

# ŽELEZARSKI ZBORNIK

Stran

VSEBINA

Sicherl Bogdan — FNT Ljubljana  
Vodeb Dušan — Železarna Ravne  
PROBLEMATIKA ZAMENLJIVOSTI KURIL-  
NIH PLINOV V INDUSTRIJI . . . . . 161

Kveder Aleksander Metalurški  
inštitut Ljubljana  
Razinger Anton — Železarna Jesenice  
REKRISTALIZACIJA JEKEL ZA HLADNO MA-  
SIVNO PREOBLIKOVANJE . . . . . 179

Vodopivec Franc, B. Ralič —  
Metalurški inštitut, Ljubljana  
Gabrovšek Marin — Železarna Jesenice  
RAZTAPLJANJE EVTEKTICNEGA NIOBIJE-  
VEGA KARBONITRIDA V AVSTENITU PRI  
OGREVANJU VARIVEGA JEKLA, LEGIRANE-  
GA Z NIOBIJEM . . . . . 193

Kraševc Viktor — Inštitut  
Jožef Stefan, Ljubljana  
UPORABA TRANSMISIJSKE ELEKTRONSKE  
MIKROKOPIJE (TEM) PRI METALURSKIH  
RAZISKAVAH . . . . . 199

Nikolić Miroslav  
VPRASANJE RACIONALNE RAZDELITVE ŽE-  
LENEGA CELOTNEGA ODVZEMA ALI RE-  
DUKCIJE DEBELINE PRI HLADNEM VALJA-  
NJU TRAKOV NA USTREZNO ŠTEVILO  
PARCIALNIH ODVZEMOV ALI VTIKOV . . . 209

LETO 10 ŠT. 4-1976  
ŽEZB BQ 10 (4) 161—212 (1976)



**Vsebina**

	stran
Sicherl Bogdan, D. Vodeb	
<b>Problematika zamenljivosti kurilnih plinov v industriji</b>	161
UDK: 662.75 ASM-SLA: RM-m	
Kveder Aleksander, A. Razinger	
<b>Rekristalizacija jekel za hladno masivno preoblikovanje</b>	179
UDK: 669.14.018.233—174 ASM-SLA: CNg, G5, N5	
Vodopivec Franc, M. Gabrovšek, B. Ralič:	
<b>Raztapljanje eutektičnega niobijevega karbonitrida v avstenitu pri ogrevanju varivega jekla legiranega z niobijem</b>	193
UDK: 669.112.228.2; 669.15—194:669.293; 621.385.833 ASM-SLA: M21e, Ay-n	
Kraševc Viktor	
<b>Uporaba transmisijske elektronske mikroskopije (TEM) pri metalurških raziskavah</b>	199
UDK: 620.187:621.385.833 ASM-SLA: M21e	
Nikolić Miroslav	
<b>Vprašanje racionalne razdelitve želenega celotnega odvzema ali redukcije debeline pri hladnem valjanju trakov na ustrezno število parcialnih odvzemov ali vtikov</b>	209
UDK: 621.77.014.3; 669.11—418 ASM-SLA: F23, 1—67	

**Inhalt**

	Seite
Sicherl Bogdan, D. Vodeb	
<b>Probleme bei der Substitution der Heizgase in der Industrie</b>	161
UDK: 662.75 ASM-SLA: RM-m	
Kveder Aleksander, A. Razinger	
<b>Die Rekristallisation der Stähle für die Kaltmasivumformung</b>	179
UDK: 669.14.018.233—174 ASM-SLA: CNg, G5, N5	
Vodopivec Franc, M. Gabrovšek, B. Ralič:	
<b>Die Lösung des eutektischen Niobkarbonitrides im Austenit bei der Erwärmung eines nioblegierten schweisbaren Stahles</b>	193
UDK: 669.112.228.2; 669.15—194:669.293; 621.385.833 ASM-SLA: M21e, Ay-n	
Kraševc Viktor	
<b>Die Anwendung der Durchstrahlungselektronenmikroskopie (TEM) bei den metallurgischen Untersuchungen</b>	199
UDK: 620.187:621.385.833 ASM-SLA: M21e	
Nikolić Miroslav	
<b>Die Frage der rationellen Einteilung der gewinschten gesamtabnahme beim Kaltwalzen von Stahlband auf entsprechende zahl der Partialabnahmen bzw. Stichzahl</b>	209
UDK: 621.77.014.3; 669.11—418 ASM-SLA: F23, 1—67	

**Contents**

	Page
Sicherl Bogdan, D. Vodeb	
<b>Problematics of conversion of fuel gases in industry</b>	161
UDK: 662.75 ASM-SLA: RM-m	
Kveder Aleksander, A. Razinger	
<b>Recrystallization of steel for cold volume forming</b>	179
UDK: 669.14.018.233—174 ASM-SLA: CNg, G5, N5	
Vodopivec Franc, M. Gabrovšek, B. Ralič:	
<b>Dissolution of eutectic columbium carbonitride in austenite in heating weldable steel alloyed with columbium</b>	193
UDK: 669.112.228.2; 669.15—194:669.293; 621.385.833 ASM-SLA: M21e, Ay-n	
Kraševc Viktor	
<b>Application of transmission electron microscopy (TEM) in metallurgical investigations</b>	199
UDK: 620.187:621.385.833 ASM-SLA: M21e	
Nikolić Miroslav	
<b>Rational distribution of total reduction in cold rolling of strips on the corresponding number of partial passes</b>	209
UDK: 621.77.014.3; 669.11—418 ASM-SLA: F23, 1—67	

**Содержание**

	страница
Sicherl Bogdan, D. Vodeb	
<b>Проблематика замены горючих газов в промышленности</b>	161
UDK: 662.75 ASM/SLA: RM-m	
Kveder Aleksander, A. Razinger	
<b>Рекристаллизация сталей для холодного массивного преобразования</b>	179
UDK: 669.14.018.233-174 ASM/SLA: CNg, G5, N5	
Vodopivec Franc, M. Gabrovšek, B. Ralič	
<b>Растворение эвтектического карбонитрида ниобия в аустените при нагревании свариваемой стали легированной с ниобием.</b>	193
UDK: 669.112.228.2; 669.15-194; 669.293; 621.385.833 ASM/SLA: M21e, Ay-n	
Kraševc Viktor	
<b>Применение трансмиссионной электронной микроскопии при металлургических исследований.</b>	199
UDK: 620.187:621.385.833 ASM/SLA: M21e	
Nikolić Miroslav	
<b>Вопрос рационального распределения желаемого общего обжатия или редукции толщины холодно-катаных полос на соответствующее число частичных программных обжатий или пропусков.</b>	209
UDK: 621.77.014.3; 669.11-418 ASM/SLA: F23, 1-67	

## Problematika zamenljivosti kurilnih plinov v industriji

DK: 662.75  
ASM/SLA: RM-mI. del: OSNOVNE ZAKONITOSTI TER RAČUNSKA IN GRAFIČNA INTERPRETACIJA  
KARAKTERISTIČNIH PARAMETROV PLINSKIH MEŠANIC

Bogdan Sicherl, Dušan Vodeb

*Pri zamenjevanju kurilnih plinov, ki vsebujejo ogljikovodike (zemeljski plin in plinska faza tekočega naftnega plina), so obdelani pri osnovnih pogojih in konstantni toplotni obremenitvi in konstantnem tlaku v plinovodu pred zamenjavo in po njej pogoji zamenjevanja in prikazani odnosi karakterističnih vrednosti ter zgorevalnih karakteristik računsko in z grafično interpretacijo.*

Svoje potrebe po toplotni energiji pokrivajo podjetja slovenske ekstraktivne in predelovalne industrije z eksploatacijo trdnih, tekočih in plinastih goriv. Med tem ko trdna in težka tekoča goriva uporabljamo predvsem v kotlovnica in ter zlasti mazut pri večjih talilnih in ogrevalnih agregatih, se uplinjanje trdnih goriv v generatorjih zaradi neracionalnosti opušča. Povečevanje kapacitet petrokemijske industrije in s tem vedno večje količine mazuta in tekočega naftnega plina (TNP) so zaradi atraktivne cene na enoto toplotne energije narekivale že pred več kot dvema desetletjema povečevanje porabe mazuta. Ker za nekatere tehnološke postopke, n. pr. žarjenje, ogrevanje i. p. zaradi visoke vsebnosti gorljivega žvepla v mazutu le-ta ni najprimernejše gorivo, je šla usmeritev na porabo plinastih goriv, predvsem TNP kot lastne energetske baze.

Ta preorientacija se je po ugotovitvi, ki je postala očitna v letih 1965 do 1967, da je projekt EKK Velenje definitivno propadel, še pospešila. Porabniki, ki so bili zaradi specifičnosti in kvalitete

proizvodnje primorani uporabljati plinski medij z minimalno vsebnostjo žvepla ob ekonomsko interesantni ceni, so posegli po TNP. Odločitev je bila za metalurškega energetika, ki je v lastnem podjetju že prej razpolagal z interno mrežo plinovodov za klasični generatorski plin, upoštevajoč takrat zadostne količine, možnost mešanja z zrakom ter dobavo v železniških ali avtomobilskih cisternah, sorazmerno lahka odločitev.

Iz trenda splošne porabe je bilo kmalu razvidno ne le v republiškem, temveč tudi v zveznem merilu, da količina tovrstne energije, tudi z delnim uvozom TNP, že v bližnji bodočnosti ne bo zadoščala. Ker so lastne zaloge zemeljskega plina minimalne je bil kot edina solucija sprejet sklep o uvozu zemeljskega plina. S tem pa se pojavi vprašanje zamenljivosti kurilnih plinskih medijev.

### 1.0 PLINSKI SISTEMI IN PORABA V PASU

Porabnik na katerem koli mestu bo pogodbeno vezan za odvoz v naprej planirane količine zemeljskega plina. Pri taki »porabi v pasu«, ki predstavlja v vsakodnevni industrijski praksi le idealni primer, je potrebno predvideti za kritje konic uporabo drugega plinskega medija, pri čemer morajo biti gorilniki in plinski sistem vnaprej prilagojeni na to zamenjavo. In dalje — v primeru prenehanja oskrbe z zemeljskim plinom iz katerega koli razloga — moramo imeti jamstvo, da lahko takoj uporabimo TNP, ki sicer lahko predstavlja, in kar je v določenem obsegu smotno, lastno energetske rezervo.

