», том 2, Донецк, 2007, с. 183-186.
294. Мазуру С. Повышение нагрузочной способности зубчатых колес технологической комбинированной обработкой. В: Машиностроение и техносфера XXI века, том 5, Донецк, 2006.
295. Мазуру С. Математическое моделирование кинематики процесса зубошлифования. В: Машиностроение и техносфера XXI века, том 5, Донецк, 2006.
296. Мазуру С.Г. Механизм образования составляющих кинематической погрешности зубчатого колеса при химико-термической обработке. В: Машиностроение и техносфера XXI века. Сборник трудов XIX международной научно-технической конференции, том 2, 2011, с. 167-171. Донецк.
297. Мазуру С.Г., Метельский В. Обеспечение точности базирования зубчатого колеса интегрированием погрешностей технологической базы. В: Машиностроение и техносфера XXI века. Сборник трудов XIX международной научно-технической конференции, том 2. 2011, с. 171-174. Донецк.
298. Мазуру С.Г., Скатиайлов С.В., Ботнар. В.А. Моделирования процесса шлифования с оценкой производительности, стойкости инструмента и качества обработки. В: Машиностроение и техносфера XXI века. Сборник трудов XVII международной научно-технической конференции, том 2, 2010, с. 126-130. Донецк.
299. Мазуру С.Г., Скатиайлов С.В., Мазуру А.С. Экспериментальные исследования поверхностного слоя зубьев зубчатых колес в зависимости от условий шлифования, стойкости инструмента и качества обработки. В: Машиностроение и техносфера XXI века. Сборник трудов XIX международной научно-технической конференции, том 2, 2012, с. 159-162. Донецк.
300. Микитянский В.В. Точность приспособлений в машиностроении. М: Машиностроение, 1984. 128 с.
301. Моисеев С.Ю. Моделирование параметров точности процессов зубообработки. В: XXVII Гагаринские чтения. Материалы Междунар. молодеж. науч. конф., 9-12 апр. 2002 г. том 3, с. 50-51. М., 2001.
302. Овсеенко А.Н., Серебряков В.И. Формирование состояния поверхностного слоя деталей машин технологическими методами. В: Polytechnic Opolska, Opole, 2001, 224 с.
303. Овумян Г.Г. Состояние и перспективы лезвийной обработки закаленных зубьев. В: Вестник машиностроения, 1989, № 2, с. 23-32.
304. Олейник Н.В. Поверхностно-динамическое упрочнение деталей машин. Киев: Техника, 1984. 328 с.
305. Омуралиев У.К. Методы и модели структурной оптимизации при проектировании технологических процессов механической обработки. Дис... канд. техн. Наук. Л., 1989. 226 с.
306. Ошина Я.Л., Тюрин П.А. Температурное поле при профильном зубошлифовании. В: Вестник машиностроения, № 5, 1978.
307. Павлов А.М. Метод вспомогательных производящих поверхностей и локализация контакта в конической зубчатой паре. В: Передачи и трансмиссии, 1991, № 1, с. 42-45.

308. Папшев Д.Д., Пронин А.М., Кубышкин Л.Б. Эффективность упрочнения цементованных деталей машин. В: Вестник машиностроения, 1990, № 8, с. 34-41.
309. Пилинский В. Качество поверхности при скоростном шлифовании. В: Вестник машиностроения, № 10, 1978.
310. Писманик К., Шейко Л., Денисов В. Станки для обработки конических зубчатых колес. М.: Машиностроение, 1993. 184 с.
311. Питухин А.В., Ефимов Т.Ю. Влияние шероховатости переходной поверхности зубчатых колес на сопротивление усталости. В: Вестник машиностроения, 1995, № 6, с. 24-29.
312. Победря Б.Е., Шешенин С.В., Холматов Т. Задача о напряжениях. Ташкент: ФАН, 1988.
313. Погораздов В.В., Шейко Л.И. Моделирование на ЭЦВМ зацепления круговых зубьев конических и гипоидных передач с учетом упругих деформаций в несущих системах. В: Известия ВУЗов. Машиностроение, 1984, № 5.
314. Полевой С.Н., Евдокимов В.Д. Упрочнение металлов. Справочник. М.: Машиностроение, 1994. 396 с.
315. Полоцкий М.С. Повышение точности быстроходных зубчатых передач шевингованием. В: Тр. ЦНИИТМАШ, М., 1960, № 10, с. 5-63.
316. Пономарев В. Выбор варианта окончательной обработки зубьев цементованных шестерен силовых передач транспортных машин. В: Методы изготовления зубчатых колес. Материалы Всероссийской научно-технической конференции, Пермь, 1987, с. 93-110.
317. Пономарев В.П. Основы комплексного управления точностью изготовления зубчатых колес. Дис... д-ра техн. наук. Курган, 1976. 279 с.
318. Пономарев В.П., Бословяк И.П. Рациональное назначение припусков на размеры термически упрочняемых зубчатых колес. В: Вестник машиностроения, 1979, № 9, с. 59-61.
319. Пономарев В., Штин А. Выбор технологических допусков и размеров при зубонарезании зубчатых колес подвергаемых химико-термической обработке. В: Вестник машиностроения, № 3, 1981.
320. Производство зубчатых колес. Справочник. Москва: Машиностроение, 1975.
321. Проскуряков Ю.Г. Технология упрочняюще-калибрующей и формообразующей обработки металлов. М.: Машиностроение, 1981. 221 с.
322. Рахимов Х. Параметрическая оптимизация технологических объектов управления в механической обработке резанием. Дис... канд. техн. наук. Ташкент, 1988. 201 с.
323. Реклейтис Г., Рейвиндран А., Рэкгсдел К. Оптимизация в технике. Кн. 2-я. Пер. с англ. М.: Мир, 1986. 320 с.
324. Романов В.Ф. Изготовление и отделка цилиндрических зубчатых колес. В: Справочник металлиста. Под ред. А.Н. Малова, М., 1977, том 3, с. 493-547.
325. Рубцов В.И. Синтез и анализ полуобкатных конических передач, нарезаемых на станках, имеющих наклона шпинделя. Автореф. дис... канд. техн. наук. Л., 1971.
326. Руденко В.К. и др. Исследование контактных температур при зубошлифовании на станках типа Найльс. В: Сверхтвердые материалы, № 6, 1985.
327. Рыжов Э.В., Корж Н.Я., Дубник Н.П. Обработка зубчатых колес кругами из сверхтвердых материалов с неметаллическими покрытиями зерен. В: Станки и инструменты, № 1, 1983.

328. Сиегфриед В. Roots of Modern Technology. Scientific Concepts. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2010.
329. Сагарда А.А., Руденко Б.К., Белостоцкий С.И., Корж Н.Я. Исследование и опыт высокопроизводительного зубошлифования зубчатых колес кругами из плотных модификаций нитрида бора. В: Материалы Международного семинара «Сверхтвердые материалы», т. 2, Киев, 1981.
330. Сегаль М.Г. Оптимизация формообразующих движений станков и параметров инструмента для обработки зубьев конических и гипоидных передач. Дисс. ... докт. техн. наук. М., 1980.
331. Семенов А.Н. Температурные деформации шлифуемой детали. В: Машиностроение, № 12, 1983.
332. Силич А.А. Разработка геометрической теории проектирования передач Новикова и процесса формообразования зубьев колес. Дис... д-ра техн. наук. Ижевск, 1999. 234 с.
333. Сулима А.М., Шулов В.А., Ягодкин В.Д. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин. М.: Машиностроение, 1987.
334. Сызранцев В.Н. и др. Новые методы экспериментального исследования зубчатых передач. В: Тр. Международного конгресса «Зубчатые передачи '95», София, 1995, т. 1, с. 71-73.
335. Сызранцев В.Н., Ратманов Э.В., Котликова В.Я. Оценка возможности изготовления конических и гипоидных пар в условиях жестких технологических ограничений. В: Техника машиностроения, 2001, № 2, с. 52-56.
336. Суслов А. Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей. М.: Машиностроение, 1987, 208 с.
337. Тайц Б.А. Точность и контроль зубчатых колес. М.: Машиностроение, 1972. 368 с.
338. Тернюк Н.Э. Основы комплексной оптимизации технологических систем для производства зубчатых колес. Дис... д-ра техн. наук. Харьков, 1983. 420 с.
339. Тимофеев Б.П. Синтез и анализ обкатных конических колес с круговыми зубьями. Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Л., 1969.
340. Точность производства в машиностроении и приборостроении. Под ред. Гаврилова А. М.: Машиностроение, 1973. 568 с.
341. Устиловский С.Я., Островский Г.А., Рыскинд А.М. Расчет распределения температур и напряжений при закалке цилиндрических деталей. В: Металловедение и термическая обработка металлов, № 10, 1986.
342. Хлебалин Н.Ф. Теоретические основы единого метода расчета наладочных установок станков для обработки конических колес с круговыми зубьями. Автореф. дис ... докт. техн. наук. М., 1975.
343. Хрипунов С.В. Механизм формирования и перераспределения погрешностей зубчатых колес на

