

RAPORT STIINTIFIC

MATERIALE SI TEHONOLOGII PERFORMANTE DESTINATE REALIZARII CUTITELOR DE FREZA PENTRU ASFALT – MATFREZ

CONTRACT PCCA Tip 2 nr. 188/2012

ETAPA I /2012

CERCETĂRI FUNDAMENTALE PRIVIND UTILIZAREA ȘI FABRICAREA CUȚITELOR DE FREZĂ

Obiectivul etapei I de cercetare fundamentală, constă în creerea premizelor tehnico-științifice de realizare a unei noi generații de cuțite de frezat pentru decopertat asfalt, substanțial îmbunătățite, prin dotarea acestora cu un sistem inteligent de autoprotecție la uzare și respectiv cu un sistem de protecție fata de autoblocare la rotire în jurul axei proprii (figura 1).

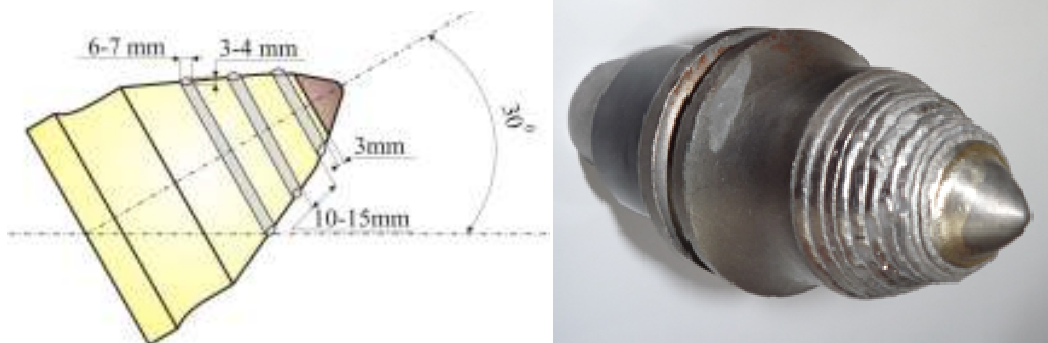


Fig. 1. Realizarea cordoanelor de încărcare cu sudura pe corpul frezelor de asfalt cu vârf din carbura de wolfram brazat [3.3].

Necesitatea îmbunătății fiabilității cuțitelor de frezăa rezultat din faptul ca, datorată uzării intense prin abraziune sub presiune ridicată a armăturii, constituită din carburi de wolfram sinterizate, respectiv a uzării preponderent a suportului cuțit (figurile 2 si 3), se produce scoaterea prematură din uz a acestora datorată autoblocării la rotire în jurul axei proprii, ceea ce provoacă pierderea a cca. 50% dintre cuțitele care echipează o freză.



Fig. 2. Uzare de abraziune sub presiune scazută și medie (rizuri și ciupituri)



Fig. 3 Uzare cu autoblocare

Pentru rezolvarea cerințelor din obiectivul fazei a fost necesara propunerea de soluții tehnico-științifice, pentru:

- ✓ Cresterea rezistentei la uzare, la nivelul suprafețelor active ale corpurilor de frezare realizate din carburi de wolfram sinterizate, prin efectuarea unor zone-grila topite, cu fascicul laser.
- ✓ Prevederea unor elemente in invelisul baghetelor pentru brazare, care sa asigure protecția fata de decarburare a ranforsanților din carburi de wolfram și respectiv a suportilor cuțit, constituiți din oțeluri slab aliate cu cca. 2% crom.
- ✓ Protecția îmbinărilor brazate impotriva constrângerilor mecanice datorate fenomenelor de încălzire-răcire în procesul de depunere a sistemului de protecție la autoblocare.
- ✓ Elaborarea și fabricarea de noi materiale de încărcare prin sudare, de tip compozit cu ranforsanți prepoziționați, cu compatibilitate ridicată la depunerea de straturi ruгоase pe suportii din otel slab aliat cu crom, utilizat la fabricarea rulmenților.
- ✓ Protecția fata de apariția unor zone cu duritate redusa („pete moi”) la sudare în suportii cuțit supusi la tratamente termice de calire si revenire.
- ✓ Fabricarea, în condiții de precizie ridicată, a suportilor cuțit prin turnare și forjare.

In scopul generării de zone-grila topite, s-au studiat și experimentat condițiile de prelucrare a metalelor cu fascicul laser.

Parametrul de bază, care determină tipul de prelucrare ce poate fi executată cu ajutorul fascicului laser este densitatea puterii radiațiilor [2.4]. Cunoscându-se distribuția câmpului termic în material se poate determina densitatea critică a puterii radiației qc, care produce o anumită temperatură Tm pe o suprafață sau într-un volum de material, pe durata de acțiune a laserului, ti. Determinarea acestei mărimi se face utilizându-se modelul

unidimensional de încălzire a unui corp semifinit, asupra căruia acționează o sursă de căldură cu intensitate constantă în timp, conform relației:

$$q_e = \frac{0,885 \cdot \lambda \cdot T_m}{\sqrt{d \cdot \tau_i}} \quad (1)$$

Odată cu creșterea temperaturii T_m în material, se mărește corespunzător și densitatea critică a puterii radiației, influențată de caracteristicile termo-fizice ale materialului de prelucrat (prin intermediul difuziei termice d). Notând densitățile de putere critice ale radiațiilor laser utilizate la operațiile de încălzire cu T_{qc} pentru tratamente termice, S_{qc} pentru sudare și cu V_c q pentru găurire, tăiere, gravare, este valabilă relația:

$$q_c^T < q_c^S < q_c^V \quad (2)$$

Un alt parametru care influențează starea termică a materialului este durata de acțiune a laserului, t_i (specifică emisiei în impulsuri) [2.4]. Utilizând același model de încălzire al unui corp semifinit cu ajutorul unei surse de căldură cu intensitate constantă se poate determina timpul t necesar realizării temperaturii T_m pe suprafața corpului cu ajutorul laserului:

$$\tau = \frac{0,79 \cdot T_m^2 \cdot \lambda^2}{q_c^2 \cdot d} \quad (3)$$

Timpul necesar pentru a atinge o anumită temperatură pe suprafața materialului crește cu mărirea temperaturii (T_{topire} pentru procese de sudare și $T_{vaporizare}$ pentru procese de găurire/tăiere) și cu creșterea conductivității termice și căldurii specifice ale materialului și descrește cu mărirea densității puterii radiațiilor laser.