Obstoječe sisteme s tekočim naftnim plinom (TNP) se z uvajanjem zemeljskega plina ne misli ukiniti zaradi:

— velikih vložnih sredstev v sistem, ki obratuje s tekočim naftnim plinom

doc. dr. Bogdan Sicherl, dipl. ing. metalurgije je predstojnik katedre za toplotno tehniko in energetiko TOZD Montanistika, FNT Ljubljana

Dušan Vodeb dipl. ing. strojništva je strokovni sodelavec v energetskem gospodarstvu Železarne Ravne

— možnosti neprekinjenega obratovanja porabnikov

- možnosti pokrivanja konic porabe
- iskanja optimalne cene goriva

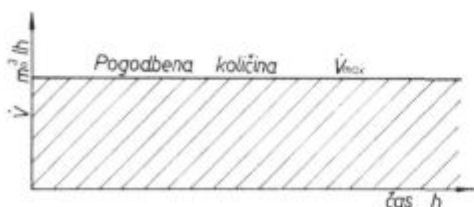
Distributor zemeljskega plina bo potrošnikom dobavljal časovno konstantno količino zemeljskega plina. Če upoštevamo

— časovno konstantno količino zemeljskega plina

— uporabo obstoječega sistema ob časovno odvisni količini tekočega naftnega plina, bomo imeli naslednje obratovne možnosti uporabe obeh plinskih sistemov:

- poraba zemeljskega plina v pasu
- pokrivanja koničnih porab s plinsko mešanico PBZ (propan-butan-zrak)
- pokrivanje izpadov zemeljskega plina

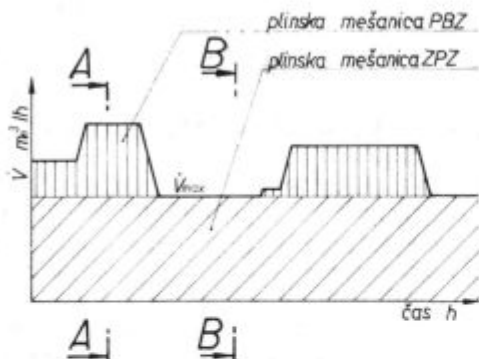
Te tri možnosti lahko prikažemo v naslednjih diagramih:



Slika 1  
Poraba zemeljskega plina v pasu

Fig. 1  
Band-consumption of the natural gas

Ker porabo plinskega medija kot nosilca toplotne energije diktirajo porabniki toplote, oziroma tehnološki postopek, je doseganje porabe v pasu praktično nemogoče.



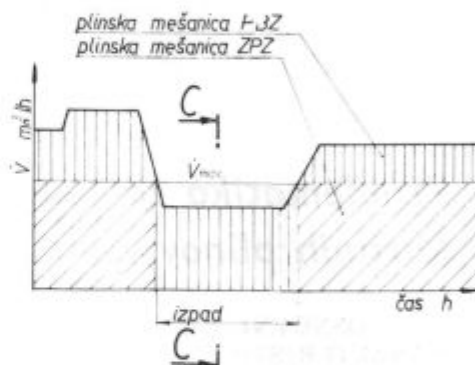
Slika 2  
Pokrivanje koničnih porab s plinsko mešanico PBZ

Fig. 2  
Covering of peak consumptions by PBZ gas mixture

Pri takem načinu obratovanja imamo naslednje variante uporabe plinskih mešanic:

1) Obratovanje po preseku A-A, kjer konično porabo krijemo s plinsko mešanico PBZ. Porabnik bo oskrbovan s plinsko mešanico zemeljskega plina + plinska mešanica PBZ

2) Obratovanje po preseku B-B, kjer je poraba manjša ali enaka pogodbeni količini zemeljskega plina, porabnik bo oskrbovan le z zemeljskim plinom (ZP)



Slika 3  
Pokrivanje izpadov zemeljskega plina

Fig. 3  
Covering of the falling off the natural gas

3) V primeru izpada zemeljskega plina bo porabnik oskrbovan samo s plinsko mešanico PBZ, primer — obratovanje po preseku C-C.

### 1.1 STRUKTURA CENE ZEMELJSKEGA PLINA

Cena zemeljskega plina na pragu potrošnika je odvisna od naslednjih faktorjev:

- cene zemeljskega plina
- carine in dajatev
- oddaljenosti potrošnika
- režima dela

Ceno zemeljskega plina računamo po naslednji enačbi

$$S = 720 \cdot a \cdot \dot{V}_{\max} + c \cdot \dot{V} + b (\dot{V}_{\max} - \dot{V}) \quad (1)$$

Faktor neenakomernosti porabe definiramo s kvocientom:

$$K_1 = \frac{720 \cdot \dot{V}_{\max}}{\dot{V}_{\max}} \quad (2)$$

$K_1 = 1$  za porabo zemeljskega plina v pasu

$K_1 \leq 1$  za dejansko porabo zemeljskega plina

Faktor  $K_1$  upošteva konično obratovanje. Stremeti je potrebno, da se s faktorjem  $K_1$  čimbolj približamo faktorju porabe v pasu ( $K_1 = 1$ )

Če uvedemo faktor neenakomernosti porabe, pišemo enačbo (1):

$$S = \frac{a}{K_1} \cdot \dot{V}_{\max} + c \cdot \dot{V} + b (\dot{V}_{\max} - \dot{V}) \quad (3)$$

Po deljenju enačbe (3) z dejansko porabo zemeljskega plina ( $\dot{V}$ ) dobimo ceno zemeljskega plina pri porabniku:

$$C = \frac{S}{\dot{V}} = \frac{a}{K_1} \cdot \frac{\dot{V}_{\max}}{\dot{V}} + c + b \left( \frac{\dot{V}_{\max}}{\dot{V}} - 1 \right) \quad (4)$$

Označimo dalje, da je

$$K_2 = \frac{\dot{V}_{\max}}{\dot{V}} \dots \text{faktor dejanske porabe} \quad (5)$$

Sledi enačba (4) v naslednji obliki:

$$C = \frac{a \cdot K_2}{K_1} + c + b (K_2 - 1) \quad (6)$$

$$C = f(K_1, K_2)$$

Cena zemeljskega plina je za neko začetno stanje odvisna samo še od faktorjev  $K_1$  in  $K_2$ , torej faktorja neenakomernosti in faktorja dejanske porabe.

Enačba (6) je grafično interpretirana v diagramu na sliki 4, kjer je tudi vrisan primer vplivov koeficientov  $K_1$  in  $K_2$  na ceno zemeljskega plina.

Primer I

$$\dot{V}_{\max} = 1,65 \cdot 10^6 \text{ m}^3_{\text{n}}/\text{mes}$$

$$\dot{V} = 1,65 \cdot 10^6 \text{ m}^3_{\text{n}}/\text{mes}$$

$$\dot{v}_{\max} = 2540 \text{ m}^3_{\text{n}}/\text{h}$$

$$K_1 = 0,9$$

$$K_2 = 1$$

$$c = 1,00 \text{ din}/\text{m}^3_{\text{n}}$$

$$a = 0,12 \text{ din}/\text{m}^3_{\text{n}}$$

$$b = 0,50 \text{ din}/\text{m}^3_{\text{n}}$$

Primer II

$$\dot{V}_{\max} = 16,5 \cdot 10^6 \text{ m}^3_{\text{n}}/\text{mes}$$

$$\dot{V} = 0,825 \cdot 10^6 \text{ m}^3_{\text{n}}/\text{mes}$$

$$\dot{v}_{\max} = 3800 \text{ m}^3_{\text{n}}/\text{h}$$

$$K_1 = 0,6$$

$$K_2 = 2$$

Podatki so informativni in temelje na predpostavki o ceni zemeljskega plina.

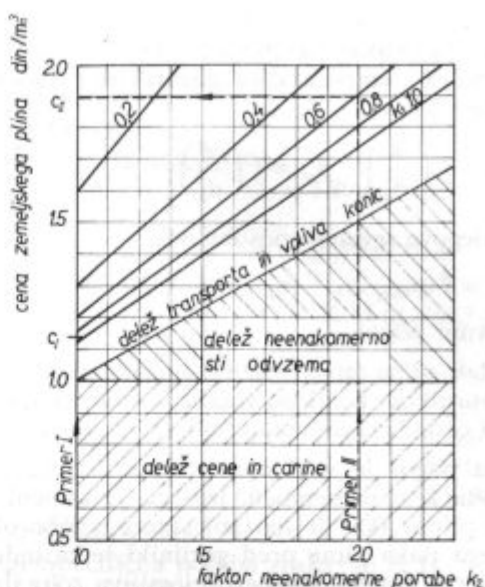
Pri razmišljanju o uvedbi zemeljskega plina moramo upoštevati torej dva faktorja, ki bistveno vplivata na ceno zemeljskega plina:

1) izogibati se moramo neenakomernemu odvzemu zemeljskega plina in čimbolj zmanjšati vpliv konic, oziroma jih pokrivati z drugimi plinskimi mediji. Faktor neenakomerne porabe  $K_2$  naj bi bil čimbliže vrednosti 1;

2) planirati takšno odvzemno količino, da se časovno enakomerno porabi. Faktor dejanske porabe  $K_1$  je potrebno čimbolj približati vrednosti 1. To pomeni planirati tako količino zemeljskega plina, kot jo bomo dejansko porabili.

## 2.0 ZAMENLJIVOST

Pojem »zamenljivost« dveh plinov različnih sestav nam označuje dejstvo, da lahko oba plina pokurimo v določeni napravi enako učinkovito, ne



primer I  $c_1 = 1,133 \text{ din}/\text{m}^3$   
 primer II  $c_2 = 1,900 \text{ din}/\text{m}^3$

Slika 4

Cena zemeljskega plina kot funkcija  $K_1$  in  $K_2$

Fig. 4

Natural gas price as function  $K_1$  and  $K_2$

da bi bila potrebna kakršna koli sprememba dimenzije gorilnikov ali naprave.

V strokovni literaturi je problem zamenljivosti z ozirom na plinske družine obdelan podrobno, vendar le iz zornega kota injektorskih gorilnikov. Za industrijsko rabo injektorski gorilniki praktično — kljub enostavnosti konstrukcije — ne pridejo v poštev. Glavni vzrok je relativno majhno območje regulacije in nevarnost, da pri nestrokovni strežbi pride do povratnega vžiga, oziroma v primeru odpihovanja plamena, do eksplozije kurilnega agregata, kot zaprtega sistema.

Zato se bomo v nadaljevanju razprave omejili samo na gorilnike, ki bodisi kot nizko tlačni (tlak plina  $p \leq 4905 \text{ N}/\text{m}^2$  t. j.  $\leq 500 \text{ mm H}_2\text{O}$ ) ali kot srednje tlačni ( $p \geq 4905 \text{ N}/\text{m}^2$  t. j.  $\geq 500 \text{ mm H}_2\text{O}$ ) gorilniki obratujejo s paralelnim strujanjem ali pa delnim predmešanjem plina in zraka za zgorevanje.

## 2.1 POGOJI ZAMENJAVANJA

V vsakem primeru zahtevamo pri zamenjavi plinov v kurilnem agregatu izpolnitev dveh pogojev.

Prvi pogoj:

Ob prehodu na drugo vrsto plina — govorimo o kurilnem plinu in plinu zamenjevalcu — morajo ostati isti gorilniki pri enaki toplotni obremenitvi enako učinkoviti.

To se pravi, da naj bo pri obeh vrstah plina dovod toplote enak, zgorevanje enako učinkovito, t. j. pri oksidacijskem plamenu ob minimalnem

potrebem prebitku zraka popolno, ter ohranjena plamenska slika stabilnega plamena. Sem štejemo dolžino in temperaturno porazdelitev vzdolž osi pretoka plamena

$$L = f\left(\frac{x}{d_u}\right); \quad \dot{q}_{sr} = f\left(\frac{x}{d_u}\right)$$

ter njegove sevalne sposobnosti

$$\dot{q} = f(p_{CO_2} \cdot s, \quad p_{H_2O} \cdot s) \quad \text{kJ/m}^2\text{h}; \quad (\text{kcal/m}^2\text{h})$$

Drugi pogoj:

Tlak plina pred gorilnikom kot neposrednim pretvornikom kemično vezane v toplotno energijo, mora ostati pri zamenjavi plinov nespremenjen.