операции шевингования. В: Молодежь Зауралья – третьему тысячелетию. Сб. тр. обл. науч.-практ. конф. III-го фестиваля-конкурса науч.-исслед., техн. Кург. обл. Курган, 2000, ч. 1, с 12-13.

- 344. Шевелева Г.И. Теория формообразования и контакта движущихся тел. Монография. М.: Издательство "Станкин", 1999. 494 с.
- 345. Шевелева Г.И., Волков А.Э., Медведев В.И. Программное обеспечение производства конических и гипоидных зубчатых передач с круговыми зубьями. В: Техника машиностроения, 2001, № 2 (30), с. 40-51.
- 346. Щекин Б.М. Исследование напряженного деформированного состояния конических зубчатых передач. В: Вестник машиностроения, № 12, 1990, с. 26-28.
- 347. Якимов А.В., Бахвалов В.А. Формирование напряженного состояния при шлифовании сталей. В: Вестник машиностроения, № 8, 1978.
- 348. Якимов А.В., Смирнов Л.П., Бояршинов Ю.Л. и др. Качество изготовления зубчатых колес. М.: Машиностроение, 1979.
- 349. Яковлева А.П. Влияние пластической деформации на структуру и твердость цементованного слоя зубчатых колес. В: Тезисы докладов международной конференции. М: Изд-во МГТУ им. Баумана, 2005, с. 266.

ANEXE

ANEXA A

**BREVETE DE INVENȚIE ELABORATE CU UTILIZAREA REZULTATELOR CERCETĂRILOR
ȘTIINȚIFICE OBȚINUTE DE AUTOR**

Lista brevetelor de invenție

1. Bostan I., Dulgheru V. și Mazuru S. Procedeu de prelucrare a dinților bombați. Brevet nr.483 MD. I.Cl.: B23 F9/00. Publ. 31.10.96, BOPI nr. 10/96.
2. Bostan I., Țopa M, Mazuru S. Metodă de îndreptare a pietrei de rectificat fasonate. Brevet nr.552 MD. I.Cl.:F16 H15/52. Publ. 30.11.1996, BOPI nr.11/96.
3. Bostan I., Mazuru S., Scaticailov S. Procedeu de prelucrare a dinților angrenajului pre-cesional. Brevet nr.2120 MD . I.Cl.: B23 F9/06. Publ. BOPI 2003 nr. 3.
4. Bostan I., Mazuru S., Vaculencu M. Dispozitiv pentru rodarea prin electroeroziune a elementelor conjugate ale mașinilor. Brevet nr.2494 MD. I.Cl.: B23 H1/00. Publ. BOPI 2004 nr. 7.
5. Mazuru Sergiu, Rușica Ion, Stroncea Aurel. Mandrină pentru fixarea pieselor. Nr.3807MD,
6. Bostan I., Mazuru S., Vaculenco M. Procedeu de prelucrare prin electroeroziune a suprafețelor roților dințate ale transmisiei precesionale. Brevet 2609 MD I.Cl.: B23 H1/00. Publ. 2004.02.29, BOPI nr.2/2004.
7. Bostan I., Mazuru Sergiu, Trifan N. Dispozitiv de moletare a profilelor dințate pe semifabricate inelare. Brevet nr.2704 MD. I.Cl.: B21 H5/00, 1/06. Publ. 2004.11.30, BOPI nr.11/2004.
8. Bostan I., Mazuru Sergiu, Vaculenco M., Trifan N. Procedeu de prelucrare prin electroeroziune a pieselor cu contur complicat și suprafețe oblice. Brevet nr.2674 MD. I.Cl.: B23 H1/00. Publ. 2005.01.31, BOPI nr.6/2004.
9. Bostan I., Mazuru S., Vaculenco M. Dispozitiv de masurare a forțelor dezvoltate de un mecanism. Brevet nr.2920 MD. I.Cl.: G01 L3/16. Publ. 2004.02.20, BOPI nr.11/2005.
10. Mazuru S., Cernov A., Rusica I. și Mocreac S. M. Mandrină pentru fixarea pieselor. Brevet nr.2980 MD. I.Cl.: G01 L3/16. Publ. 2006.02.28, BOPI nr.02/2006.
11. Bostan I., Mazuru Sergiu, Olievski A. Procedeu de prelucrare a dinților angrenajului precesional. Nr.3532MD, BOPI 3/2008.
12. Bostan I., Mazuru Sergiu, Broșoveanu C., Rusu V. Dispozitiv pentru fixarea roților dințate conice. Nr.3531MD, BOPI 3/2008.
13. Bostan I., Mazuru Sergiu, Pasincovski Victor, Postolachi Anatol. Procedeu de netezire a dinților angrenajului conic. Nr.3533MD, BOPI 3/2008.
14. Bostan I., Mazuru Sergiu. Procedeu de execuție a roților dințate conice. Nr.3562MD, BOPI 4/2008.
15. Mazuru Sergiu, Scaticailov Sergiu, Stîngaci Ion, Mardari Alexandru, Botnari Vlad. *Lichid de ungere și răcire*. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 418, 2012.04.30, BOPI Nr. 9/2011.
16. Bostan Ion, Mazuru Sergiu, Metelski Vitali, Mardari Alexandru, Stîngaci Ion, Roșca Anton, Botnari Vlad. Procedeu de șeveruire a dinților roților dințate precesionale. B.I. 4138. BOPI nr. 11/2011.
17. Bostan Ion, Mazuru Sergiu, Slătineanu Laurențiu, Stîngaci Ion, Cosovschi Pavel, Procedeu de formare a microreliefului regulat pe suprafața angrenajului. B.I. 374 de scurtă durată. 2011.05.31.
18. Bostan Ion, Mazuru Sergiu, Slătineanu Laurențiu, Stîngaci Ion, Procedeu de prelucrare a roților dințate. B.I. 373 de scurtă durată. 2011.05.31. BOPI nr.5/2011.
19. Bostan Ion, Mazuru Sergiu, MD; Botnari Vlad, Mardari Alexandru, MD; Procedeu de durificare a dinților angrenajului conic sau precesional. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 346, 2011.04.30, BOPI nr. 3/2011.
20. Bostan Ion, Mazuru Sergiu, Metelski Vitali, Mardari Alexandru, Stîngaci Ion, Roșca Anton, Botnari Vlad . Procedeu de honuire a dinților roților dințate precesionale. B.I. 4137. BOPI nr. 11/2011.
21. Topala Pavel, Mazuru Sergiu, Cosovschi Pavel . Procedeu de durificare a suprafețelor metalice. B.I. 4184. BOPI nr. 11/2012.
22. Mazuru Sergiu, Botnari Vlad, Mardari Alexandru, Casian Maxim și Mazuru Alexandru. Procedeu de șeveruire a dinților roților dințate precesionale. Brevet de invenție de scurtă durată nr.635. Int. CI: B23F19/00, B23F19/06.