Influența exercitată de durata de acțiune a laserului asupra procesului de încălzire topire a materialului se manifestă în felul următor:

- aplicând impulsuri de durată redusă $t_i < 10^{-5}$ [s], adâncimea zonei afectate este mică fiind determinată de penetrația directă a radiației în material;
- pentru impulsuri $t_i > 10^{-5}$ [s], adâncimea de încălzire începe să crească datorită conducției termice care devine factorul predominant la durata $t_i > 10^{-3}$ [s].

Pentru îmbunătățirea caracteristicilor mecanice (duritate, rezistență) ale materialelor metalice în urma tratamentului cu laser este necesar ca, local, metalul să fie adus în stare de suprasaturare.

Această stare este realizată prin încălzirea materialului la anumite temperaturi. De exemplu la oțel, urmărind diagrama de transformare (figura 4) se respectă linia **G-S**, după

care materialul se răcește rapid pentru a se împiedica procesul de difuzie, respectiv realizarea stării de echilibru[2.4]. Din acest motiv călirea cu laser nu se poate aplica decât aliajelor bifazice sau complexe, care conțin soluții solide a căror solubilitate este limitată și variabilă cu temperatura.

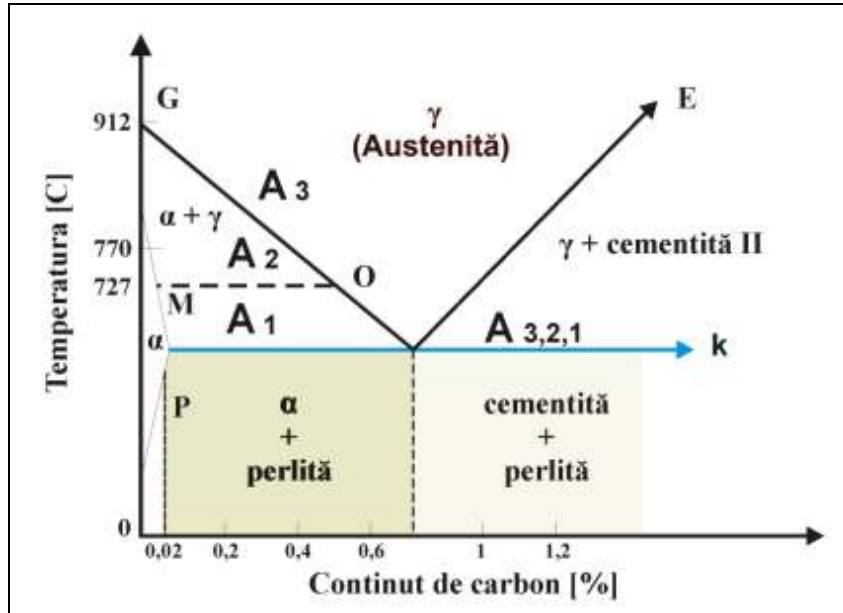


Fig. 4. Diagrama de transformare a oțelului în funcție de temperatură și conținutul de carbon

La determinarea parametrilor ciclului de tratament termic cu laser (fig. 5, tabelul 1), cuprinzând: temperatura de încălzire T_i și durata de încălzire t_i , menținerea la temperatură constantă t_m și durata de răcire t_r , trebuie să se țină seama de transformările ce trebuie să rezulte în material pentru a-i îmbunătăți proprietățile. Pentru stabilirea unui tratament corect este necesară cunoașterea punctelor critice de transformare pentru fiecare material și, în raport cu acestea, se alege temperatura adecvată[4].

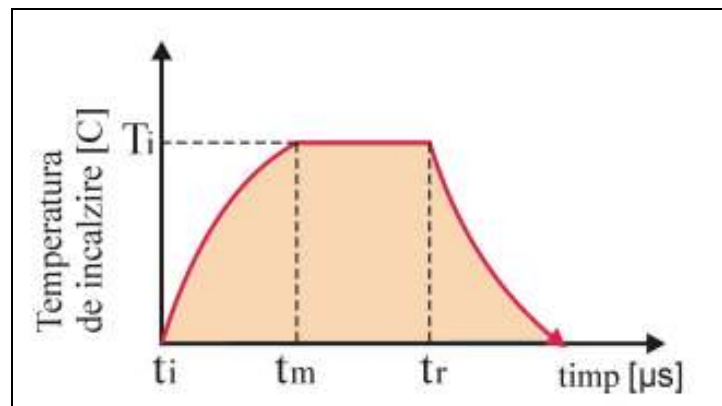


Fig. 5. Diagrama unui ciclu de tratament termic

Tabelul 1

Valorile densităților critice ale puterii pentru operațiile de tratament termic cu laser

Metalul	d [cm²/s]	T_i [°C]	t_i [s]	T_c^q [W/cm²]
Aluminiu	0,87	660	10 ⁻³ 10 ⁻⁸	4,2 · 10 ³ 1,2 · 10 ⁵
Cupru	1,12	1083	10 ⁻³ 10 ⁻⁸	1,1 · 10 ⁴ 3,5 · 10 ⁷
Nichel	0,18	1453	10 ⁻³ 10 ⁻⁸	6,5 · 10 ³ 2,0 · 10 ⁵
Oțel	0,15	1535	10 ⁻³ 10 ⁻⁸	1,5 · 10 ⁴ 1,8 · 10 ⁵
Titan	0,06	1800	10 ⁻³ 10 ⁻⁸	9,5 · 10 ³ 1,1 · 10 ⁵
Crom	0,22	1830	10 ⁻³ 10 ⁻⁸	7,7 · 10 ³ 2,7 · 10 ⁵
Molibden	0,55	2600	10 ⁻³ 10 ⁻⁸	1,3 · 10 ⁴ 4,4 · 10 ⁵
Wolfram	0,65	3380	10 ⁻³ 1	2,0 · 10 ⁴ 6,2 · 10 ⁶

In scopul protecției la decarburare a ranforsanților și in vederea fabricării materialelor de încărcare prin sudure, s-au studiat și experimentat soluțiile din literatura de specialitate. Pentru elaborea rețetelor de miez compozit și al rețetelor de produs al vergelelor tubulare pentru încărcare prin sudare sunt utilizate, ca baze de plecare, cunoștințele prezentate în brevetele existente în literatura inovativă.