Ta pogoj je v sklopu obratov industrijskega objekta zelo pomemben. Doseganje zamenljivosti dveh plinov (kar je možno) s spremembo obratovalnega tlaka plina pred gorilniki je za industrijski obrat popolnoma nesprijemljiva solucija, ker je neracionalna. Pomeni namreč spremembo nastavljenih vrednosti regulatorjev tlaka, vodnih zapor, armatur in karakterističnih pogojev regulacijskih sistemov vedno znova, ob sleherni spremembi vrste kurilnega plina, kar bistveno vpliva na varnost obratovanja.

Označimo toplotno obremenitev, ki naj ostane konstantna —

$$— \text{prvi pogoj, s } \dot{Q} = \text{konst.} \quad \text{kJ/h}; \quad (\text{kcal/h}) \quad (7)$$

Enaka je

$$\dot{Q} = H \cdot V \quad \text{kJ/h}; \quad (\text{kcal/h}) \quad (8)$$

Volumski pretok je enak:

$$V = A \cdot w \cdot 3600 \quad \text{m}^3/\text{h} \quad (9)$$

Hitrost  $w$  pri iztekanju iz šob (nizki tlaki) po Bernoulliju:

$$w = \alpha \sqrt{\frac{2 \cdot p}{\rho_n}} \quad \text{m/s} \quad (10)$$

Iz (9) in (10) sledi, da bo toplotna obremenitev enaka:

$$Q = H \cdot A \cdot \alpha \sqrt{\frac{2 \cdot p}{\rho_n}} \cdot 3,6 \cdot 10^3 \quad \text{kJh}; \quad (\text{kcal/h}) \quad (11)$$

Označimo nadalje z indeksi še oba plina, ki jih zamenjujemo, in sicer:

- kurilni plin ... indeks 1
- plin zamenjevalec ... indeks 2

Ob izpolnitvi prvega pogoja sledi:

$$\dot{Q}_1 = \dot{Q}_2$$

Ob uporabi enačbe (11) sledi:

$$H_1 \cdot A_1 \cdot \alpha_1 \sqrt{\frac{2 \cdot p_1}{\rho_{n1}}} \cdot 3600 = H_2 \cdot A_2 \cdot \alpha_2 \sqrt{\frac{2 \cdot p_2}{\rho_{n2}}} \quad (12)$$

Ker morajo ostati karakteristični parametri pri gorilniku isti, torej nobenih sprememb pri konstrukciji (premer šob, premer ustja in pretočnega števila), sledi:

$$A_1 = A_2 = \text{konst.}$$

$$\alpha_1 = \alpha_2 = \text{konst.}$$

ter po izenačitvi, krajšanju in preureditvi enačbe (12)

$$\sqrt{p_1} \cdot \frac{H_1}{\sqrt{\rho_{n1}}} = \sqrt{p_2} \cdot \frac{H_2}{\sqrt{\rho_{n2}}} \quad (13)$$

Ko postavimo še drugi pogoj, t. j.  $p_1 = p_2 = \text{konst.}$ , dobimo izraz

$$\frac{H_1}{\sqrt{\rho_{n1}}} = \frac{H_2}{\sqrt{\rho_{n2}}} \quad (14)$$

ali

$$\frac{H_1^2}{\rho_{n1}} = \frac{H_2^2}{\rho_{n2}} = \text{konst.} \quad (15)$$

V literaturi srečamo izraz  $H_{zg}/\sqrt{\rho_{n1}}$ , ki je označen kot Wobbejev indeks še v drugi obliki, in sicer  $H_{zg}/\sqrt{d}$ , t. j. kot kvocient zgorevne vrednosti (ali kot je v rabi zgornje kalorične vrednosti) ter korena iz relativne gostote plina  $d$  (podane kot  $\rho_n/1,293$ , torej z ozirom na zrak  $d = 1$ ). Pri zamenjavi kurilnega plina s plinom zamenjevalcem naj bi ta karakteristična vrednost ostala nespremenjena. Ker mora ostati toplotna obremenitev agregata nespremenjena, sledi iz enačbe (13)

$$\frac{\sqrt{p_1}}{\sqrt{\rho_{n1}}} = \frac{\sqrt{p_2}}{\sqrt{\rho_{n2}}}$$

in

$$\frac{p_1}{\rho_{n1}} = \frac{p_2}{\rho_{n2}} \quad (16)$$

ali z drugimi besedami: statični tlak plina zamenjevalca bi se moral za vrednost  $\rho_{n1}/\rho_{n2}$  spremeniti! To pa je za industrijsko uporabo nesprejemljivo. Pri konstantnem tlaku obeh plinskih medijev v plinskem omrežju industrijskega obrata je potrebno doseči s primerno spremembo gostote in kalorične vrednosti plina zamenjevalca (indeks 2) zahtevano enakost pogoja enačbe (15), torej:

$$\frac{H_1^2}{\rho_{n1}} = \frac{H_2^2}{\rho_{n2}} = \text{konst.},$$

kar bomo v nadaljevanju razprave tudi uporabili. Predvsem je potrebno poudariti, da vsi plini, ki vsebujejo CO in  $H_2$  zaradi popolnoma drugačnih karakterističnih lastnosti, kot jih imajo drugi ogljikovodiki, z zemeljskim plinom niso zamenljivi lai pa so zamenljivi le s spremembo parametrov gorilnikov. Iz obravnave torej odpadejo: generatorski, koksarniški in plavžni plin.

## 2.2 OSNOVE PLINSKE MEŠANICE

Za pregledni prikaz obravnave razdelimo plinske mešanice v dve grupi:

1. plinske mešanice osnovnih plinov z zrakom, grupa A

2. plinske mešanice predhodno mešanih osnovnih plinov z zrakom, grupa B

Vsako posamezno grupo lahko razdelimo v naslednje značilne plinske mešanice

## Grupa A

A <sub>1</sub>	TNP + Z	plinska mešanica PBZ
A <sub>2</sub>	ZP + Z	plinska mešanica ZPZ
A <sub>3</sub>	TNP + ZP	plinska mešanica PBZP (teoretična varianta)

## Grupa B

B <sub>1</sub>	PBZ + ZP	pri pogoju $\left(\frac{H^2}{\rho_n}\right)_{PBZ} = \left(\frac{H^2}{\rho_n}\right)_{ZP}$
B <sub>2</sub>	PBZ + ZP	zemeljski plin + PBZ, ki je v rabi
B <sub>3</sub>	PBZ + ŽPZ	najnižja kalorično uporabljiva in varna mešanica
B <sub>4</sub>	PBZ + ZPZ	poljubno izbrani primer

Za nadaljno obravnavo privzamemo naslednje sestave osnovnih plinov, ki so računane kot povprečje nekaj let za TNP, ter privzeto sestavo iz podatkov za uvoženi ZP, ki jih podajata tabeli 1 in 2.

Tabela 1: Povprečna sestava plinske faze tekočega naftnega plina (v nadaljevanju propan-butan, označena PB) in karakteristični parametri

- I. Kalorična vrednost:
- a) spodnja  $H_{sp} = 111\,038 \text{ kJ/m}^3$   
(26 521 kcal/m<sup>3</sup>)
- b) zgornja  $H_{zg} = 120\,609 \text{ kJ/m}^3$   
(28 807 kcal/m<sup>3</sup>)
- $H_{zg}/H_{sp} = 1,0862$
- II. Sestava plina v vol. %:
- |        |                                |       |
|--------|--------------------------------|-------|
| propan | C <sub>3</sub> H <sub>8</sub>  | 37,50 |
| butan  | C <sub>4</sub> H <sub>10</sub> | 61,00 |
| etan   | C <sub>2</sub> H <sub>6</sub>  | 1,50  |
- III. Gostota:  $\rho_n = 2,426 \text{ kg/m}^3$
- IV. Relativna gostota:  $d = 1,876$
- V. Wobbejev indeks:  $W_{zg} = 88\,057$  (21 032)  
 $W_{sp} = 81\,069$  (19 363)
- VI. Molekularna masa:  $M = 50,2 \text{ kg/k mol}$
- VII. Meja eksplozivnosti:  $v_{zg}, v_{sp} = 9,86 \dots$   
 $\dots 3,5 \text{ vol. \%}$   
(suh zrak 20° C)
- VIII. Temperatura vžiga:  $\vartheta_v = 650^\circ \text{ C}$
- IX. Lamilarna hitrost zgorevanja:  $u_{max} = 0,4 \text{ m/sek}$

X. Teoretična temperatura

gorenja:  $\vartheta_g = 2130^\circ \text{ C}$  (brez upoštevjanja disociacije)

XI. Zgorevanje

- a) Teoretično potrebni kisik  $O_t = 5,89 \text{ m}_n^3/\text{m}_n^3$
- b) Teoretično potrebni zrak  $Z_t = 28,19 \text{ m}_n^3/\text{m}_n^3$
- c) Količina vlažnih dimnih plinov  $D_{vl} = 30,81 \text{ m}_n^3/\text{m}_n^3$
- d) Količina suhih dimnih plinov  $D_s = 25,89 \text{ m}_n^3/\text{m}_n^3$
- e) Sestava dimnih plinov (n = 1) v vol. %:
- |                  |       |
|------------------|-------|
| CO <sub>2</sub>  | 11,66 |
| H <sub>2</sub> O | 15,96 |
| N <sub>2</sub>   | 72,38 |
- f) CO<sub>2max</sub> = 13,88 %
- g) Specifična poraba zraka: (n = 1)  
 $Z_t = 0,2539 \text{ m}_n^3/1000 \text{ kJ}$   
(1,063 m<sub>n</sub><sup>3</sup>/1000 kcal)
- h) Dinamična viskoznost:  $10^6 \cdot \eta_n = 7,117 \text{ Ns/m}^2 = 7,117 \text{ kg/ms}$   
(računano po enačbi Herning-Zipperer)

Tabela 2: Sestava zemeljskega plina (v nadaljevanju ZP) in karakteristični parametri

I. Kalorična vrednost:

- a) spodnja  $H_{sp} = 36\,939 \text{ kJ/m}_n^3$   
(8 823 kcal/m<sub>n</sub><sup>3</sup>)
- b) zgornja  $H_{zg} = 40\,796,5 \text{ kJ/m}_n^3$   
(9 805 kcal/m<sub>n</sub><sup>3</sup>)

$$H_{zg}/H_{sp} = 1,1113$$

II. Sestava plina v vol. %:

Predvidena sestava:		Za račun izbrana sestava:
metan CH <sub>4</sub>	min 92 %	93,30 %
etan C <sub>2</sub> H <sub>6</sub>	max 6 %	3,30 %
propan C <sub>3</sub> H <sub>8</sub>	max 2 %	0,70 %
butan C <sub>4</sub> H <sub>10</sub>	< 1 %	0,62 %
dušik N <sub>2</sub>	max 2 %	2,08 %
ogljikov dioksid CO <sub>2</sub>	max 1,5 %	0,00 %