23. Mazuru Sergiu, Botnari Vlad, Mardari Alexandru, Casian Maxim și Mazuru Alexandru. Procedeu de honuire a dinților roților dințate precesionale. Brevet de invenție de scurtă durată nr.807 Int. CI: B23F19/00, B23F19/06.
24. Bostan I., Mazuru S., Scaticailov S., Casian M., Transmisie precesională. Brevet de invenție de scurtă durată nr.1116 z 2017.09.30, BOPI nr. 1/2017.
25. Bostan I., Mazuru S., Toca A., Casian M., Singaci I., Lialin S., Petco A. Procedeu de reglare a jocului axial in angrenajul conic. Brevet de invenție de scurtă durată nr.1217 z 2017.12.31, BOPI nr. 12/2017.
26. Mazuru S., Botnari V., Mazuru A. Sculă abrazivă. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 622. BOPI nr. 4/2013.
27. Mazuru Sergiu, Mardari Alexandru, *Procedeu de presare umedă a pulberilor metalice*. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 452, 2016.04.20, 2017.03.31.
28. Mazuru Sergiu, Mardari Alexandru, *Formă de presarea pulberilor metalice*. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 676, 2013.09.30, 2014.04.30.
29. Mazuru S., Botnari V. Perie circulară cu pereți din metal. Brevet de invenție de scurtă durată nr. 494. 2012.03.31 . B24D31/10.



REPUBLICA MOLDOVA

Agencia de Stat pentru
Proprietatea Intelectuala

BREVET DE INVENTIE DE SCURTĂ DURATĂ

Nr. 1217

Eliberat în temeiul Legii nr. 50/2008 privind protecția invențiilor

Titlul: Procedeu de reglare a jocului axial în angrenajul conic

Titular: UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI, MD

Data depozit: 2016.12.22

Durata brevetului : 6 ani

Descrierea invenției, revendicările și desenele constituie parte integrantă a prezentului brevet de invenție de scurtă durată

Director General



CHIȘINĂU

Popa



REPUBLICA MOLDOVA

Agenția de Stat pentru
Proprietatea Intelectuală

BREVET DE INVENȚIE DE SCURTĂ DURATĂ

Nr. 1116

Eliberat în temeiul Legii nr. 50/2008 privind protecția invențiilor

Titlul: **Transmisie precesională**

Titular: **UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI, MD**

Data depozit: **2016.06.08**

Durata brevetului : **6 ani**

Descrierea invenției, revendicările și desenele constituie parte
integrantă a prezentului brevet de invenție de scurtă durată



Director General

[Signature]

CHIȘINĂU



REPUBLICA MOLDOVA

AGPI

AGENȚIA DE STAT
PENTRU
PROPRIETATEA
INTELECTUALĂ

BREVET

DE INVENȚIE DE SCURTĂ DURATĂ

Nr. 622

ÎN TEMEIUL LEGII PRIVIND PROTECȚIA INVENȚIILOR, AGENȚIA DE STAT PENTRU
PROPRIETATEA INTELECTUALĂ ELIBEREAZĂ PREZENTUL BREVET DE INVENȚIE
DE SCURTĂ DURATĂ

Sculă abrazivă

Titular: UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI,
MD

Data depozit: 2011.11.07

DESCRIEREA INVENȚIEI, REVENDICĂRILE ȘI DESENELE CONSTITUIE PARTE
INTEGRANTĂ A PREZENTULUI BREVET DE INVENȚIE DE SCURTĂ DURATĂ

CONFIRM PRIN SEMNARE ȘI APLICAREA SIGILIULUI



DIRECTOR GENERAL

CHIȘINĂU



REPUBLICA MOLDOVA

AGEPI

AGENȚIA DE STAT
PENTRU
PROPRIETATEA
INTELECTUALĂ

BREVET

DE INVENȚIE DE SCURTĂ DURATĂ

Nr. **635**

ÎN TEMEIUL LEGII PRIVIND PROTECȚIA INVENȚILOR, AGENȚIA DE STAT PENTRU
PROPRIETATEA INTELECTUALĂ ELIBEREAZĂ PREZENTUL BREVET DE INVENȚIE
DE SCURTĂ DURATĂ

**Procedeu de șeveruire a dinților roților
dințate precesionale**

Titular: UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI,
MD

Data depozit: 2012.12.11

DESCRIEREA INVENȚIEI, REVENDICĂRILE ȘI DESENELE CONSTITUIE PARTE
INTEGRANTĂ A PREZENTULUI BREVET DE INVENȚIE DE SCURTĂ DURATĂ

CONFIRM PRIN SEMNARE ȘI APLICAREA SIGILIULUI



DIRECTOR GENERAL

ANEXA B
ACTE DE IMPLEMENTARE A REZULTATELOR CERCETĂRILOR ȘTIINȚIFICE

Approved:

Director of ARP GmbH,
Alpirsbach- Deutschland

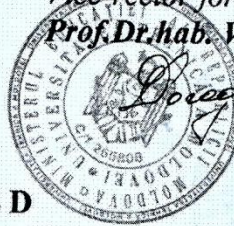
Klaus Riegert

Wolfgang

Approved:

Vice-rector for research

Prof. Dr. hab. Valerian Dorogan



DEED

of scientific results implementation and of reception/delivery of technical documentation for the manufacturing of two typo-dimensions of precessional reducers:

$T=1480\text{Nm}$, $i=-80$ și $T=4000\text{Nm}$, $i=-106,3$.

in the framework of the project „Design of a new type of gearing for crushing equipment advantageous from the point of view of its cost”

undertaken in tripartite partnership: ARP GmbH, Alpirsbach, Germany; Technical University of Moldova, University of Applied Sciences, Konstanz, Germany

We, the undersigned, have developed this Deed that confirms the reception by GmbH, and delivery by the Technical University of Moldova of the scientific research results which include the following:

- Study of the analytical description of wheels teeth profiles in the precessional gearing;
- Procedure for non-standard profile gear wheels processing by tool that performs variable rotation around a fixed axis which is perpendicular on the axis of rotation of the semi-product;
- The set of documentation for precessional reducer ($T=1480\text{Nm}$, $i=-80,0$) for metal chips crushing equipment;
- The set of documentation for precessional reducer ($T=4000\text{Nm}$, $i=-106,3$) for metal chips crushing equipment;
- Sample of the kinematic precessional reducer ($T=3,5\text{Nm}$, $i=-72,8$).

On behalf of ARP GmbH:

Klaus Riegert

K.

On behalf of the University of Applied Sciences Konstanz, Germany:

Prof. Dr. Eng. Florin Ionescu

Fl.

On behalf of the Technical University of Moldova:

Academician Ion Bostan

Dr. hab. Valeriu Dulgheru

Dr. Sergiu Mazuru

Eng. Anatol Sochireanu

Eng. Dumitru Vengher

Eng. Bodnariuc Ion

Eng. Odainai Valeriu

Eng. Vaculenco Maxim

Eng. Dicusară Ion

Eng. Trifan Nicolae

Eng. Cozma Tudor

Eng. Ciobanu Radu

I. Bostan

V. Dulgheru

S. Mazuru

A. Sochireanu

D. Vengher

I. Bodnariuc

V. Odainai

M. Vaculenco

I. Dicusară

N. Trifan

T. Cozma

R. Ciobanu

“Aprob”

Rectorul U.T.M.

academician **Ion BOSTAN**

decembrie 2011



Act

despre implementarea rezultatelor lucrărilor tezei

în procesul didactic

conf. dr. **Sergiu Mazuru**

Prin hotărârea catedrei TCM (proces verbal nr.3 din 26.10.2011) rezultatele tezei de doctor habilitat conf. dr. **Mazuru Sergiu** cu tema:” **Procedee tehnologice de generare a profilelor nestandarde a angrenajelor precesionale**” sunt implementate în programele disciplinelor: ” Sisteme de tehnologii ”, ”Metode și Procedee de generare a suprafețelor”, ”Tehnologia construcțiilor de mașini”, ”Tehnologia Fabricării automatizate”, ”Proiectarea Asistată de calculator a dispozitivelor și verificatoarelor”, ”Tehnologii neconvenționale”, ”Tehnologii și utilajul presării la rece”.