In legătură cu tematica abordată au fost selectate soluțiile prezentate in brevetele de inventie care apartin echipei de cercetare: RO 125760, RO 125761, RO 125759, [1.20, 1.21, 1.22].

RO 125760 – se referă la un blindaj antiuzură cu autoprotecție și durată de viață mărită la solicitări în exploatare, la uzare de abraziune combinată cu coroziune la temperaturi de până la 350 °C și la un procedeu de fabricație a blindajului din plăci de oțel termorezistent, slab aliat cu crom și/sau molibden, prin încărcarea prin sudare pe suprafața acestuia, în condiții de răcire controlată, a unor forme geometrice cu geometrie romboidală, practicate pe o adâncime de max. 1/2 din grosimea suportului, prin depunerea de aliaje de tipul 71 % Fe – 25 % Cr – 2,5 % C – 1 % Mo – 0,5 % V.

RO 125761 - se referă la un înveliș bazic de tip fluoro-calcic cu adaosuri de circa 28 % fier și circa 8 % crom fabricat prin extruziune pe vergele din aliaje de tipul 83 % fier –

17 % crom, destinat fabricarii unor electrozi cu randament de depunere mare și cu rezistență ridicată la abraziune de tip metal pe metal, care permit obținerea unor depuneri prin sudare corespunzatoare aliajelor cu 13 % crom – 87 % fier, avand si adaosuri de lantanide.

RO 125759 – se referă la un element modulat inamovibil, de tip bară compozită, constituit dintr-o țevă dreptunghiulară cu pereți groși, fabricată din oțel carbon sau slab aliat și consolidată în zona suprafețelor active cu straturi dure din oțel de tip Fe-0,3%C-0,4%Si-1,2%Mn-6,5%Cr-1,5%Mo-1,5%W, cu grăunți cristalini orientați pe direcția de acționare a solicitărilor din exploatare, avand grosimi de minim 10 mm, rigidizate cu chit metalic în interiorul țevii.

Studiile efectuate [1.23] asupra materialelor din sistemul Fe-Cr au evidențiat că, în cazul încadrării în anumite limite compoziționale, acestea pot să prezinte o gamă largă de proprietăți care să acopere cerințele de fabricație pentru cuțitele de frezat asfalt.

Cercetarea prescripțiilor de catalog ale producătorilor de electrozi înveliți pentru încărcare prin sudare a evidențiat necesitatea obținerii pe metal depus (MD) avand compoziția chimica orientativa prezentata in tabelul 2.

Tabelul 2.

Compoziția chimică orientativa a metalului depus prin sudare

<i>Compoziția chimică orientativă pe MD, în % masice</i>										
C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	W	Mo	Ti	Alte
max. 5.0	max. 14.0	max. 3	max. 0.03	max. 0.03	max. 35.0	max. 5.0	max. 10.0	max. 8.0	max. 2.0	rest

Compoziția chimică a metalului depus constituie baza de plecare în procesul de elaborare a rețetei de produs avergelelor tubulare utilizate frecvent, din considerente tehnico-economice, pentru încărcarea prin sudare utilizand procedeele WIG sau cu flacără oxo-acetilenică, deoarece permit obținerea de straturi cu grosime mică și diluție redusă.

Experiența acumulată în fabricarea vergelelor tubulare cu teacă toroidală și miez compozit, constituit din feroaliaje și metale în stare pulverulentă, evidențiază posibilitatea de fabricație a acestora cu participări în proporții aproximativ egale (sau puțin superioare în favoarea miezului), care permit obtinerea unor coeficienți de umplere de 0,55...0,65 %.

Ca material de invelire pentru teaca electrozilor s-a ales o platbanda de grosime mică și lățime cuprinsă între 10-35 mm, avand un profil de închidere prin suprapunere, corespunzator fig. 6.

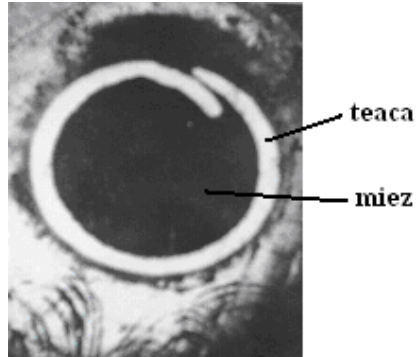


Fig. 6. Profil de închidere al electrodului tubular

În vederea elaborării rețetei de produs a vergelelor tubulare, se procedează la dozarea și omogenizarea unor serii de miezuri care se utilizează pentru realizarea unor vergele tubulare experimentale, cu coeficienți de umplere cuprinși între 0.55...0.65%, efectuate pe linii clasice de fabricație (figura 7) iar după analiza preliminară a rezultatelor se procedează la optimizarea acestora.



Fig. 7. Linie de fabricație pentru vergele tubulare

În această etapă se urmărește comportarea tehnologică la fabricație și se studiază care este compactitatea miezului compozit, în baza căruia se stabilește rețeta granulometrică.

Rețeta optimizată din punct de vedere granulometric se utilizează la realizarea unui nou set de vergele experimentale, la care se modifică în limitele largi coeficienții de umplere, apoi se optimizează modul de închidere al profilului.

Pentru umplerea vergelei cu miez pulverulent se utilizează dozatoare realizate în diferite variante constructive:

- dozatoare cu banda;

- dozatoare cu disc;

Dozatoarele cu disc prezintă dezavantajul că nu pot fi utilizate la umplerea/dozarea unor materii prime având forme poliedrice cu muchii ascuțite, așa cum sunt carburile de wolfram cu granulații peste 0,5 mm, deoarece există pericolul de blocare a dozatorului datorită împănării cu carbură a lamelor/cuțitelor pe discul de preluare a amestecului. O altă deficiență a acestui sistem, având piese metalice în mișcare, este uzura rapidă a cuțitelor de preluare și dirijare a amestecului pulverulent.

Dozatoarele cu snek au o utilizare limitată pentru granulații mai mari de 0,5mm pentru granule din carbură de wolfram datorită uzurii puternice a zonei de lucru. De asemenea, acest tip de dozator nu permite realizarea unor miezuri omogene (uniforme), pentru amestecuri cu clase granulometrice sensibil diferite, datorită fenomenului de segregare a componentelor cu greutatea specifică sensibil diferite.