III. Gostota:  $\rho_n = 0,7708 \text{ kg/m}_n^3$

IV. Relativna gostota:  $d = 0,5961$

V. Wobbejev indeks:  $W_{sp} = 47\,844$   
(11 427)  
 $W_{zg} = 52\,840$   
(12 699)

VI. Molekularna masa:  $M = 17,403 \text{ kg/k mol}$

VII. Meja eksplozivnosti:  $v_{zg}, v_{sp} = 13,2 \dots$   
 $5,1 \text{ vol. \%}$   
(suhi zrak 20° C, 1013 mbar)

VIII. Temperatura vžiga:  $\vartheta_v = 635^\circ \text{ C}$

- IX. Laminarna hitrost  
zgorovanja:  $u_{\max} = 0,43 \text{ m/s}$
- X. Teoretična  
temperatura gorenja:  $\vartheta_g = 1880^\circ \text{C}$   
(brez upoštevanja  
disociacije)
- XI. Zgorevanje
- a) Teoretično  
potrebni kisik  $Q_i = 2,05 \text{ m}^3_n/\text{m}^3_n$
- b) Teoretično  
potrebni zrak  $Z_i = 9,875 \text{ m}^3_n/\text{m}^3_n$
- c) Količina vlažnih  
dimn. plinov  $D_{v,i} = 10,85 \text{ m}^3_n/\text{m}^3_n$
- d) Količina suhih  
dimnih plinov  $D_s = 8,83 \text{ m}^3_n/\text{m}^3_n$
- e) Sestava  
dimnih plinov ( $n = 1$ ) v vol. %:
- |                  |         |
|------------------|---------|
| CO <sub>2</sub>  | 9,63 %  |
| H <sub>2</sub> O | 18,65 % |
| N <sub>2</sub>   | 71,72 % |
- f) CO<sub>2max</sub> = 11,83 %
- g) Specifična poraba zraka ( $n = 1$ ):  
 $Z_i = 0,2667 \text{ m}^3_n/1000 \text{ kJ}$   
(1,116 m<sup>3</sup><sub>n</sub>/1000 kcal)
- h) Dinamična viskoznost:  
(računano po enačbi  
Herning-Zipperer)  $10^6 \cdot \eta_n = 10,15 \text{ Ns/m}^2$   
 $= 10,15 \text{ kg/ms}$
- i) Kritični tlak:  $p_k = 46,9 \text{ bar}$
- j) Kritična temperatura:  $T_k = 198 \text{ K}$
- k) Eksponent izentropije:  $\alpha = \frac{c_p}{c_v} = 1,304$

Bistvene osnovne lastnosti in zgorevne karakteristike komponent obeh osnovnih plinov, t. j. plinske faze tekočega naftnega plina in zemeljskega plina so navedene v tabeli 3.

Oba osnovna plina sta sestavljena torej iz:

PB — C<sub>3</sub>H<sub>8</sub>, C<sub>4</sub>H<sub>10</sub>, C<sub>2</sub>H<sub>6</sub> v vol. %

ZP — C<sub>3</sub>H<sub>8</sub>, C<sub>4</sub>H<sub>10</sub>, C<sub>2</sub>H<sub>6</sub>, CO<sub>2</sub>, N<sub>2</sub> v vol. %

Pri mešanica z zrakom pa:

PBZ — C<sub>3</sub>H<sub>8</sub>, C<sub>4</sub>H<sub>10</sub>, C<sub>2</sub>H<sub>6</sub>, N<sub>2</sub>, O<sub>2</sub> v vol. %

ZPZ — C<sub>3</sub>H<sub>8</sub>, C<sub>4</sub>H<sub>10</sub>, C<sub>2</sub>H<sub>6</sub>, CO<sub>2</sub>, N<sub>2</sub> in O<sub>2</sub> v vol. %;

N<sub>2</sub> = (N<sub>2</sub> iz plina + N<sub>2</sub> iz zraka)

Ker je kalorična vrednost aditivna lastnost, pišemo splošno:

$$H = \sum_{i=1}^n H_i \frac{\text{vol. \% } V_i}{100} \quad \text{kJ/m}^3_n; \quad (\text{kcal/m}^3_n) \quad (17)$$

Tudi gostota je aditivna lastnost, torej velja za osnovne pline:

$$\rho_n = \sum_{i=1}^n \rho_{ni} \frac{\text{vol. \% } V_i}{100} \quad \text{kg/m}^3_n \quad (18)$$

Pri mešanica osnovnih kurilnih plinov z zrakom, torej pri PBZ in ZPZ plinu slede naslednji volumski deleži kurilnega plina in zraka:

$$V_{\text{PBZ}} = V_{\text{PB}} + V_z \quad \text{m}^3_n \quad (19)$$

$$V_{\text{ZPZ}} = V_{\text{ZP}} + V_z \quad \text{m}^3_n \quad (20)$$

Tabela 3: Snovne lastnosti in zgorevne karakteristike komponent plinov

Plin	H <sub>zg</sub>	H <sub>sp</sub>	ρ <sub>n</sub>	d	W <sub>zg</sub>	W <sub>sp</sub>	O <sub>i</sub>	Z <sub>i</sub>	D <sub>v,i</sub>	D <sub>s</sub>	ρ <sub>n</sub> (D <sub>v,i</sub> )	CO <sub>2max</sub>	10 <sup>6</sup> η <sub>n</sub>
C <sub>2</sub> H <sub>6</sub>	70422 (16820)	64351 (15370)	1,360	1,049	68758 (16422)	62830 (15007)	3,5	16,7	18,2	15,2	1,257	13,6	8,60
C <sub>3</sub> H <sub>8</sub>	101823 (24320)	93575 (22350)	2,019	1,562	81524 (19459)	74920 (17883)	5,0	23,9	25,8	21,8	1,266	13,76	7,50
C <sub>4</sub> H <sub>10</sub> (n : i = 67:33)	133391 (31860)	122924 (29360)	2,703	2,09	92268 (22038)	85028 (20309)	6,5	30,94	33,4	28,4	1,271	14,06	6,90
CH <sub>4</sub>	39858 (9520)	35797 (8550)	0,717	0,55	53745 (12837)	48269 (11529)	2	9,57	10,56	8,56	1,235	11,68	10,20
N <sub>2</sub> (zrak)	—	—	1,2567	0,97	—	—	—	—	—	—	—	—	16,58
N <sub>2</sub>	—	—	1,2505	0,967	—	—	—	—	—	—	—	—	16,58
O <sub>2</sub>	—	—	1,4289	1,10	—	—	—	—	—	—	—	—	19,23
CO <sub>2</sub>	—	—	1,9768	1,53	—	—	—	—	—	—	—	—	13,83

vse številčne vrednosti v oklepaju v kcal/m<sup>3</sup><sub>n</sub>



pri tem se ravna delež kurilnega plina v plinski mešanici po zahtevani kalorični vrednosti mešana plina in je enak:

$$\text{pri PBZ plinu: } V_{PB} = \frac{H_{PBZ}}{H_{PB}} m^3_n/m^3_n \quad (21)$$

$$\text{pri ZPZ plinu: } V_{ZP} = \frac{H_{ZPZ}}{H_{ZP}} m^3_n/m^3_n \quad (22)$$

Delež zraka v plinski mešanici bo:

$$\text{pri PBZ plinu: } V_Z = 1 - V_{PB} = 1 - \frac{H_{PBZ}}{H_{PB}} m^3_n/m^3_n \quad (23)$$

$$\text{pri ZPZ plinu: } V_Z = 1 - V_{ZP} = 1 - \frac{H_{ZPZ}}{H_{ZP}} m^3_n/m^3_n \quad (24)$$

Za eksaktni račun gostote plinske mešanice uporabimo enačbo (18), mnogo hitreje pa za orientacijski izračun pridemo do rezultatov, če uporabimo enačbe:

$$\rho_{nPBZ} = \rho_{nPB} \cdot V_{PB} + \rho_{nZ} \cdot V_Z \quad \text{kg/m}^3_n \quad (25)$$

$$\rho_{nZPZ} = \rho_{nZP} \cdot V_{ZP} + \rho_{nZ} \cdot V_Z \quad \text{kg/m}^3_n \quad (26)$$

pri čemer so osnova gostote osnovnih kurilnih plinov, t. j. PB in ZP ter zraka pri normnih pogojih.

Zamenljivost kurilnih plinov obravnavamo lahko na dva načina:

- računsko
- grafično

Kot bomo videli, je sočasna uporaba zemeljskega plina in tekočega naftnega plina možna edino v naslednjih mešanicah:

- zemeljski plin  $\rightleftharpoons$  plinska faza tekočega naftnega plina PB, mešana z zrakom

ali okrajšano: ZP  $\rightleftharpoons$  PBZ

- zemeljski plin mešan z zrakom  $\rightleftharpoons$  plinska faza tekočega naftnega plina PB, mešana z zrakom

ali okrajšano: ZPZ  $\rightleftharpoons$  PBZ

ne glede na to, kateri od obeh plinov je kurilni plin ali plin zamenjevalec.

Iz diagramov porabe na sl. 2 in 3 je razvidno, da bo porabnik lahko oskrbovan z

1) zemeljskim plinom ali plinsko mešanico zemeljski plin + zrak (ZP ali ZPZ)

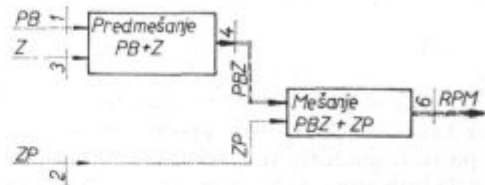
2) plinsko mešanico tekoči naftni plin + zrak (PBZ)

3) rezultirajočo plinsko mešanico obeh osnovnih plinskih mešanic ZP + PBZ ali ZPZ + PBZ za pokrivanje konične porabe, oz. približek vrednosti porabe v pasu.

Obratovalna shema mešalne postaje je odvisna od načina uporabe zemeljskega plina, ki ga lahko uporabljamo direktno ali pa kot plinsko mešanico z zrakom. Plinsko fazo tekočega naftnega plina v obeh primerih predhodno mešamo z zrakom. Z ozirom na to ločimo, kot je prikazano na sl. 5 in 6:

a) mešalno postajo za mešanje PBZ z ZP (sl. 5)

b) mešalno postajo za mešanje PBZ z ZPZ (sl. 6)

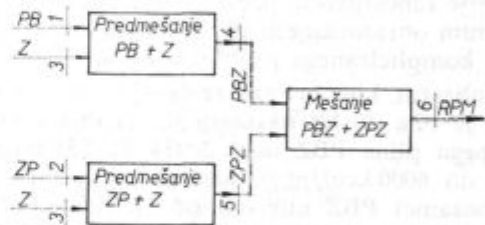


Slika 5

Mešalna postaja za mešanje zemeljskega plina s PBZ plinom (oznake 1/...6/ se nanašajo na obravnavo grafičnih metod zamenjevanja!)

Fig. 5

Mixing station for natural gas with PBZ gas (figures 1 to 6 correspond to graphic methods of conversion)



Slika 6

Mešalna postaja s predmešanjem zemeljskega plina (oznake 1/...6/ se nanašajo na obravnavo grafičnih metod zamenjevanja)

Fig. 6

Mixing station with premixing natural gas (figures 1 to 6 correspond to graphic methods of conversion)

Sestava in fizikalne lastnosti rezultirajoče plinske mešanice se bodo v obeh primerih spreminjale. Z mešanjem navedenih osnovnih plinov se spreminjajo lastnosti rezultirajoče plinske mešanice v odvisnosti od deleža posameznih komponent v rezultirajoči plinski mešanici.