În corespundere cu această hotărâre rezultatele tezei inclusiv și o serie de brevete de invenție (nr. 2609, 2704, 2674, 2920, 2120, 2494, 2320, 2980, 3531, 3532) sunt reflectate în procesul didactic la studierea unor teme ale disciplinelor indicate mai sus.

Decanul FIMCM,

conf.dr.

Alexei TOCA

“Aprob”

Rectorul U.T.M.

academician **Ion BOSTAN**

decembrie 2014



Act

despre implementarea rezultatelor lucrărilor tezei

în procesul didactic

conf. dr. **Sergiu Mazuru**

Prin hotărârea catedrei TCM (proces verbal nr.4 din 26.11.2014) rezultatele tezei de doctor habilitat conf. dr. **Mazuru Sergiu** cu tema:” **Procedee tehnologice de generare a profilelor nestandarde a angrenajelor precesionale**” sunt implementate în programele disciplinelor: ” Sisteme de tehnologii ”, ”Metode și Procedee de generare a suprafețelor”, ”Tehnologia construcțiilor de mașini”, ”Tehnologia Fabricării automatizate”, ”Proiectarea Asistată de calculator a dispozitivelor și verificatoarelor”, ”Tehnologii neconvenționale”, ”Tehnologii și utilajul presării la rece”.

În corespundere cu această hotărâre rezultatele tezei inclusiv și o serie de brevete de invenție (nr. 346, 373, 374, 418, 452, 494, 622, 635, 676) sunt reflectate în procesul didactic la studierea unor teme ale disciplinelor indicate mai sus.

Decanul FIMCM,

conf.dr.

Alexei TOCA



УТВЕРЖДАЮ
Директор ВНИИкомпрессормаш -
генеральный конструктор

Н.Д.Федоренко

19__ г.

П Р О Т О К О Л

экспериментальных испытаний опытного образца
пневматического струйно-реактивного прецесси-
онного турбопривода в составе крана шарового
Ду 500, Ру 80

19__ г.

г. Сумы

На испытания предъявлен опытный образец пневматического струйно-реактивного прецессионного турбопривода /СРПТ/, разработанный и изготовленный ВНИИкомпрессормаш совместно с Кишиневским политехническим институтом по техническому заданию ТЗ-11ВКМ-88 и комплекту рабочей документации. 1.2780.56.200.00.

Рабочая комиссия в составе:

от ВНИИкомпрессормаш - главного конструктора проектов т.Рухова Ю.Л.; старшего научного сотрудника к.т.н. отдела №56 т.Ванева С.М.; ведущего конструктора отдела № 56 т.Балащенко С.Л.;

от Кишиневского политехнического института - зав.кафедрой т.н. т.Бостан И.А., аспирантов Мазуру С.Г. и Оглинда Г.И.

период с 6 по 7 декабря 1990 г. провела экспериментальные испытания опытного образца привода в составе крана шарового Ду 500 Ру 80 в соответствии с согласованной программой и методикой испытаний 1.2780.56.200.00 ПМ1.

Испытания проведены на стенде натурных испытаний газоперекачивающих агрегатов ГПА-Ц-16 блока испытательных стендов СНПО имени В.Фрунзе.

Кран шаровой совместно с приводом и блоком управления представляет собой единый агрегат с полностью выполненной в заводских условиях трубной обвязкой.

Кран шаровой Ду 500 Ру 80 выпускается серийно с ручным механическим, пневмогидравлическим и турбинным струйно-реактивным приводами и является базовым, типовым представителем ряда шаровых кранов Ду 300, 400, 500, Ру 25, 63, 80, 125, 160 и Ду 700, 1000, 1400, Ру 80

Выпускаемые в настоящее время приводы имеют передачу с силового звена на шпиндель крана в виде классического кулисного механизма или винтокулисного механизма.

Созданный пневматический струйно-реактивный турбопривод с прецессионной передачей является приводом качественно нового типа вследствие совмещения струйно-реактивной турбины и прецессионного редуктора. Конструктивно привод представляет собой струйно-реактивный двигатель в отдельном корпусе и прецессионный механизм редукции заключенный в цилиндрический корпус. Крутящий момент с ротора струйно-реактивной турбины передается на входной вал прецессионного механизма редукции через зубчатую пару. Прецессионный механизм редукции состоит из двух прецессионных редукторов и скомпонован по принципу "матрешки". Привод оснащен ручным дублером с управлением от штурвала. Крутящий момент от штурвала передается на второй прецессионный редуктор через коническую передачу. Рабочим телом /управляющей средой/ в автоматическом режиме работы привода является природный газ, поступающий непосредственно из газопровода. В этом режиме работы привод обеспечивает управление краном /перестановку пробки в положение "открыто" или "закрыто"/ в диапазоне давлений управляющей среды от 1,5 МПа до 8,0 МПа при перепадах давления на кране до 3,0 МПа.

В процессе натурных испытаний комиссия установила следующие значения основных параметров изделия, которые сведены в таблицу.

Общая оценка показателей качества продукции по результатам испытаний

1. Испытанный опытный образец привода в составе шарового крана Ду 500, Ру 80 по своим техническим данным соответствует лучшим отечественным и зарубежным образцам и не имеет мировых аналогов.

2. Основными отличительными качествами привода, обеспечивающими высокие технические показатели, являются:

- использование струйно-реактивной турбины обеспечивает снижение массогабаритных показателей, повышение надежности и КПД, а также упрощение эксплуатации силового звена привода;

- применение прецессионного механизма редукции вместо классической винтокулисной передачи обеспечивает в целом по приводу значительное снижение массогабаритных показателей и увеличение КПД в 2-3 раза. Это обусловлено тем, что КПД винтокулисной передачи составляет 20-30 %, а КПД каждого прецессионного редуктора 70-85 % при одинаковых передаточных отношениях и сохранении условия самоторможения;

- привод удобен и надежен в эксплуатации, что обеспечивается устранением гидрожидкости в системе привода и исключением аварийных ситуаций, связанных с примерзанием и заклиниванием подвижных частей, а также отсутствием кинематических пар с возвратно-поступательным движением.

3. В результате экспериментальных исследований установлено, что возможно использование одного прецессионного редуктора и на основе этого упрощения конструкции еще большее повышение экономичности и уменьшение массогабаритных показателей привода.

Выводы и предложения

Проанализировав техническую документацию и результаты испытаний, комиссия решила:

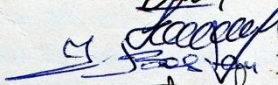
1. Считать предъявленный опытный образец пневматического струйно-реактивного прецессионного турбопривода выдержавшим испытание в полном объеме;

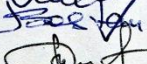
2. Рекомендовать в 1991 году разработать ряд приводов типа СРПТ для шаровых кранов Ду 300-1000, Ру 80. В процессе разработки учесть результаты экспериментальных исследований опытного образца СРПТ с целью упрощения конструкции и дальнейшего его технического уровня.

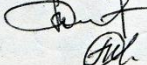
3. Провести приемочные испытания типового представителя ряда приводов СРПТ в 1991 году.