Cercetările și experimentările efectuate în cadrul firmei SUDOTIM au condus la concluzia că în cazul materiilor prime cu granulații sensibil diferite cel mai potrivit sistem de dozare și umplere a vergelelor tubulare este cel secvențial.

Acest sistem de dozare și umplere a fost conceput pentru dozarea și umplerea amestecurilor ce conțin particule cu granulații sensibil diferite, în special pentru cazul când amestecul conține carbură de wolfram cu granulație > 0,5 mm.

În figura 8. este prezentată o schemă dozare și umplere secvențială, pentru sarme tubulare cu amestecuri pulverulente ce conțin componente cu două clase sensibil diferite: granulație fină (<0,1mm) și granulație groabă (>2 mm).

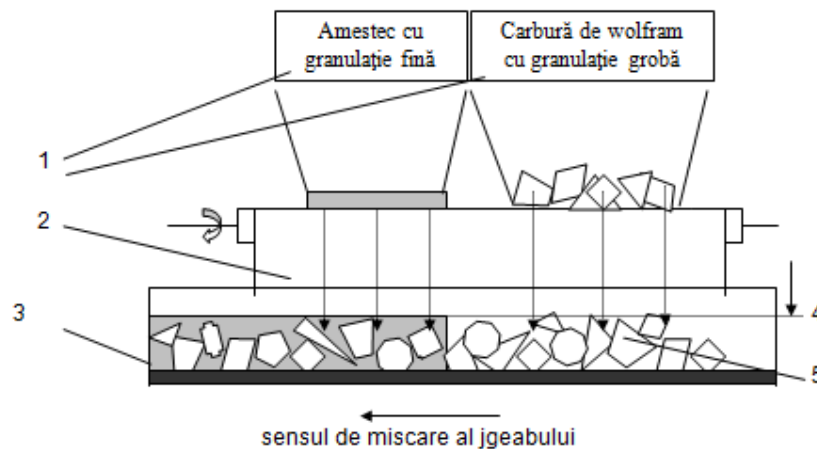


Fig. 8. Schemă de umplere a amestecurilor cu clase de granulație sensibil diferite 1-buncăre ; 2-banda dozator; 3-jgheab secționat ; 4 – nivel de umplere ; 5- granule de carbură.

Umplerea se face în următoarea ordine: în prima fază se încarcă carbura de wolfram cu granulația mai mare (grobă) și apoi, amestecul cu granulație fină, care umple golurile rămase între granulele mari. În acest mod se asigură obținerea unui miez mai omogen comparativ cu alte sisteme de dozare, care au o singură zonă de amestecare a materialelor cu granulații sensibil diferite.

Aceste tipuri de amestecuri cu două clase de granulații pentru miez sunt utilizate mai ales la realizarea sarmelor tubulare pe bază de carbură de wolfram, când pentru alierea matricei este necesară introducerea în miez a unor pulberi metalice cu granulație fină ($< 0,1 \text{ mm}$), alături de carbură de wolfram cu granulație grobă (2-3mm).

Debitul de umplere cu amestec pulverulent se alege în funcție de diametrul electrodului (vergelei) și se poate regla prin modificarea vitezei benzii dozatorului și a grosimii stratului de amestec pulverulent de pe bandă.

Pentru o viteză de formare a tubului dată se pot determina vitezele benzii dozatorului pentru diferite diametre și grosimi ale stratului de amestec de pe banda dozatorului. Pentru aceasta, se consideră secțiunea transversală a jgheabului în formă de “U” umplut cu amestec pulverulent, conform figurii 9, și secțiunea transversală a stratului de amestec pulverulent de pe banda dozatorului conform figurii 10.

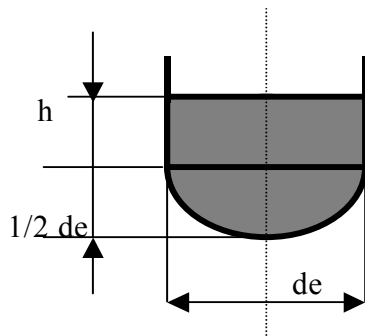


Fig. 9. Secțiune a jgheabului “U” umplut cu amestec pulverulent

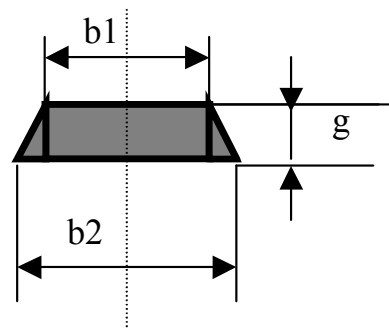


Fig. 10. Secțiune a stratului de amestec pulverulent pe banda dozatorului

Debitul q în $[m^3/s]$, necesar pentru umplerea jgheabului se calculează pentru secțiunea din figura 9 cu relația:

$$q = \left(\frac{1}{2} \cdot \frac{\pi d_e^3}{4} + h d_e \right) \cdot vt \quad (4)$$

unde: d_e - este diametrul jgheabului (vergelei tubulare), $[m]$;

h - înălțimea de umplere a jgheabului pe porțiunea cu aripi paralele, $[m]$

vt - viteza de formare a tubului (vergelei), $[m/s]$

Același debit q , trebuie transportat de banda dozatorului și poate fi calculat pentru secțiunea din figura 10 (care se poate considera un trapez isoscel) cu relația:

$$q = \frac{b_1 + b_2}{2} g \cdot vb \quad (5)$$

unde: b_1 și b_2 - bazele trapezului isoscel, [m];

g – grosimea stratului de amestec pulverulent de pe bandă, [m];

vb – viteza benzii dozatorului, [m/s].

În urma calculelor efectuate se trasează curbele de variație ale vitezei de formare a tubului (benzii) vb , pentru diferite grosimi g , a stratului de amestec de pe bandă, pentru umplerea unor tuburi cu diferite diametre (figura 11).