Zanima nas, kakšne so spremembe fizikalnih veličin rezultirajoče plinske mešanice in kako te spremembe vplivajo na elemente porabnikov (plinski gorilnik — merilna zaslonka, regulacijska in varnostna oprema).

Spreminjajo se:

- kurilnost rezultirajoče plinske mešanice,
- gostota rezultirajoče plinske mešanice,
- Wobbejev indeks,
- količina zraka za zgorevanje.

**2.3. RAČUNSKA DOLOČITEV KARAKTERISTIČNIH PARAMETROV PLINA ZAMENJEVALCA, OZIROMA REZULTIRAJOČE PLINSKE MEŠANICE**

Vrnimo se sedaj nazaj na enačbo (15)

$$\frac{H_1^2}{\rho_{n_1}} = \frac{H_2^2}{\rho_{n_2}} = \text{konst.} = k,$$

ki v bistvu pomeni izenačenje Wobbejevega indeksa; torej bo kurilni plin s  $H_1$  in  $n_1$  vnaprej diktiral pogoj:

$$\frac{H_2^2}{\rho_{n_2}} = k,$$

ki ga bo moral plin zamenjevalec izpolniti. Sprememba kalorične vrednosti pri mešanju z zrakom, s tem pa tudi gostote, je v tehniški praksi izvedljiva v mešalnih postajah, ki pri nas v SR Sloveniji že obratujejo v dveh železarnah ter tovarni kovanega orodja v Zrečah. Osnovni princip delovanja je, da si plinska faza TNP, torej propan-butan, pri razpenjanju iz šobe v Venturijeve cevi sam nasešava z razmerjem prerezov, odvisno od tlaka plina, vnaprej določeno količino zraka, ki se v difuzorju homogenizira in vstopa v kolektor razvodne mreže preko regulatorjev tlaka. Delovanje takih mešalnih postaj je zanesljivo in preverjeno z večletnim kontinuirnim obratovanjem ter omogoča rešitev sicer dokaj kompliciranega problema zamenljivosti.

V obratih, kjer pri nas že delujejo mešalne postaje, je bila doslej nastavljena kurilna vrednost mešanega plina PBZ med 20934 do 25120 kJ/m<sup>3</sup> (5000 do 6000 kcal/m<sup>3</sup>). Ker je meja expl. vžiga pri mešanici PBZ odvisna od % udeležbe med propanom in butanom v TNP pri 13398 do 15073 kJ/m<sup>3</sup> (3200 do 3600 kcal/m<sup>3</sup>), je bilo s tem zagotovljeno varno obratovanje agregatov tudi v primeru eventualnih manjših motenj pri obratovanju mešalnika.

Pri mešanju zemeljskega plina z zrakom take omejitve kalorične vrednosti navzdol ni.

Oglejmo si računski primer zamenjave na konkretnem primeru!

Vzemimo, da želimo zamenjati mešani plin PBZ (znano  $H_1, \rho_{n1}$ ), ki ga že uporabljamo sedaj,

z mešanico zemeljskega plina in zraka (neznano  $H_2, \rho_{n2}$ ).

Oznake — indeksi, ki jih bomo rabili, označujejo:

PBZ, kurilni plin — 1

ZPZ, plin zamenjevalec — 2

$$\frac{H_1^2}{\rho_{n1}} = k = \frac{H_2^2}{\rho_{n2}} = \frac{H_2^2}{\rho_{nZP} \cdot V_{ZP} + \rho_{nZ} \cdot V_Z}$$

če vstavimo iz enačb (22) in (24) izraze za  $V_{ZP}$  in  $V_Z$ , sledi:

$$k = \frac{H_2^2}{\rho_{nZP} \frac{H_2}{H_{ZP}} + \rho_{nZ} \left(1 - \frac{H_2}{H_{ZP}}\right)}$$

po rešitvi kvadratne enačbe na realni koren je  $H_2$ :

$$H_2 = \frac{k(\rho_{nZP} - \rho_{nZ})}{2H_{ZP}} + \sqrt{\frac{k^2(\rho_{nZP} - \rho_{nZ})^2}{4H_{ZP}^2} + k \cdot \rho_{nZ}} = H_{ZPZ} \quad \text{kJ/m}^3; \quad (\text{kcal/m}^3) \quad (27)$$

Iz enačbe (22) in (24) pa dalje:

$$V_{ZP} = \frac{H_{ZPZ}}{H_{ZP}} \quad m_n^3/m_n^3 \quad \text{ali}$$

$V_{ZP} \cdot 100 = \%$  udeležbe zemeljskega plina v mešanici ZPZ

$$V_Z = 1 - \frac{H_{ZPZ}}{H_{ZP}} \quad \text{ali}$$

$V_Z \cdot 100 = \%$  udeležbe zraka v mešanici ZPZ

S pomočjo enačbe (26) izračunamo še gostoto ZPZ plina  $\rho_{nZPZ}$

Do sem računski postopek določitve zamenljivosti ob upoštevanju osnovnih pogojev konstantne toplotne obremenitve in konstantnega tlaka pred porabniki plina — gorilniki.

Za vrednosti sestav osnovnih plinov, navedenih v tabelah 1 in 2, t. j. za plinsko fazo tekočega naftnega plina (PB) in zemeljskega plina (ZP) dobimo, ob upoštevanju dveh osnovnih pogojev  $\dot{Q}_1 = \dot{Q}_2$  ter  $p_1 = p_2$ , za plinske mešanice grupe A in B, naslednje realne kombinacije zamenljivih plinov:

Tabela 4: Pogoji zamenljivosti pri PBZ ↔ ZP

Kurilni plin (1)	Plin zamenjevalec (2)	H kJ/m <sup>3</sup> (kcal/m <sup>3</sup> )	$\rho_n$	Delež v mešanici v m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>		Z <sub>1</sub>	D <sub>v1</sub>	Z <sub>2</sub>	d	Varianta	Opomba
				V <sub>pn</sub>	V <sub>Z</sub>						
PBZ		57719 (13786)	1,8819	0,5198	0,4802	14,2	16,0	0,246 (1,030)	1,455	1	Grupa B <sub>2</sub>
	ZP	36940 (8823)	0,7708	1,0	—	9,875	10,95	0,2673 (1,119)	0,5961		
ZP		36940 (8823)	0,7708	1,0	—	9,875	10,95	0,2673 (1,119)	0,5961	2	Grupa B <sub>2</sub>
	PBZ	57719 (13786)	1,812	0,5198	0,4802	14,2	16,0	0,246 (1,03)	1,401		

Tabela 5: Pogoji zamenljivosti pri PBZ ↔ ZPZ za območje kurilnih vrednosti PBZ, ki pride v upoštevanje v industriji

Kurilni plin (1)	Plin zamenjevalec (2)	H kJ/m <sup>3</sup> <sub>n</sub> (kcal/m <sup>3</sup> <sub>n</sub> )	ρ <sub>n</sub>	Delež v mešanici v m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>		Z <sub>1</sub>	D <sub>01</sub>	Z <sub>2</sub>	d	Varianta	Opomba
				V <sub>pln</sub>	V <sub>ZP</sub>						
PBZ		18840 (4500)	1,485	0,1697	0,8303	3,94	5,21	0,2091 (0,8755)	1,1487	3	Grupa B <sub>3</sub>
	ZPZ	15973 (3815)	1,067	0,4324	0,5676	3,7	4,7	0,2316 (0,9698)	0,8254		
PBZ		23074 (5500)	1,528	0,2074	0,7926	5,05	6,37	0,2188 (0,9182)	1,1817	4	Grupa B <sub>4</sub>
	ZPZ	18870 (4507)	1,026	0,5108	0,4892	4,55	5,58	0,2411 (1,009)	0,7939		
PBZ		27214 (6500)	1,5706	0,2451	0,7549	6,15	7,54	0,2259 (0,9461)	1,2147	5	Grupa B <sub>4</sub>
	ZPZ	21583 (5155)	0,9878	0,5843	0,4157	5,35	6,38	0,2479 (1,0378)	0,7639		
PBZ		31401 (7500)	1,6134	0,2828	0,7172	7,26	8,70	(0,968) 0,2312	1,2478	6	Grupa B <sub>4</sub>
	ZPZ	24120 (5761)	0,9521	0,6529	0,3471	6,1	7,14	0,2529 (1,0588)	0,7363		
PBZ		33494 (8000)	1,6347	0,3016	0,6984	7,81	9,28	0,2332 (0,976)	1,2643	7	Grupa B <sub>4</sub>
	ZPZ	25330 (6050)	0,9349	0,6857	0,3143	6,45	7,49	0,2546 (1,066)	0,7230		

Tabela 4 poudarja dejstvo, da direktna zamenjava plinske faze tekočega naftnega plina in zemeljskega plina ni mogoča! V mešalni postaji je potrebno proizvesti mešani plin PBZ — grupa A<sub>1</sub>, nakar je zamenjevanje z zemeljskim plinom možno.

Iz tabele 5 je razvidno, kakšno je pričakovano območje kaloričnih vrednosti v industrijski praksi. Neradi mešamo TNP + Z = PBZ s kalorično vrednostjo < 18840 kJ/m<sup>3</sup> (< 4500 kcal/m<sup>3</sup>) zaradi varnosti obratovanja plinskega sistema (expl. vžig!). Vendar tudi vrednosti > 33494 kJ/m<sup>3</sup> (> 8000 kcal/m<sup>3</sup>) ne bomo uporabljali (razen eventualno pri novih napravah), ker je pri prevelikem dvigu kalorične vrednosti mešanega plina PBZ potrebno dovajati za ca 55 % več zraka za zgorevanje, česar pa že instalirani ventilatorji, če niso predimenzionirani, ne bi prenesli.

Po definitivnem prehodu na odjem ZP bo najbolj razširjena kombinacija (B<sub>4</sub>) dodajanja PBZ za kritje konične porabe ZPZ. Dispečer bo pri »porabi v pasu« ob prekoračitvi največjega dopustnega odjema zahteval redukcijo porabe ZP. To pomeni, da bo potrebno v plinski sistem obrata iz lastne mešalne postaje pričeti dodajati PBZ plin

v taki količini, da bo porabnikom dovedena potrebna in nezmanjšana količina toplotne energije  $\dot{Q}$  kJ/h (kcal/h). Pri premajhnem odjemu, ki ne bi dosegel pogodbenega, bo obratovanje mešalne postaje prekinjeno.

Tabele 6, 7, 8 podajajo volumne RPM na potrebno toplotno obremenitev zaradi lažje razumljivosti. Kasneje bo za potrebe prakse, to je dispečerja v obratu, potrebno tabele z ozirom na redukcijo kurilnega plina obdelati še volumsko.