Ю.Л.Рухлов


С.М.Ванев


С.Л.Балащенко


И.А.Бостан


С.Г.Мазуру


Г.И.Оглинда

Наименование параметра	Фактическое значение		Значение по ТЗ
	СРПТ	СРП	
Время открытия от СРП при давлении 8,0 МПа и перепаде давления на кране 3,0 МПа, с	18	20	не более 60
Время открытия от СРП при давлении 3,0 МПа и перепаде давления на кране 3,0 МПа, с	24	50	не более 60
Время открытия от СРП при давлении 1,5 МПа и перепаде давления на кране 1,5 МПа, с	43	380	не регламентируется
Время открытия от ручного дублера при давлении 8,0 МПа и перепаде давления на кране 3,0 МПа, мин	5	10	не более 15
Усилие на рукоятке ручного дублера, Н/кгс/		100/10/	не более 250/25/
Количество оборотов штурвала ручного дублера при повороте пробки крана на 90°, шт	85	180	-
Габаритные размеры привода, мм			
длина	800	1408	не регламентируется
ширина	665	1110	
высота	875	975	
Масса привода, кг	350	410	-
Пропуск среды в затворе крана, см ³ /мин	отсутствует		не более 1,7
Протечки относительно внешней среды, см ³ /мин	отсутствует		не допускаются

"УТВЕРЖДАЮ"

- 212 -

"УТВЕРЖДАЮ"

Проректор КИИ им.С.Лазо
Глушко К.Б.

Главный инженер ПО "Азовмаш"
Лефедов П.С.

АКТ

"Способ обработки зубьев обкаткой прецессирующим инструментом и устройством для его осуществления"

Мы, нижеподписавшиеся, представители КИИ им.С.Лазо - доцент кафедры "ТМ и ДМ" Бостан И.А., н.с. Мазуру С.Г. и ведущий инженер Оглиндэ Г.И. - содной стороны и представители НИПКИ ПО "Азовмаш" - зав. ТОМСП Антропов А.А., зав. сектором редукторостроения Стоянов Л.П. и ведущий конструктор Сыромятников В.С. - с другой стороны, составили настоящий акт в том, что на основании положительных результатов испытаний, проведенных в КИИ им.С.Лазо с участием технологов НИПКИ ПО "Азовмаш", принято к внедрению:

- технологическая инструкция способа обработки зубьев обкаткой прецессирующим инструментом;
- РКД приспособления ПКП-7212-4001, представленную в полном комплекте в объеме 19,5 листов формата А1 (шлифовальная головка Э 2,4/1,1 входящая в состав приспособления передается КИИ им.С.Лазо заказчику - ВНИИОкеанмаш).

Способ обработки зубьев обкаткой прецессирующим инструментом и приспособление для его осуществления используются при освоении ПО "Азовмаш" производства тяжелонагруженных прецессионных редукторов мощностью $N \approx 37 \text{ кВт}$ и более, для комплекса добычи ЖМК со дна Мирового океана. (согласно протокола от 24.05.88г.: ПО "Азовмаш")

Внедрение способа и устройства обработки зубьев обкаткой прецессирующим инструментом позволяет реализовать обработку бесчисленной гаммы профилей зубьев для прецессионных передач и сократить время на шлифование в 2 - 3,5 раза.

В соответствии с решением Минтяжмаша №ВА-310/8494 от 22.08.84 НИОКР выполняемые по проблеме связанной с добычей ЖМК со дна Мирового океана относится к специальной тематике и экономический эффект не подсчитывается.

Бостан И.А.
Мазуру С.Г.
Оглиндэ Г.И.

Антропов А.А.
Стоянов Л.П.
Сыромятников В.С.
от ВНИИОкеанмаш:
Дятлов А.А.

ANEXA C
APRECIEREA REZULTATELOR CERCETĂRILOR ȘTIINȚIFICE

Consiliul Suprem pentru Știință și Dezvoltare Tehnologică
al Academiei de Științe a Moldovei
Universitatea Tehnică a Moldovei
(Denumirea instituției)

CZU:621.833+621.91/92

Nr. de înregistrare: 628 INST din 12.01.2011

Codul (cifrul) proiectului: 11.817.05.18F

COORDONAT

dr.hab. Veaceslav Ursachi

(Coordonatorul Secției de Științe)



(semnătura)

APROB

Rector UTM

Academician I. Bostan

(Conducătorul instituției, numele, prenumele)



(semnătura)



RAPORT ȘTIINȚIFIC FINAL

**“ Teoria, metode și procedee avansate de fabricație a roților dințate
cu profil nestandard al angrenajelor precesionale”**

(denumirea proiectului)

Conducător proiect, conf.dr

Executant responsabil, conf.dr

S. Mazuru 
(numele, prenumele, semnătura)

A. Toca 
(numele, prenumele, semnătura)

Chișinău 2014



MINISTERUL EDUCAȚIEI
AL REPUBLICII MOLDOVA

UNIVERSITATEA TEHNICĂ A MOLDOVEI

DIPLOMĂ



Se decernează d-lui

MAZURU Sergiu
conf. univ, dr.

FIMCM, cat. TCM

Laureat al anului 2012
în domeniul creativității tehnice

Ion Bostan

Rector, academician

Chișinău 2013

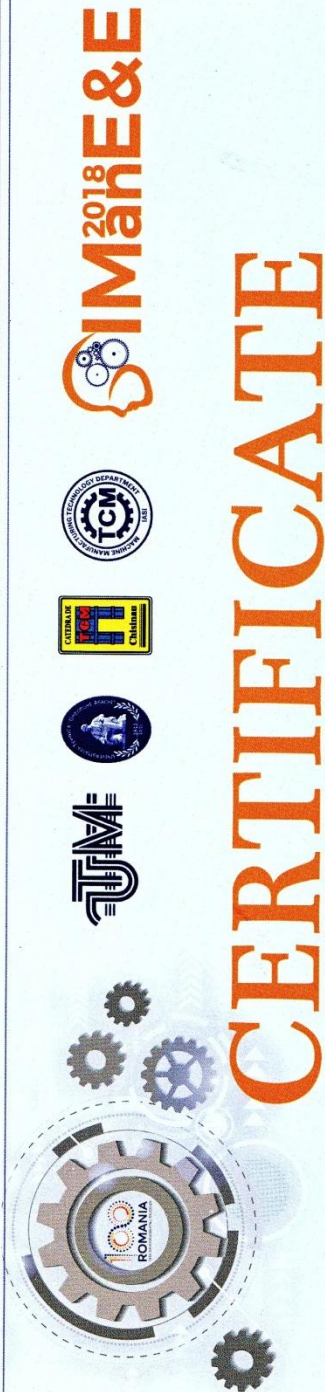




This certificate is awarded to the paper entitled:
Contributions to precessional planetary

authors: *Ton Bostan, Sergiu Mazuru, Sergiu Iecăcioban*
presented at IMaNE&E 2018, Innovative Manufacturing Engineering & Energy
International Conference, May 31 - June 2, 2018, Technical University of Moldova,
Chisinau, REPUBLIC OF MOLDOVA.

Honorary President IMaNE&E. Department, Iasi
Professor LAURENTIU SLATINEANU
L. Slatineanu
Head of Machine Manufacturing Technology Department, Chisinau
Professor GHEORGHE NAGIT
G. Nagit
Head of Machine Manufacturing Technology Department, Chisinau
Professor SERGIU MAZURU
S. Mazuru



The organizing committee certifies that

Sergiu MAZURU

has participated as an **AUTHOR** at the 22nd Innovative Manufacturing Engineering & Energy International Conference, **IManE&E 2018**, May 31 - June 2, 2018,
Technical University of Moldova, Chisinau, **REPUBLIC OF MOLDOVA**.

Honorary President IManE&E.	Head of Machine Manufacturing Technology	Head of Machine Manufacturing Technology
Professor LAURENTIU SLATINEANU	Department, Iasi	Department, Chisinau
	Professor GHEORGHE NACIT	Professor SERGIU MAZURU
		



This certificate is awarded to the paper entitled:

Method of axial adjustment for precessional transmissions

authors: *T. Bostan, S. Mazuru and M. Cosian*

presented at IMaNE&E 2018, Innovative Manufacturing Engineering & Energy International Conference, May 31 - June 2, 2018, Technical University of Moldova, Chisinau, REPUBLIC OF MOLDOVA.

Honorary President IMaNE&E.

Professor LAURENTIU SLATINEANU

L. Slatineanu

Head of Machine Manufacturing Technology Department. Iasi

Professor CHEORGHÉ NAGIT

..