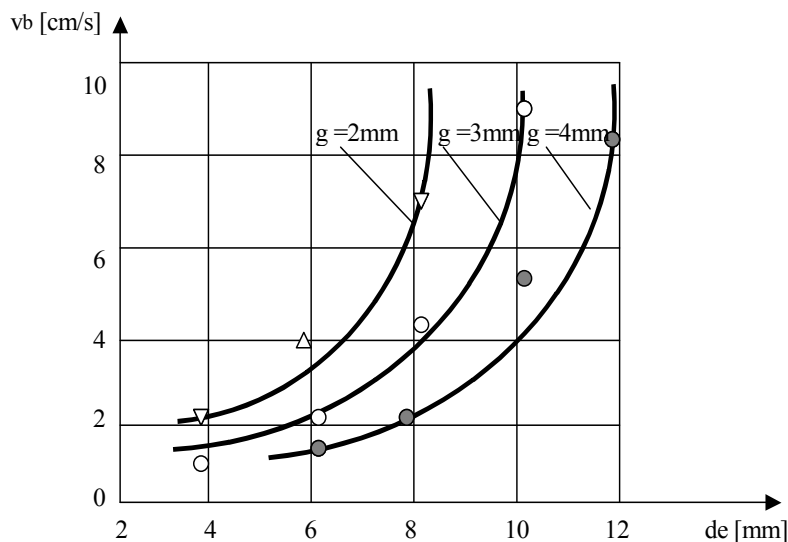


Fig. 11. Viteza benzii de umplere în funcție de diametrul tubului

Pentru diferitele diametre de vergele, care se utilizează la ora actuală, au fost calculate lățimea benzii L și cotele b și l pentru profilele de role care realizează îndoirea în "V" și jgheabul "U".

a) Formulele de calcul utilizate sunt:

$$L = \pi \cdot D_e + m \quad (6)$$

$$b = \left[\frac{L}{2} + r \left(1 - \frac{\pi}{4} \right) \right] \sqrt{2} \quad (7)$$

unde:

L - lățime bandă de oțel laminată la rece, [mm]

D_e - diametru tub/vergea tubulară, [mm]

m - lungime suprapunere margini bandă, [mm];

r - rază curbă profile, [mm];

r_s - pentru role superioare și

r_i - pentru role inferioare;

$$r_i = r_s + s \quad (8)$$

s - grosime banda, [mm];

l - lungime aripi drepte profile, [mm]:

l_v -pentru profile "V"

l_u -pentru profile "U".

$$l_v = \frac{(L - r_s)}{2} \quad (9)$$

$$l_u = \frac{(L - \pi r)}{2} \quad (10)$$

In scopul asigurării unei bune compatibilități la sudare, se utilizează frecvent metoda preîncălzirii la temperaturi determinate pe baza carbonului echivalent.

In acest scop exista relatii de calcul a carbonului echivalent [1.23] aplicabile pentru oțeluri foarte mult utilizate în producție:

$$CE = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mn + V}{5} + \frac{Cu + Ni}{10}$$

$$P_{cm} = C + \frac{Mn + Cu + Cr}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5 \cdot B \quad (11)$$

între care:

$$P_{cm} = \frac{2 \cdot C + CE}{3} + 0,005 \quad (12)$$

Cu ajutorul relatiilor de determinare a carbonului echivalent se calculează duritatea estimata in zona de influenta termica (ZIT):

$$HM = 559 \cdot CE + 100$$

$$HM = 1274 \cdot P_{cm} + 45 \quad (13)$$

Confruntând datele experimentale cu relațiile de mai sus, s-a stabilit că valoarea indicelui P_{cm} este mai buna comparativ cu cea obtinuta pentru oțelurile cu $C < 0,18\%$, iar indicele CE este superior lui P_{cm} pentru oțelurile cu $C > 0,18\%$. Totodată se menționează că duritatea în ZIT este influențată și de viteza de răcire in intervalul 800 și 500 °C a ansamblului bimetal.

In scopul protecției îmbinărilor brazate la constrângeri mecanice, s-au studiat efectele strângerii teoretice.

Asamblările prin strângere asigură imobilizarea reciprocă a două sau mai multe componente, prin deformări elastice și plastice puțin extinse. Daca in procesul de brazare se

suprapune un efect de constrângere, prin realizarea unuia sau mai multor cordoane de sudura, depuse peste componenta cuprinzătoare, apar efecte suplimentare de întindere urmate de compresiune asupra aliajului de brazare depus în rostul dintre componente [3.3].

În această situație este necesară o foarte bună corelare între valorile parametrilor regimului de încărcare prin sudare și temperatura minimă de topire a aliajului de brazare, pentru a evita efectele nedorite de desprindere a corpului ceramic din locașul de oțel în timpul brazării.

Totodată, trebuie estimate valorile strângerii în timpul solidificării cusăturilor după sudare. Strângerea teoretică, definită ca diferența între diametrul arborelui și cel al alezajului, nu ține seama de efectul asperităților celor două suprafețe:

$$s = d - D, \tag{14}$$

unde: d - diametrul nominal al arborelui;

D - diametrul nominal al alezajului;

s - strângerea (jocul $j = D - d$).

Strângerea relativă se definește prin raportul:

$$\psi = \frac{d-D}{d} \tag{15}$$

În general, piesele metalice sunt executate cu anumite abateri de la dimensiunile nominale, acestea fiind cuprinse în limitele $d_{\min} - d_{\max}$, respectiv $D_{\min} - D_{\max}$.

Luând în considerare aceste notații se poate exprima strângerea maximă, respectiv strângerea minimă, cu relațiile:

$$S_{\max} = d_{\max} - D_{\min} \tag{16}$$

$$S_{\min} = d_{\min} - D_{\max}$$

Pentru a se putea realiza asamblări prin strângere este necesar ca, înainte de montare, diametrul minim al arborelui să fie mai mare decât diametrul maxim al alezajului, adică să fie respectată condiția: $d_{\min} > D_{\max}$.

Relațiile necesare pentru calculul îmbinărilor prin strângere sunt deduse din teoria tuburilor cu pereți groși. Conform acestei teorii, într-o secțiune oarecare a unui tub cu pereți groși iau naștere eforturi radiale, σ_r , tangențiale, σ_t și axiale, σ_z . În ipoteza deformațiilor elastice, relația pentru determinarea strângerii este [4]:

$$s = pd_2(k_1/E_1 + k_2/E_2)10^3, \mu m, \tag{17}$$

in care: $k_1 = \frac{d^2 + d_1^2}{d^2 - d_1^2} - \nu_1$ pentru arbore (18)

si

$$k_1 = \frac{d^2 + d_1^2}{d^2 - d_1^2} - \nu_1 \text{ pentru alezaj,} \quad (19)$$

unde: ν_1, ν_2 sunt coeficienții Poisson;

E_1, E_2 - modulele de elasticitate longitudinale;

p - presiunea de contact, daN/cm²;

d_a - diametrul de asamblare, mm.