Kot je nakazano na sl. 3, bomo v primeru redukcije ali delnega, oz. celotnega izpada zemeljskega plina iz katerega koli razloga takoj dovedli PBZ plin in kurili z rezultirajočo plinsko mešanico RPM, ki bo sestavljena iz mešanice ZPZ + PBZ. Torej bomo imeli:

kurilni plin ZPZ — indeks 1

plin zamenjevalec PBZ — indeks 2

pri izpolnitvi pogoja:

$$\dot{Q}_1 = \dot{Q}_2$$

ali

$$\dot{Q}_1 = V_1 \cdot H_1 = \dot{Q}_2 \cdot H_2 \quad \text{kJ/h; (kcal/h)}$$

Tabela 6: Podatki o rezultirajoči plinski mešanici ob upoštevanju stopenj redukcije kurilnega plina (ZP)

Primer za varianto 2: ZP ↔ PBZ; ZP — 36940 kJ/m<sub>n</sub><sup>3</sup> (8823 kcal/m<sub>n</sub><sup>3</sup>)

PBZ — 57719 kJ/m<sub>n</sub><sup>3</sup> (13786 kcal/m<sub>n</sub><sup>3</sup>) K. P. — kurilni plin; Z<sub>t<sub>ZP</sub></sub> = 9,875 m<sub>n</sub><sup>3</sup>/m<sub>n</sub><sup>3</sup>, Z<sub>t<sub>PBZ</sub></sub> = 14,2 m<sub>n</sub><sup>3</sup>/m<sub>n</sub><sup>3</sup>

Stopnja redukcije R %	Rezultirajoča plinska mešanica RPM				Volumen K. P. ali RPM m <sub>n</sub> <sup>3</sup> /1000 kJ ali (m <sub>n</sub> <sup>3</sup> /1000 kcal)	H RPM kJ/m <sub>n</sub> <sup>3</sup> ali (kcal/m <sub>n</sub> <sup>3</sup> )	Z <sub>t</sub>	Z <sub>t</sub> '	% Sestava K.P. ali RPM			ρ <sub>n</sub> K. P. ali RPM	d
	V <sub>ZP</sub>	V <sub>PBZ</sub>	V <sub>ZP</sub>	V <sub>PBZ</sub>					V <sub>ZP</sub>	V <sub>PBZ</sub>	V <sub>Z</sub>		
	m <sub>n</sub> <sup>3</sup> /1000 kJ;	%											
0	0,02707 (0,11334)	—	100	0	0,02707 (0,11334)	36940 (8823)	9,875	0,2673 (1,119)	100	0	0	0,7708	0,596
10	0,02435 (0,102)	0,00174 (0,00726)	93,36	6,64	0,02609 (0,10926)	38319,8 (9152,5)	10,13	0,2643 (1,107)	93,36	3,45	3,19	0,8446	0,653
20	0,02165 (0,09067)	0,00346 (0,01451)	86,21	13,79	0,02512 (0,10518)	39805 (9507)	10,47	0,263 (1,101)	86,20	7,17	6,63	0,924	0,715
30	0,01895 (0,07934)	0,00519 (0,02176)	78,48	21,52	0,02414 (0,1011)	41413 (9891)	10,81	0,261 (1,092)	78,48	11,18	10,34	1,009	0,781
40	0,01624 (0,068)	0,00693 (0,029)	70,09	29,91	0,02317 (0,0970)	43153 (10307)	11,17	0,2588 (1,083)	70,10	15,57	14,33	1,103	0,853
50	0,01353 (0,05667)	0,00866 (0,03627)	60,97	39,03	0,02219 (0,09294)	45050 (10760)	11,56	0,2566 (1,074)	60,97	20,28	18,75	1,204	0,9315

Tabela 7: Podatki o rezultirajoči plinski mešanici ob upoštevanju stopenj redukcije kurilnega plina (ZPZ)

Primer za varianto 3: ZPZ ↔ PBZ; ZPZ — 15973 kJ/m<sub>n</sub><sup>3</sup> (3815 kcal/m<sub>n</sub><sup>3</sup>)

PBZ — 18840 kJ/m<sub>n</sub><sup>3</sup> (4500 kcal/m<sub>n</sub><sup>3</sup>) K. P. — kurilni plin; Z<sub>t<sub>ZPZ</sub></sub> = 3,7 m<sub>n</sub><sup>3</sup>/m<sub>n</sub><sup>3</sup>, Z<sub>t<sub>PBZ</sub></sub> = 3,94 m<sub>n</sub><sup>3</sup>/m<sub>n</sub><sup>3</sup>

Stopnja redukcije R %	Rezultirajoča plinska mešanica RPM				Volumen K. P. ali RPM m <sub>n</sub> <sup>3</sup> /1000 kJ ali (m <sub>n</sub> <sup>3</sup> /1000 kcal)	H RPM kJ/m <sub>n</sub> <sup>3</sup> ali (kcal/m <sub>n</sub> <sup>3</sup> )	Z <sub>t</sub>	Z <sub>t</sub> '	% Sestava K.P. ali RPM			ρ <sub>n</sub> K. P. ali RPM	d
	V <sub>ZPZ</sub>	V <sub>PBZ</sub>	V <sub>ZPZ</sub>	V <sub>PBZ</sub>					V <sub>ZPZ</sub>	V <sub>PBZ</sub>	V <sub>Z</sub>		
	m <sub>n</sub> <sup>3</sup> /1000 kJ;	%											
0	0,06261 (0,26212)	—	100	0	0,06261 (0,26212)	15973 (3815)	3,7	0,2316 (0,9698)	43,24	0	56,76	1,067	0,825
10	0,05634 (0,23591)	0,00531 (0,02222)	91,39	8,61	0,06165 (0,25813)	16219,5 (3874)	3,72	0,22935 (0,96025)	39,52	1,46	59,02	1,1032	0,853
20	0,05009 (0,20969)	0,01062 (0,04445)	82,51	17,49	0,06071 (0,25414)	16475 (3935)	3,74	0,22713 (0,9509)	35,68	2,97	61,35	1,1404	0,882
30	0,04382 (0,18348)	0,01592 (0,06667)	73,35	26,65	0,05974 (0,25015)	16737 (3997,5)	3,76	0,22465 (0,9406)	31,72	4,52	63,76	1,1786	0,911
40	0,03756 (0,15727)	0,02123 (0,08889)	63,89	36,11	0,05879 (0,24616)	17008 (4062)	3,78	0,22264 (0,9321)	27,63	6,13	66,24	1,2182	0,942
50	0,03130 (0,13106)	0,02654 (0,11111)	54,12	45,88	0,05784 (0,24217)	17288 (4129)	3,81	0,22038 (0,9227)	23,40	7,79	68,81	1,2591	0,974

Ob redukciji bo na razpolago reducirana količina ZP<sub>R</sub> oz. ZPZ<sub>R</sub>, torej bo potrebno dodati PBZ, kot sledi:

$$V_{IR} \cdot H_1 + V_2 \cdot H_2 = \dot{Q} \quad \text{kJ/h} \quad (28)$$

Količina plina zamenjevalca (PBZ) bo enaka:

$$V_2 = \frac{\dot{Q} - V_{IR} \cdot H_1}{H_2} \quad \text{m}_n^3 \quad (29)$$

Volumen rezultirajoče plinske mešanice bo enak:

$$V_{RPM} = V_{IR} + V_2 \quad \text{m}_n^3 \quad (30)$$

Tabela 8: Podatki o rezultirajoči plinski mešanici ob upoštevanju stopenj redukcije kurilnega plina (ZPZ)

Primer za varianto 7: ZPZ ↔ PBZ; ZPZ — 25330 kJ/m<sub>n</sub><sup>3</sup> (6050 kcal/m<sub>n</sub><sup>3</sup>)

PBZ — 33494 kJ/m<sub>n</sub><sup>3</sup> (8000 kcal/m<sub>n</sub><sup>3</sup>) K. P. — kurilni plin; Z<sub>t<sub>ZPZ</sub></sub> = 6,45 m<sub>n</sub><sup>3</sup>/m<sub>n</sub><sup>3</sup>, Z<sub>t<sub>PBZ</sub></sub> = 7,81 m<sub>n</sub><sup>3</sup>/m<sub>n</sub><sup>3</sup>

Stopnja redukcije R %	Rezultirajoča plinska mešanica RPM				Volumen K. P. ali RPM m <sub>n</sub> <sup>3</sup> /1000 kJ ali (m <sub>n</sub> <sup>3</sup> /1000 kcal)	H RPM kJ/m <sub>n</sub> <sup>3</sup> ali (kcal/m <sub>n</sub> <sup>3</sup> )	Z <sub>t</sub>	Z <sub>t</sub> '	% Sestava K.P. ali RPM			ρ <sub>n</sub> K. P. ali RPM	d
	V <sub>ZPZ</sub>	V <sub>PBZ</sub>	V <sub>ZPZ</sub>						V <sub>ZP</sub>	V <sub>PB</sub>	V <sub>Z</sub>		
	m <sub>n</sub> <sup>3</sup> /1000 kJ;		%										
0	0,03948 (0,16529)	—	100	0	0,03948 (0,16529)	25330 (6050)	6,45	0,2546 (1,066)	68,57	—	31,43	0,9349	0,723
10	0,03553 (0,14876)	0,002985 (0,0125)	92,26	7,74	0,03851 (0,16126)	25962 (6201)	6,55	0,25229 (1,056)	63,26	2,34	34,40	0,9892	0,765
20	0,03158 (0,13223)	0,00597 (0,025)	84,10	15,90	0,03755 (0,15723)	26628 (6360)	6,67	0,25034 (1,048)	57,67	4,79	37,54	1,046	0,809
30	0,02764 (0,1157)	0,00896 (0,0375)	75,52	24,48	0,0366 (0,1532)	27329 (6527)	6,78	0,24819 (1,039)	51,78	7,39	40,83	1,1063	0,855
40	0,02368 (0,09917)	0,01194 (0,050)	66,48	33,52	0,03562 (0,1492)	28066,8 (6704)	6,91	0,2462 (1,0307)	45,58	10,12	44,30	1,1696	0,9045
50	0,01974 (0,08265)	0,01493 (0,06249)	56,95	43,05	0,03467 (0,14514)	28845 (6889,5)	7,03	0,2439 (1,0212)	39,05	12,98	47,97	1,236	0,956

Teoretično potrebni zrak za zgorevanje (n=1):  
(H<sub>PBZ</sub> oz. H<sub>ZPZ</sub> v kcal/m<sub>n</sub><sup>3</sup>).

$$Z_{t_{RPM}} = \frac{\text{vol \% PBZ}}{100} \left( 1,1043 \frac{H_{PBZ}}{1000} - 1,02394 \right) + \frac{\text{vol \% ZPZ}}{100} \left( 1,233 \frac{H_{ZPZ}}{1000} - 1,00415 \right) \frac{m_n^3}{m_n^3} \quad (31)$$

V tabelah 6, 7 in 8 so za povprečne sestave osnovnih plinov iz tabel 1 in 2 za variante zamenjevanja:

ZP ↔ PBZ (varianta 2) — tabela 4

ZPZ ↔ PBZ (varianta 3 in 7) — tabela 5

kot primer izračunani podatki o rezultirajoči plinski mešanici ob upoštevanju stopenj redukcije kurilnega plina (ZP) od 0 do 50 %. Ker je primerjava bolj pregledna, so vsi podatki, razen sestav, podani kot specifični, t.j. na 1000 kJ, oz. 1000 kcal.

Tabele 9, 10 in 11 podajajo primerjave specifične porabe zraka, primerjave pretočnega volumna RPM ter specifične količine vlažnih dimnih plinov za variante 2, 3 in 7.

Primerjava specifične porabe zraka (tabela 9) kaže, da sledi pri uvajanju večje količine PBZ v RPM, t.j. pri redukciji ZP, oz. ZPZ, zmanjšanje teoretične potrebne porabe zraka za zgorevanje. Z drugimi besedami — pri uvajanju RPM sledi pri nespremenjeni osnovni količini zraka za zgorevanje kurjenje z malenkostnim zračnim prebitkom (od ca 1 % do ca 5 % pri 50 % redukciji kurilnega plina).