Professor SERGIU MAZURU

..

Department. Chisinau

Expoziția Internațională Specializată

„INFOINVENT”

DIPLOMĂ

MEDALIA DE ARGINT

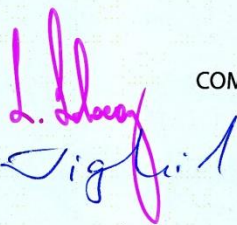
se acordă

Bostan Ion, Mazuru Sergiu, Scaticailov

Sergei, Casian Maxim

pentru

Transmisie precesională



PREȘEDINTELE
COMITETULUI ORGANIZATORIC

PREȘEDINTELE
JURIULUI INTERNAȚIONAL

15-18 noiembrie 2017,
Chișinău, Republica Moldova



NATIONAL INSTITUTE OF
INVENTICS, JASSY, ROMANIA

Diploma

GOLD MEDAL

The Hamangia Thinker

Offered Mr / Ms

Topala Pavel, Besliu Vitalie,
Mazuru Sergiu, Cosovschi Pavel

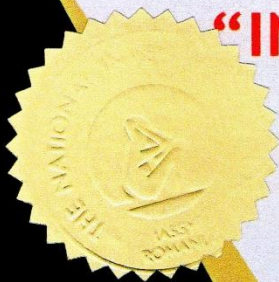
PROCESS FOR HARDENING OF METAL SURFACES
„Alecu Russo” State University of Balti, Moldova

THE XVII-TH INTERNATIONAL EXHIBITION
OF RESEARCH, INNOVATION AND
TECHNOLOGICAL TRANSFER

“INVENTICA 2013”

IASI, ROMANIA
19- 21 JUNE 2013

General Manager
Prof. Boris Plahteanu Ph.D



EXTRAS

din Hotărârea Guvernului Republicii Moldova
nr. 895 din 24 august 1998

Se decernează Premiul de Stat al Republicii Moldova în domeniul științei,
tehnicii și producției în anul 1998:

BOSTAN Ion, academician al Academiei de Științe a Moldovei, doctor
habilitat în științe tehnice, profesor universitar, rector, **DULGHERU**
Valeriu, doctor habilitat în științe tehnice, șef de catedră, **OPREA**
Anatol, doctor în științe tehnice, conferențiar universitar, **ȚOPA Mihai**,
doctor în științe fizico-matematice, conferențiar universitar și
MAZURU Sergiu, doctor în științe tehnice, conferențiar universitar,
Universitatea Tehnică a Moldovei - pentru lucrarea "**Transmisii**
planetare precesionale: angrenaje, tehnologii noi de fabricare și
utilizări".



DIPLOMĂ

COMITETUL PENTRU PREMIILE DE STAT
ALE REPUBLICII MOLDOVA
ÎN DOMENIUL ȘTIINȚEI, TEHNICII
ȘI PRODUCȚIEI

DIPLOMA nr. 71

se eliberează

dlui MAZURU Sergiu



Acad. Andrei ANDRIEȘ,

Președintele Comitetului pentru Premiile de Stat
ale Republicii Moldova
în domeniul științei, tehnicii și producției

or. Chișinău

SALONUL INTERNAȚIONAL AL CERCETĂRII ȘTIINȚIFICE,

INOVĂRII ȘI INVENTICII

PRO INVENT

EDIȚIA XVI, 21-23 MARTIE 2018,

CLUJ-NAPOCA



DIPLOMA

DE EXCELENȚĂ
ȘI MEDALIA DE AUR

Se acordă Sergiu Mazuru , Maxim Vaculenco, Ion Bostan

De la Universitatea Tehnică a Moldovei

Pentru PROCEDEE DE GENERARE PRIN RULARE A ROȚILOR DINTATE DIN
TRANSMISII PRECESIONALE



PREȘEDINTELE SALONULUI,
Prof. dr. ing. VASILE ȚOPA
Rector al

Universității Tehnice din Cluj-Napoca

PREȘEDINTELE JURIULUI,
Prof. dr. ing. RADU MUNTEANU

Radu Munteanu



SALONUL INTERNAȚIONAL AL CERCETĂRII ȘTIINȚIFICE,

INOVĂRII ȘI INVENTICII

PRO INVENT

EDIȚIA XVI, 21-23 MARTIE 2018,

CLUJ-NAPOCA



DIPLOMA

DE EXCELENȚĂ
ȘI MEDALIA DE AUR

Se acordă Viorel Bostan, Sergiu Mazuru, Maxim Vaculenco, Andrei Petco,
Valeriu Dulgheru, Ion Bostan
De la Universitatea Tehnică a Moldovei

Pentru PROCEDEUL DE REGLARE A JOCULUI AXIAL ÎN TRANSMISIE CONICĂ



PREȘEDINTELE SALONULUI,
Prof. dr. ing. VASILE ȚOPA

Rector al

Universității Tehnice din Cluj-Napoca

PREȘEDINTELE JURIULUI,
Prof. dr. ing. RADU MUNTEANU

Radu Munteanu





Universitatea POLITEHNICA din București

Facultatea de Ingineria și Managementul Sistemelor Tehnologice

conferă

Diploma Jubiliară

Domnului

Sergiu Mazuru

Pentru contribuția adusă la dezvoltarea științelor ingineresti.



Decan,

Cristian DOICIN

Cristian DOICIN

Mihnea COSTOIU

GOLD MEDAL

of the Ștefan cel Mare University of Suceava

is awarded to:

Sergiu MAZURU, Maxim VACULENCO, Ion BOSTAN,

Stanislav LEANIN, Serghei SATICAIOV

for

ROATA SATELIT


Rector,
Prof. eng. PhD. Valentin POPA
Ștefan cel Mare
University of Suceava
MINISTERUL EDUCAȚIEI NAȚIONALE

20-22 march 2019, Cluj-Napoca, Romania



SALONUL INTERNAȚIONAL AL CERCETĂRII ȘTIINȚIFICE, INOVĂRII ȘI INVENTICII

PRO INVENT

EDIȚIA XVII, 20-22 MARTIE 2019
CLUJ-NAPOCA



DIPLOMA

DE EXCELENȚĂ
ȘI MEDALIA PRO INVENT

Se acordă **Mazuru Sergiu, Lialin Stanislav, Vaculenco Maxim și Bostan Ion**

De la **Universitatea Tehnică a Moldovei**

Pentru **ROATĂ SATELIT**

PREȘEDINTELE SALONULUI,
Prof. dr. ing. VASILE TOPA
Rector al Universității Tehnice din Cluj-Napoca