Determinarea eforturilor unitare în domeniul stării plastice se face plecând de la ecuațiile generale ale teoriei plasticității.

Deformațiile care apar la strângere trebuie să fie sub limitele admisibile, pentru a preîntâmpina efectele dăunătoare amintite. Obținerea strângerii prin încălzire este posibilă prin asigurarea unor dilatări și contracții controlate ale componentelor, cu respectarea relației:

$$d_{\max} - D_{\min} + J_s = \alpha d(t - t_0), \quad (20)$$

unde: α este coeficientul de dilatare liniară al piesei cuprinzătoare;

J_s - jocul necesar între alezaj și butuc pentru ușurința montării;

t și t_0 - temperatura de încălzire a piesei cuprinzătoare, respectiv temperatura mediului ambiant.

Temperatura de încălzire (subrăcire) a piesei cuprinzătoare (cuprinse) se calculează cu relația:

$$T_2 = (s_{\max} + j_m) / 10^{-6} \alpha + T_1, K, \quad (21)$$

în care:

$10^{-6} \alpha$ este coeficientul de dilatare/contractie termică liniară a materialului, mm/K (tabelul 3.1);

d - diametrul comun;

s_{\max} - strângerea maximă din îmbinare, mm;

T_1 — temperatura mediului ambiant, K;

j_m -jocul minim la montaj, mm.

Temperatura calculată cu relația (21) se poate mări sau micșora cu 15 - 30 %, pentru a compensa pierderile de căldură. Dacă se consideră strângerea maximă necesară:

$$s_{\max} = 0,015 + 0,001d, \quad (22)$$

atunci relația pentru determinarea temperaturii de încălzire devine:

$$t = \{1350/d+90\} + t_0, ^\circ\text{C}. \quad (23)$$

In scopul elaborării soluțiilor de fabricare a suportilor cuțit freză în condiții de precizie ridicată, s-au studiat procesele de realizare a acestora prin turnare centrifugală și forjare.

In brevetul nr. RO117004 B este prezentată o instalatie care este constituita dintr-un subansamblu superior de elaborare a materialului (fig. 12), care are in componenta un cuptor electric cu inductie prevazut cu un dispozitiv de turnare in sifon si cu un agitator mecanic, fiind amplasat si un vibrator aflat in legatura cu o sita granulometrica, precum si dintr-un subansamblu inferior care cuprinde o masina de turnare centrifugala verticala prevazuta cu o matrita alimentata cu materialul elaborat sub forma de topitura, aflata la partea superioara actionata prin intermediul unei parghii.

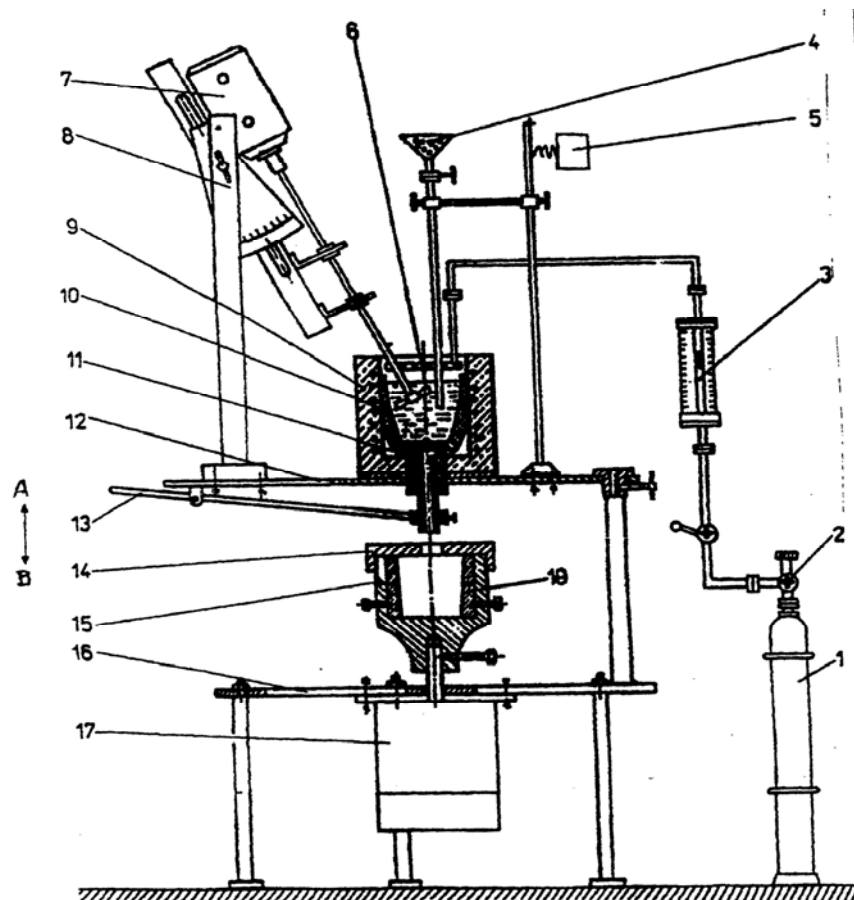


Fig.12. Instalatie pentru obtinerea coliviilor de rulmenti din materiale compozite prin turnare centrifugala

Functionarea instalatiei poate fi urmarita de la un panou de comanda nereprezentat, echipat cu aparate pentru masurarea si controlul parametrilor de lucru: temperatura de elaborare si turnare a materialului compozit, debitul de argon, turatia agitatorului, turatia centrifugii, timpul de asimilare a elementului de ranforsare.

In brevetul CN 101954467.A se prezinta un dispozitiv si metodele de turnare centrifugala in vid (fig.13).