Tabela 9: Primerjava specifične porabe zraka za zgorevanje pri redukciji kurilnega plina in zamenjavi razlike s plinom zamenjevalcem (ZP; ZPZ → → PBZ) pri pogoju  $\dot{Q}_1 = \dot{Q}_2$  in  $p_1 = p_2$

Varianta	Stopnja redukcije R %	Z <sub>t</sub> '		Razlika v %
		m <sub>n</sub> <sup>3</sup> /1000 kJ	m <sub>n</sub> <sup>3</sup> /1000 kcal	
2	0	0,2673	1,119	0
	10	0,2643	1,107	— 1,1
	20	0,263	1,101	— 1,6
	30	0,261	1,092	— 2,4
	40	0,2588	1,083	— 3,2
	50	0,2566	1,074	— 4,0
3	0	0,2316	0,9698	—
	10	0,22935	0,96025	— 0,98
	20	0,22713	0,9509	— 1,94
	30	0,22465	0,9406	— 3,0
	40	0,22264	0,9321	— 3,9
	50	0,22038	0,9227	— 4,8
7	0	0,2546	1,066	—
	10	0,25229	1,056	— 0,92
	20	0,25034	1,048	— 1,68
	30	0,24819	1,039	— 2,52
	40	0,2462	1,0307	— 3,30
	50	0,2439	1,0212	— 4,2

Tabela 10: Primerjava pretočnega volumna kurilnega plina, oziroma RPM pri redukciji kurilnega plina (ZP; ZPZ → PBZ) pri pogoju  $\dot{Q}_1 = \dot{Q}_2$  in  $p_1 = p_2$

Varianta	Stopnja redukcije R %	Volumen kurilnega plina ali RPM		Faktor zmanjšanja	
		$m_n^3/1000$ kJ	$m_n^3/1000$ kcal	Num.	%
2	0	0,02707	0,11334	—	—
	10	0,02609	0,10926	— 3,6	— 0,964
	20	0,02512	0,10518	— 7,2	— 0,928
	30	0,02414	0,1011	— 10,8	— 0,892
	40	0,02317	0,0970	— 14,4	— 0,856
	50	0,02219	0,09294	— 18,0	— 0,82
3	0	0,06261	0,26212	—	—
	10	0,06165	0,25813	— 1,52	— 0,9848
	20	0,06071	0,25414	— 3,04	— 0,9696
	30	0,05974	0,25015	— 4,57	— 0,9543
	40	0,05879	0,24616	— 6,10	— 0,939
	50	0,05784	0,24217	— 7,60	0,924
7	0	0,03948	0,16529	—	—
	10	0,03851	0,16126	— 2,44	— 0,9756
	20	0,03755	0,15723	— 4,88	— 0,9512
	30	0,0366	0,1532	— 7,3	— 0,927
	40	0,03562	0,1492	— 9,7	— 0,903
	50	0,03467	0,14514	— 12,2	— 0,878

Tabela 11: Primerjava volumna vlažnih dimnih plinov pri redukciji kurilnega plina in zamenjavi razlike s plinom zamenjevalcem (ZP; ZPZ → PBZ) pri pogoju  $\dot{Q}_1 = \dot{Q}_2$  in  $p_1 = p_2$

Varianta	Stopnja redukcije R %	Volumen vlažnih dimnih plinov		Faktor	
		$m_n^3/1000$ kJ	$m_n^3/1000$ kcal	%	Num.
2	0	0,2964	1,241	—	—
	10	0,2945	1,233	— 0,64	— 0,9936
	20	0,2923	1,224	— 1,38	— 0,9862
	30	0,2907	1,217	— 1,93	— 0,9807
	40	0,2888	1,209	— 2,56	— 0,9744
	50	0,2868	1,201	— 3,23	— 0,9677
3	0	0,2953	1,236	—	—
	10	0,2933	1,228	— 0,64	— 0,9936
	20	0,2917	1,221	— 1,21	— 0,9879
	30	0,2897	1,213	— 1,86	— 0,9814
	40	0,2878	1,205	— 2,5	— 0,9750
	50	0,2859	1,197	— 3,17	— 0,9683
7	0	0,30882	1,239	—	—
	10	0,29282	1,226	— 1,05	— 0,9895
	20	0,29211	1,223	— 1,29	— 0,9871
	30	0,29019	1,215	— 1,94	— 0,9806
	40	0,28805	1,206	— 2,66	— 0,9734
	50	0,28637	1,199	— 3,23	— 0,9677

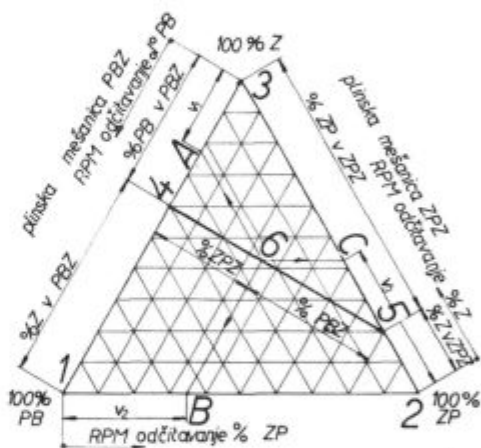
Ker se kalorična vrednost RPM ob dodajanju PBZ k ZPZ plinu povečuje, se specifični pretočni volumen RPM, kot kaže tabela 10, zmanjšuje (za —3,6 do —18 % pri varianti 2 ter —1,52 do —12,2 % pri varianti 3 oz. 7).

Podobno stanje je, kot kaže tabela 11, pri specifični količini vlažnih dimnih plinov. Pri večji stopnji kurilnega plina (ZP ali ZPZ) se ob dodajanju PBZ v RPM količina vlažnih dimnih plinov neznatno zmanjšuje.

### 2.4 GRAFIČNA OBRAVNAVA ZAMENLJIVOSTI

Vsa možna stanja mešanja osnovnih treh plinov — plinska faza PB — zemeljski plin ZP — zrak

v rezultirajočo plinsko mešanico RPM, kot je shematsko prikazano na sl. 5 in sl. 6, lahko grafično interpretiramo, kot kaže diagram na sl. 7.



Slika 7 Mešanje treh osnovnih plinov in primer rezultirajoče plinske mešanice PBZ + ZPZ (točka 6)

Fig. 7 Mixing three basic gases and an example of the obtained PBZ + ZPZ (point 6) gas mixture

Ogljišča enakokrakega trikotnika, ki tvorijo osnovo diagrama mešanja, določajo trije osnovni plini:

- plinska faza PB ogljišče 1
- zemeljski plin ZP ogljišče 2
- zrak Z ogljišče 3

s svojimi snovnimi lastnostmi.

Mešanje v diagramu mešanja predstavlja mešalna premica. Tudi stranice enakokrakega trikotnika so mešalne premice, in sicer:

- stranica 13 predstavlja mešalno premico mešanja plinske faze PB + zraka (plinsko mešanico PBZ)
- stranica 23 predstavlja mešalno premico mešanja zemeljskega plina ZP + zraka (plinska mešanica ZPZ)

— stranica 12 predstavlja mešalno premico mešanja plinske faze PB + zemeljskega plina (teoretična varianta)

Točka 4 na stranici enakostraničnega trikotnika 13 predstavlja plinsko mešanico PBZ sestave

% plinske faze PB razdalja 34  
 % zraka Z razdalja 14

Točka 5 na stranici enakostraničnega trikotnika 23 predstavlja plinsko mešanico ZPZ sestave

% zemeljskega plina ZP razdalja 35  
 % zraka Z razdalja 25

Mešanje plinske mešanice PBZ + plinska mešanica ZPZ ali čisti ZP, primeri konic in izpadov, kot je prikazano na diagramu na sl. 2 in sl. 3, nam v diagramu mešanja ponazarja mešalna premica 45.

Točka 6 na mešalni premici 45 predstavlja rezultirajočo plinsko mešanico RPM naslednje sestave

% plinske mešanice PBZ razdalja 56  
 % plinske mešanice ZPZ razdalja 46

Rezultirajoča plinska mešanica RPM je sestavljena iz plinske faze PB, zemeljskega plina ZP in zraka Z. V diagramu mešanja lahko tudi direktno

odčitamo sestavo rezultirajoče plinske mešanice RPM, sestavljeno iz osnovnih plinov, in sicer pomeni:

— razdalja  $\overline{A3} = V_1$ , % PB v rezultirajoči plinski mešanici RPM

— razdalja  $\overline{B1} = V_2$ , % ZP v rezultirajoči plinski mešanici RPM

— razdalja  $\overline{C2} = V_3$ , % Z v rezultirajoči plinski mešanici RPM

Če v diagram mešanja vrišemo linije konstantnih

- gostot,
- teoretično potrebnega zraka za zgorevanje,
- kurilnosti,
- Wobbejevega indeksa,

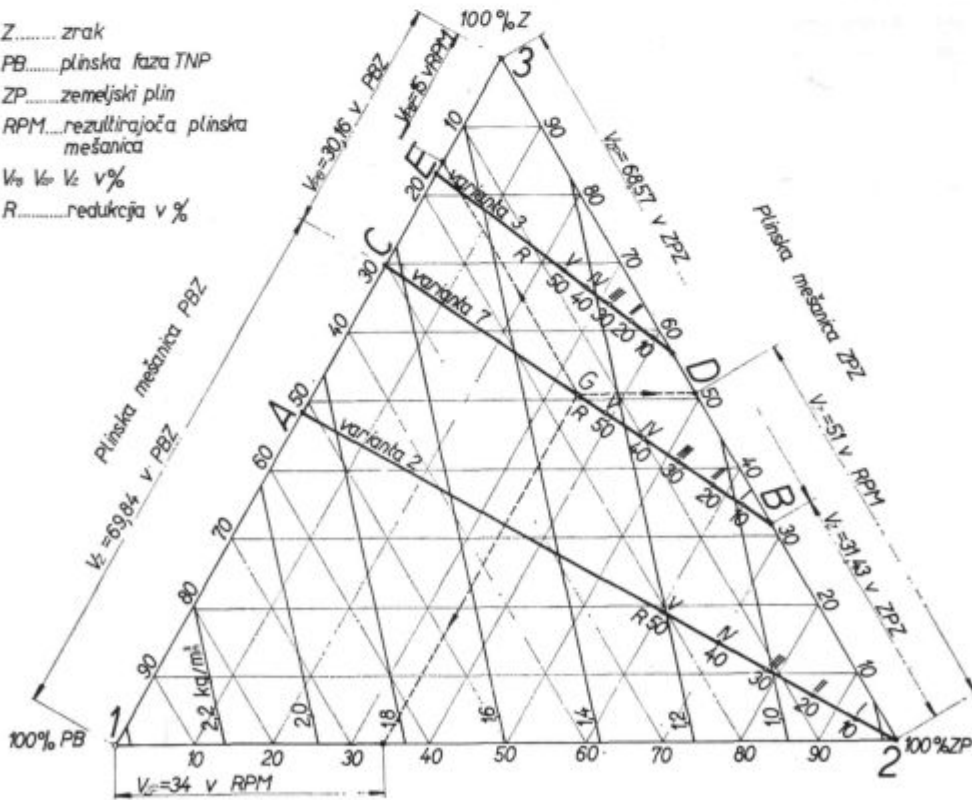
lahko direktno grafično zasledujemo spreminjanje posameznih snovnih lastnosti rezultirajoče plinske mešanice RPM v odvisnosti od stopnje redukcije.