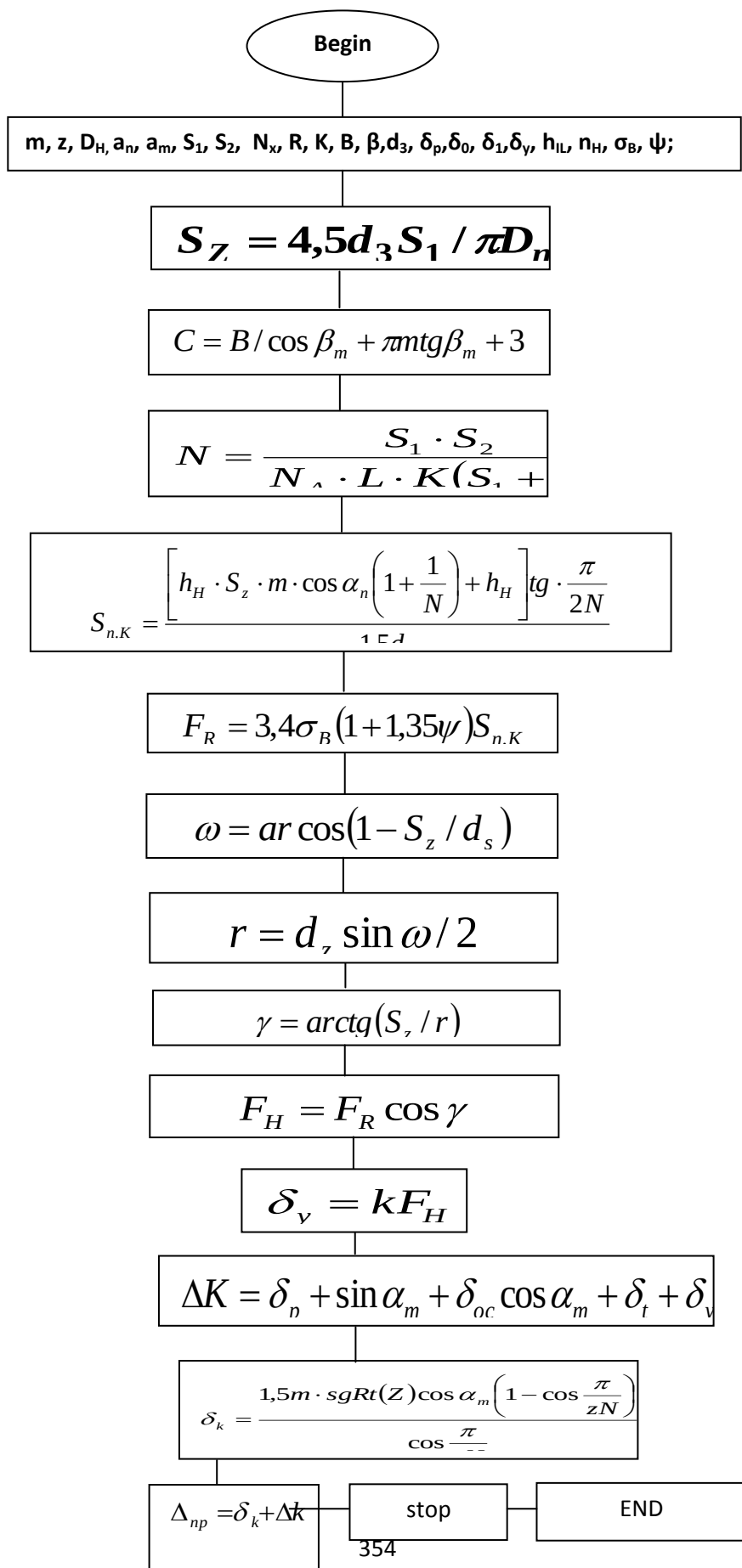
PREȘEDINTELE JURIULUI,
Prof. dr. ing. RADU MUNTEANU