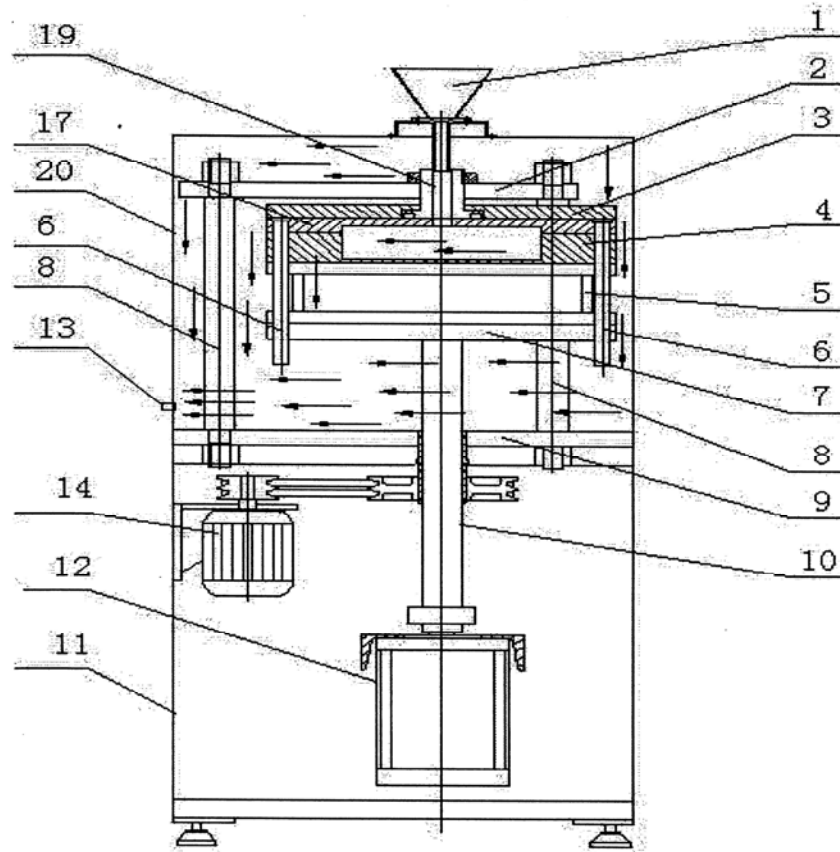


Fig.13. Dispozitiv de turnare centrifuga in vid (structura tehnica)

Practic sunt metode noi, complementare, de turnare in vid si prin centrifugare, destinate obtinerii de piese in conditiile in care capacul mecanismului de turnare este vidat iar gura de turnare se sigileaza cu spuma sau prin plastifiere.

Inventia prezinta o metoda de turnare centrifugala in vid cu rata scazuta de aspirare, care cuprinde etapele de inchidere a formei, aspirarea si centrifugarea, turnarea si decofrarea, caracterizandu-se prin aceea ca in procesul de vidare un mecanism de turnare care se roteste ermetic este vidat, iar structura de vidare cuprinde un locas (7) de

instalare a matritei inferioare care este asezata pe un arbore de transmisie (10). Locasul de conectare (5) matrita inferioara (4) matrita superioara (17) si un locas de instalare al matritei superioare (3) sunt conectate si aranjate pe locasul de instalare al matritei inferioare (7) printr-o tija de ghidare (6). Matrita superioara (17) si matrita inferioara (4) sunt inchise pentru a forma o structura de turnare ermetica. Arborele de transmisie (10) este un arbore tubular dintre care o parte comunica cu mecanismul de turnare si celalalt capat comunica cu sistemul de aspiratie (13). Metoda este fezabila, dispozitivul are o structura simpla si in interiorul unei cavitati de turnare in locul unui capac de etansare simplu, cum se folosea initial, acesta este vidat astfel incat gradul de vidare este imbunatatit, canalul de turnare este scurtat, finisajul suprafetei si compactitatea turnarii sunt imbunatatite, iar efectul este obtinerea unei compactitati deosebit de bune, realizate in timpul turnarii in forme speciale a pieselor.

La forjarea cu precizie sunt deosebit de importantii parametrii de lucru. In cazul incalzirii corecte a unui otel cu continut ridicat de crom, plasticitatea obtinuta este ridicata. Plasticitatea respectivului otel in stare turnata este ceva mai redusa.

La temperatura de incalzire de 1250⁰C, epruvetele se distrug complet in cursul laminarii, explicatia fiind data de lichefierea, in procesul de incalzire, a componentilor eutectici plasati pe limitele graunilor.

La determinarea proprietatilor plastice prin incercarea la intindere se produce o scadere considerabila a plasticitatii, judecand dupa valoarea strictiunii relative, la temperatura de 1200⁰C.

Pe baza diagramei de plasticitate se poate trage concluzia ca intervalul optim de deformare a otelului H12M se afla in limitele de 900-1150⁰C.

Plasticitatea otelului H12 este ceva mai mica decat plasticitatea otelului H12M. Aceasta se explica prin influenta mai mare a carbonului la otelul H12, comparativ cu otelul H12M.

Rezistenta la rupere a otelului cu continut ridicat de crom H12M la diferite temperaturi, este data in tabelul 3.

Tabelul 3. Rezistenta la rupere a otelului de scule cu continut ridicat de crom

Otelul	$\sigma_r \times 10, \text{MN/m}^2 \text{ (kgf/mm}^2\text{)} \text{ la diferite temperaturi de incercare, } ^\circ\text{C}$							
	20	600	700	800	900	1000	1100	1200
15	43,9	12,9	5,6	5,8	4,5	2,8	2,4	1,4
H12M	73,7	27,6	14,3	12,5	8,3	4,7	2,5	0,8

Pentru comparatie, in table se dau date pentru otelul 15, obtinute in conditii identice. In intervalul 900-1000°C rezistenta la rupere a otelului H12M este aproximativ de 1,7 ori mai mare decat rezistenta la rupere a otelului carbon.

La temperaturi mai ridicate [5.6, 5.19], aceasta diferenta se micsoreaza, insa incalzirea pana la aceste temperaturi (in special pana la 1200°C) duce inevitabil la inrautatirea brusca a plasticitatii otelului.

Otelurile de scule cu continut ridicat de crom sunt autocalibile si din aceasta cauza ele manifesta tendinte spre formarea de crapaturi de calire, produse de obicei de racirea rapida.

Tendinta otelului cu continut ridicat de crom H12M de a pierde elemente metalice prin ardere, se evidentiaza prin diagrama reprezentata in figura 14. La temperaturi sub 1100°C, oxidabilitatea otelului H12M este mai scazuta fata de un otel carbon St.1. La 1200°C ea este practic aceeasi ca si la otelul carbon.