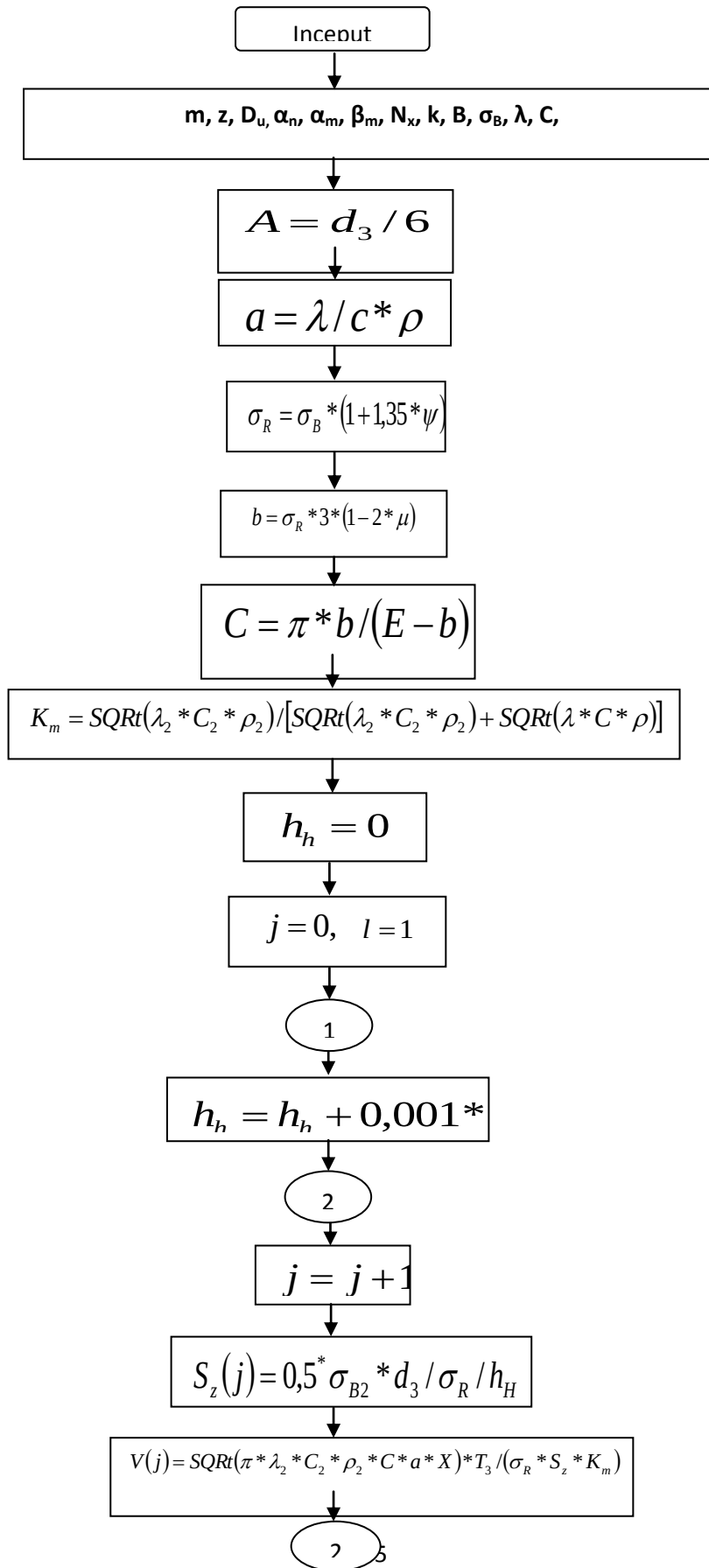
Radu Munteanu

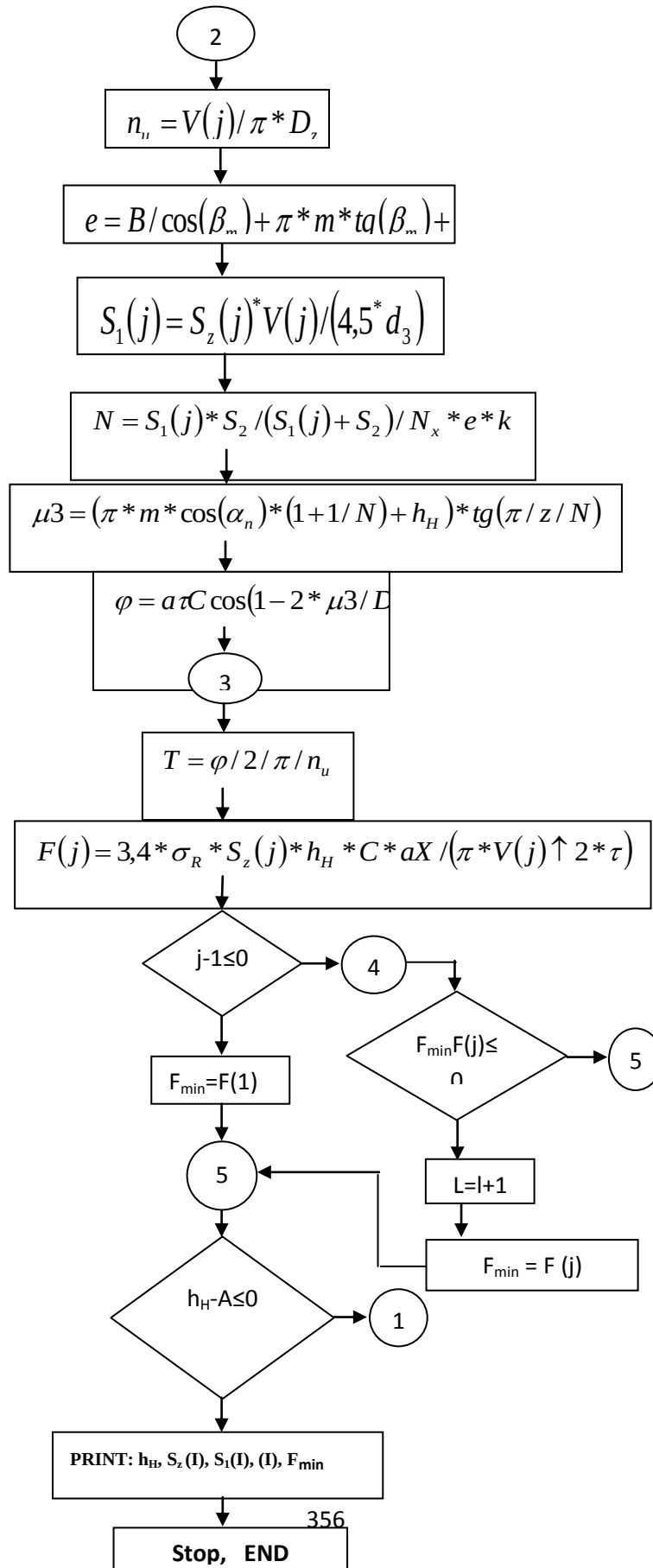
ANEXA D

1. Schema algoritmică pentru aprecierea preciziei profilului roții rectificate de factori constructiv – tehnologici ale procesului de prelucrare, ținând cont de starea utilajului;

2. Schema pentru calculul regimurilor de rectificare funcției de factorii constructiv – tehnologic ale procesului de prelucrare ținând cont de starea utilajului, care asigură sporirea calității de prelucrări și longevitatea prelucrării sculei.







DECLARAȚIA PRIVIND ASUMAREA RĂSPUNDERII

Subsemnatul, declar pe proprie răspundere că materialele prezentate în teza de doctorat, se referă la propriile activități și realizări, în caz contrar urmând să suport consecințele, în conformitate cu legislația în vigoare.

Mazuru Sergiu



Semnătura Data:

30.05.2019

CURRICULUM VITAE

I. Date personale:

Numele: Mazuru

Prenumele: Sergiu

Sex: Masculin

Data și locul nașterii: 28 iulie 1961,
or. Chișinău, Republica Moldova

II. Studii

1976 – 1980 Colegiul electromecanic din Chisinău.

1980 – 1987 Studii universitare, Facultatea

Mecanică, Institutul Politehnic din Chișinău.

1990 – 1994 Studii postuniversitare (doctorat), Universitatea Tehnică a Moldovei

III. Experiență de lucru, uzină, secția cercetări științifice IPCh., Universitatea Tehnică a Moldovei):

1980 – 1984 tehnician constructor, inginer tehnolog, uzina Sciotmaș din Chișinău

1984 – 1990 Inginer, inginer superior, inginer coordinator, colaborator științific UTM

1990 – 1994 doctorand, catedra Teoria Mașinilor și Organe de Mașini,

1994 – 1995 asistent catedra TCM,

1995 – 1998 Lector superior, catedra TCM,

1998 – 2003 Conferențiar universitar, catedra TCM

2003 – prezent șef catedră/departament TCM

2019 Conferențiar universitar, departament IF

IV. Domeniul intereselor științifice:

Tehnologia construcțiilor de mașini, mașinologie și organe de mașini.

V. Activitate științifică și inventivă:

· Articole științifice publicate în reviste de specialitate, lucrări
la sesiuni științifice naționale și internaționale peste 200;

· Rapoarte științifice 24;

· brevete de invenție și certificate de autor 53;

VI. Stagieri:

2017, (o lună) Czech University of Life Sciences Prague, Faculty of Forestry and Wood
Sciences

Lublin University of Technology, Faculty of Mechanical Engineering

2018, (o lună), 2016, (o lună) Slovak University of Agriculture in Nitra, Faculty of
Agricultural Engineering

2016, (o lună), 2012, (o lună) Technical University of Sofia, Faculty of Machine Technology,
Department of Manufacturing Technology

2015, (o lună), 2013, (o lună) "1 DECEMBRIE 1918" University of Alba Iulia, Faculty of
Sciences

2015, 2013, (o lună) "OVIDIUS" University of Constanta, Department of Engineering
Economics in Mechanics

2018, 2013, (o lună) Koszalin University of Technology, Faculty of Mechanical Engineering

2014, (o lună) Slovak University of Technology in Bratislava, Faculty of Materials Science
and Technology



2012, (o lună) Technical University of Cluj-Napoca, Machine Building Faculty - Department of Manufacturing Engineering

2013, (o lună) Technical University in Košice, Faculty of Manufacturing Technologies in Presov

VII. Participări la foruri științifice internaționale:

1) 9st International Congress *Machines, Technologies, Materials 2012*, Varna, Bulgaria, 2012.

2) 21st Innovative Manufacturing Engineering & Energy International Conference – IManE&E 2017.

3) Proceedings of the 6th International Conference on Axiomatic Design. ICAD 2011. Daejeon, Republic of Korea

4) The 5th International Conference on advanced manufacturing technologies. ICAMaT 2007.

5) Internationally attended scientific conference „Modern tehnologies in the XXI century”, Bucharest, novambree 2005, 2007.

6) Conferința internațională Iași-Chișinău „Tehnologii moderne, calitate, restructurare”, 1994-2010.

7) The 19th International DAAAM SYMPOSIUM. "Intelligent Manufacturing & Automation, Vienna, Austria 2008.

8) The 13th International Conference Modern Tehnologies, Quality and Inovation IASI & Chisinau ModTech 2009.

9) The 16th International Confercence Modern Tehnologies, Quality and Innovation. ModTech 2012, 24-26 May, 2012, Sinaia, Romania.

10) Conferința tehnico-științifică internațională „Техносфера XXI века”, Donețk, 2004-2014.

VIII. Participări în proiecte științifice naționale și internaționale:

1. Teoria fundamentală a angrenajului precesional: angrenaje, tehnologii de generare a dinților, calcule ingineresti (Contract nr. 200 b/s, 2001-2005).

2. Teoria fundamentală a angrenajelor precesionale cinematice: modele matematice de generare a profilelor în sisteme cu 5 grade de libertate, metode de calcul și control (Contract nr. 303 b/s, 2006-2010).

3. Teoria, metode și procedee avansate de fabricație a roților dințate cu profil nestandard al angrenajelor precesionale (Tema 11.817.05.18F. 2011–2014, implicat în calitate de director de proiect).

4. Transmisii planetare precesionale de putere și cinematice: dezvoltare constructivă, tehnologii industriale de fabricație și materiale noi pe anii 2015-2018.

• Programului de Stat în contractele de cercetări științifice:

1. Sisteme de acționare submersibile ale Complexului Robotizat de Extracție a concrețiunilor fero-manganice de pe fundul Oceanului Planetar (Contract nr. 068, 2004–2006).

2. Elaborarea și fabricarea prototipului industrial al reductorului precesional submersibil (Contract nr. 001/P, 2007-2008).

IX. Decorări, aprecieri:

· Laureat al Premiul de Stat al RM în Domeniul Științei și Tehnicii (1998);

· Premiul Senatului UTM 2011, 2012;

· Marele Premiu II al Salonului Mondial al realizărilor tehnico-științifice IMPEX-XII , deținător al medaliilor la un șir de expoziții internaționale de Inventică și Transfer Tehnologic.

X. Date de contact (adresa, telefon, mobil, e-mail)

Universitatea Tehnica a Moldovei,

blyd. Stefan cel Mare 168, MD-2004, Chisinau, Moldova
tel/fax: 022509944, mob. 069153170
e-mail: s_mazuru@mail.utm.md, sergiu.mazuru@tcm.utm.md