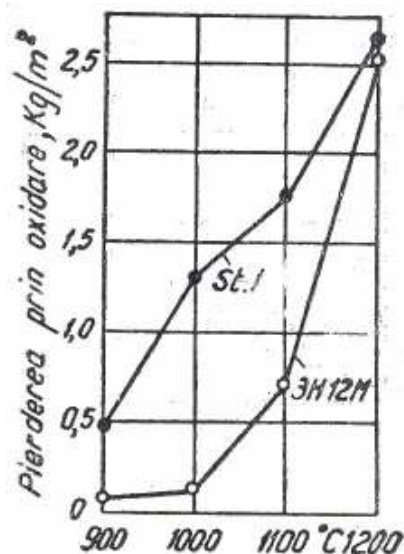
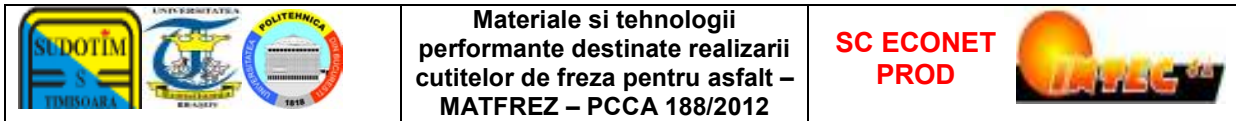


Fig. 13. Pierderile prin oxidare la otelul H12M in functie de temperatura de incalzire

Conductibilitatea termica a otelului de scule cu continut ridicat de crom este aproape de doua ori mai mare decat conductibilitatea termica a otelului carbon moale.

Rezistenta la deformare a otelurilor de scule cu continut ridicat de crom creste considerabil odata cu reducerea temperaturii de deformare [5.20]. Daca la o temperatura de ordinul a 1150°C, rezistenta la deformare a otelurilor de scule cu continut ridicat de crom este mai mare cu aproximativ 20-40% decat rezistenta la deformare a otelurilor cu



continut scazut de carbon, atunci prin scaderea temperaturii aceasta diferenta creste considerabil. La 900⁰C, diferenta dintre rezistentele la deformare a otelurilor cu continut ridicat de crom si ale otelurilor carbon este aproape dubla si se mareste cu scaderea temperaturii. Rezistenta la deformare a otelului H12 este mai mare decat a otelului H12M in conditii comparabile. Prin aceasta, precum si prin plasticitatea relativ scazuta, se explica faptul ca lingourile din otel H12 pot fi supuse forjarii, in timp ce lingourile din otel H12M de greutate redusa se supun si laminarii.

Diseminarea rezultatelor obtinute in cadrul fazei de proiect s-a realizat prin sustinerea publica a tezei de doctorat *"Cercetări teoretice și experimentale privind creșterea durabilității și fiabilității echipamentelor fabricate prin încărcare prin sudare cu vizibilitate la utilajele terasiere"*, in cadrul Universitatii Transilvania Brașov, in octombrie 2012, autor fiind Iovanas R.F., si prin elaborarea unei propuneri de brevet intitulate: *Electrod tubular cu miez compozit și procedeu de obținere*, inregistrat la OSIM A00396/06.06.2012.

CONCLUZII

Cercetările efectuate au creat premisele de realizare prin cercetare experimentală a unei noi generații de cuțite de freză, substanțial îmbunătățite, prin dotarea acestora cu sistemul de autoprotecție la uzare și respective a sistemului de protecție la autoblocare la rotire în jurul axei proprii, prin depistarea și experimentarea preliminară a soluțiilor cu caracter inovativ utilizate la nivel mondial.

Brazarea în condiții de constrângere mecanică realizată prin depunerea unor cusături sudate circulare pe corpul cuprinzător (cazul particular al frezelor pentru decopertarea asfaltului) trebuie să țină cont de valorile limită ale temperaturii admise la încălzire, astfel încât să nu se ajungă în domeniul înmuierii plastice a materialului de adaos utilizat pentru brazare (cu consecința nedorită a slăbirii rezistenței și aderenței în zona de brazare);

Stabilirea valorilor parametrilor de sudare trebuie să se facă astfel încât să se asigure efectul de constrângere mecanică asupra unei îmbinări brazate, prin calcularea și determinarea practică, prin măsurări ale câmpului termic, a valorilor maxime ale temperaturii atinse la anumite distanțe de depunere a cusăturilor sudate față de elementele brazate.

BIBLIOGRAFIE SELECTIVA

- 1.20 RO 125760 – blindaj antiuzură cu autoprotecție și procedeu de fabricație -
- 1.21 RO 125761 - înveliș de electrozi pentru încărcarea prin sudare cu aliaje rezistente la uzare de abraziune
- 1.22 RO – 125759 – bara compozita pentru prelucrari prin presare la cald si procedeul sau de realizare
- 1.23 Binchiciu, H., „Contribuții privind elaborarea unor electrozi pentru încărcarea prin sudare a sculelor de prelucrare prin presare la cald,, Teza de doctorat, UT Brasov, 2007.
- 1.24 Chise. P. „Contribuții la dezvoltarea fabricației de vergele și electrozi tubulari pentru încărcarea prin sudare cu straturi dure rezistente la uzare prin abraziune,, Teza de doctorat, UT Brasov, 2003.
- 2.4 Andreescu, A.,B., Andreescu, F.,G.- ”Lasere cu gaz pentru prelucrări termice”, Editura Lux Libris, ISBN 978-973-9458-99-3
- 3.3 R.F.Iovanas, Teza de doctorat: Cercetări teoretice si experimentale privind cresterea durabilității si fiabilității echipamentelor fabricate prin încărcare prin sudare cu vizibilitate la utilajele terasiere, Brașov, 2012.
- 3.4 M.R. Mustafa, C.Lazar, Asamblări filetate si prin strângere, Editura Tehnica București, 1964.
- 4.8 RO 117004 Instalatie pentru obtinerea coliviilor de rulmenti din materiale composite prin turnare centrifugala.
- 4.9 CN202239553 - O masina centrifugal de turnare .
- 4.10 CN102554174 – O modalitate de reducere a segregarii prin turnare centrifugala.
- 4.11 CN102463330 – Turnare centrifugala in procesul de turnare prin racire.
- 4.12 KR101011331B – The vertical centrifugal casting device having ceramic core and the vertical centrifugal casting methon usung ceramic core.
- 5.6 Dragan, I. „Tehnologia deformatiilor plastic,, Editura didactica si pedagogica, Bucuresti, 1979.
- 5.19 Sedlackez, H. „Das Walzen von Edlestalen,, Düsseldorf, Verlag Stahleisen MBH, 1954.
- 5.20 Buzdugan, Gh. „Rezistenta materialelor,, Editura tehnica, Bucuresti, 1972.