2.4.1 GRAFIČNA INTERPRETACIJA GOSTOTE REZULTIRAOČE PLINSKE MEŠANICE

Gostota za poljubno stanje v diagramu mešanja je definirana z vsoto posameznih osnovnih komponent

Osnova za izdelavo diagrama  
 Gostota PB  $\rho_{PB} = 2,426 \text{ kg/m}^3$   
 Gostota ZP  $\rho_{ZP} = 0,7708 \text{ kg/m}^3$   
 Gostota Z  $\rho_Z = 1,293 \text{ kg/m}^3$

Z.....zrak  
 PB.....plinska faza TNP  
 ZP.....zemeljski plin  
 RPM.....rezultirajoča plinska mešanica  
 $V_1, V_2, V_3$  v %  
 R.....redukcija v %



Slika 8

Fig. 8

Linije konstantnih gostot v diagramu mešanja PB-ZP-Z

Isodensity lines in the diagram of PBZ-ZP-Z mixing

$$\rho_{RPM} = \sum_{i=1}^3 v_i \cdot \rho_i \quad \text{kg/m}^3_n \quad (32)$$

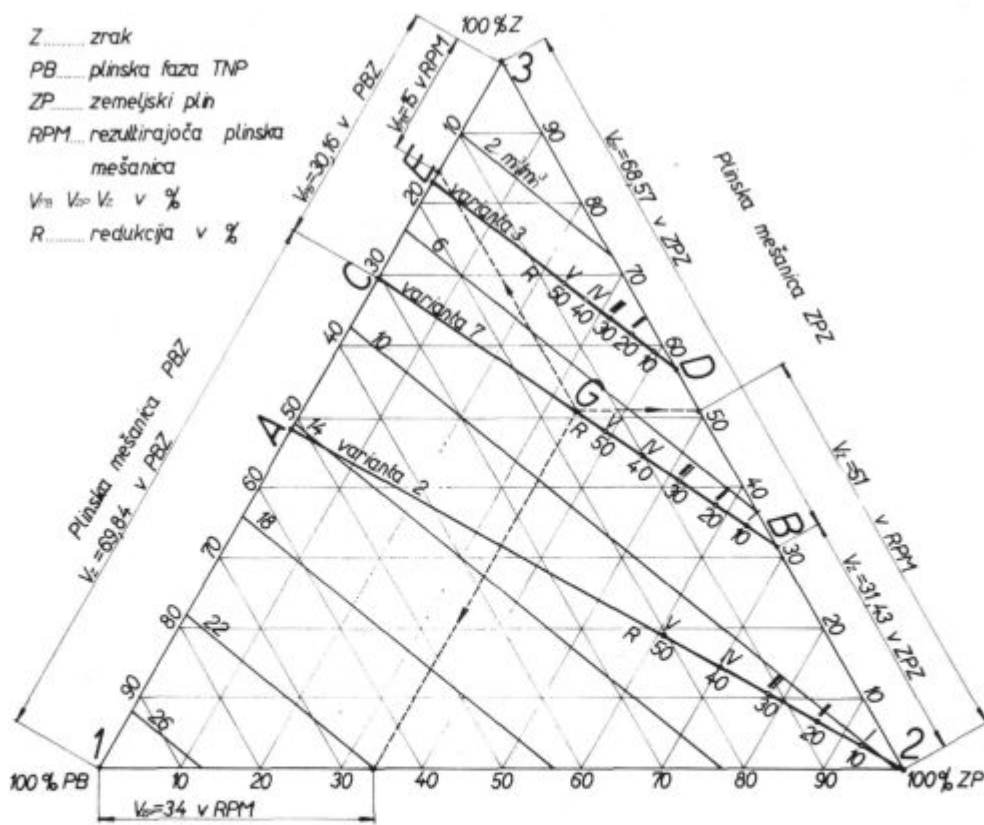
Za podane vrednosti osnovnih plinov so v diagramu mešanja na sl. 8 prikazane linije konstantnih gostot pri pogoju, da je

$$\sum_{i=1}^3 v_i = 1 \quad (33)$$

Linije konstantnih gostot so premice, ki so med sabo vzporedne in potekajo od najnižje gostote, gostota zemeljskega plina  $\rho_z = 0,7708 \text{ kg/m}^3_n$ , do najnižje gostote, gostota za plinsko fazo PB  $\rho_1 = 2,426 \text{ kg/m}^3_n$ .

Istočasno je v diagramu vrisan še primer grafičnega zasledovanja redukcije kurilnega plina, ki ga nadomešča plin zamenjevalec. Vrisane so tri variante, ki so obdelane že računsko, in sicer varianta 2, varianta 3 in varianta 7 (tabela 4).

Osnova za izdelavo diagrama  
 Zgorevalni zrak  $Z_n = 28,19 \text{ m}^3/\text{m}^3$   
 Zgorevalni zrak  $Z_n = 9,875 \text{ m}^3/\text{m}^3$



Slika 9

Linije konstantnih količin zraka za zgorevanje ( $n = 1$ ) v diagramu mešanja PB-ZP-Z

Fig. 9

Lines of the constant amounts of air for combustion ( $n = 1$ ) in the diagram of PB-ZP-Z mixing

V diagram mešanja, v katerem so vrisane linije konstantnih gostot, vrišemo mešalne premice za posamezne variante.

Varianta 2 je vrisana z mešalno premico  $\overline{2A}$

Varianta 7 je vrisana z mešalno premico  $\overline{BC}$

Varianta 3 je vrisana z mešalno premico  $\overline{DE}$

Detajlneje opišemo samo varianto 7, ki jo opazarja mešalna premica  $\overline{BC}$ . Začetni točki mešalne premice sta določeni s točkami B in C. Točka B določa plinsko mešanico ZPZ, sestave  $V_{ZP} = 68,57 \%$  in  $V_Z = 31,43 \%$ . Gostota plinske mešanice leži med linijama konstantnih gostot 0,9 in  $1,0 \text{ kg/m}^3_n$  in znaša  $\rho_B = 0,93 \text{ kg/m}^3_n$ . Točka C določa plinsko mešanico BPZ, sestave  $V_{PB} = 30,16 \%$  in  $V_Z = 69,84 \%$ , gostota plinske mešanice leži med linijama konstantnih gostot 1,6 in  $1,7 \text{ kg/m}^3_n$  in znaša  $\rho_C = 1,63 \text{ kg/m}^3_n$ . Če vzamemo točko na mešalni premici  $\overline{BC}$ , točka G, lahko iz diagrama za to točko odčitamo sestavo n gostoto za izbrano točko. Rezultirajoča plinska mešanica, ki je predstavljena s točko G na mešalni premici, ima naslednjo sestavo:



$V_{PBZ} = 50\%$  (delež plinske mešanice PBZ sestave  $V_{PB} = 30,16\%$  in  $V_Z = 69,84\%$ )

$V_{ZPZ} = 50\%$  (delež plinske mešanice ZPZ sestave  $V_{ZP} = 68,57\%$  in  $V_Z = 31,43\%$ )

Istočasno lahko za izbrano rezultirajočo plinsko mešanico odčitamo tudi sestavo iz osnovnih plinov.

Rezultirajoča plinska mešanica je sestavljena iz  
 $V_{PB} = 15,0\%$  (delež PB v RPM točka G)  
 $V_{ZP} = 34,0\%$  (delež ZP v RPM točka G)  
 $V_Z = 51,0\%$  (delež Z v RPM točka G)

Gostota rezultirajoče plinske mešanice leži med linijama konstantnih gostot 1,2 in 1,3 kg/m<sup>3</sup><sub>n</sub> in znaša 1,28 kg/m<sup>3</sup><sub>n</sub>.

Točke, ki so na mešalni premici označene z I, II, III, IV in V, pomenijo % delež dodajanja plina zamenjevalca PBZ kurilnemu plinu ZPZ, oziroma ponazarjajo stopnjo redukcije po tabeli 8 pri pogoju, da dovedena toplota z rezultirajočo plinsko mešanico ostane konstantna.

#### 2.4.2 SPREMEMBA KOLIČINE ZRAKA ZA ZGOREVANJE

Za oba osnovna plina ter zemeljski plin in plinsko fazo PB — mešana z zrakom, določimo teoretično količino zraka za zgorevanje po naslednjih enačbah, ki so bile izračunane iz podatkov osnovnih plinov.

a) Zemeljski plin in mešanica zemeljski plin + zrak (ZP in ZPZ)

$$Z_t = 1,233 \cdot \frac{H_{sp}}{4187} - 1,00415 \text{ m}^3_n/\text{m}^3_n$$

( $H_{sp}$  — kJ/m<sup>3</sup><sub>n</sub>)

$$Z_t = 1,233 \cdot \frac{H_{sp}}{1000} - 1,00415 \text{ m}^3_n/\text{m}^3_n$$

( $H_{sp}$  — kcal/m<sup>3</sup><sub>n</sub>)

b) Plinska faza PB in mešanica plinske faze PB + zrak (PB in PBZ)

$$Z_t = 1,1043 \cdot \frac{H_{sp}}{4187} - 1,02394 \text{ m}^3_n/\text{m}^3_n$$

( $H_{sp}$  — kJ/m<sup>3</sup><sub>n</sub>)

$$Z_t = 1,1043 \cdot \frac{H_s}{1000} - 1,02394 \text{ m}^3_n/\text{m}^3_n$$

( $H_{sp}$  — kcal/m<sup>3</sup><sub>n</sub>)

Za obravnavane vrednosti obravnavanih plinov, oziroma plinskih mešanic so v diagramu mešanja na sl. 9 vrisane linije konstantnih količin zraka ( $n = 1$ ).

V diagramu na sl. 9 so ponovno vrisane že predhodno obravnavane variante, varianta 2, varianta 3 in varianta 7. S pomočjo diagrama direktno odči-

tujemo za posamezne točke rezultirajoče plinske mešanice potrebno količino zraka za zgorevanje. Ponovno podrobneje obravnavamo varianto 7. Potrebna količina zraka za zgorevanje za plinsko mešanico ZPZ, točka B, znaša 6,45 m<sup>3</sup><sub>n</sub>/m<sup>3</sup><sub>n</sub>. Potrebna količina zraka za zgorevanje plinske mešanice PBZ, točka C, znaša 7,81 m<sup>3</sup><sub>n</sub>/m<sup>3</sup><sub>n</sub>. Za izbrano točko G znaša potrebna količina zraka 7,18 m<sup>3</sup><sub>n</sub>/m<sup>3</sup><sub>n</sub>.

#### 2.4.3 INTERPRETACIJA KURILNOSTI REZULTIRAJOČE PLINSKE MEŠANICE V DIAGRAMU MEŠANJA

Kurilnost rezultirajoče plinske mešanice je definirana z vsoto

$$H_{RPM} = \sum_{i=1}^3 v_i \cdot H_i \quad \text{kJ/m}^3_n; \text{ (kcal/m}^3_n) \quad (38)$$

$H_3 = 0$  kurilnost zraka

Pri tem mora biti izpolnjen pogoj, da je

$$\sum_{i=1}^3 v_i = 1 \quad (39)$$

V diagramu mešanja na sl. 10 so vrisane premice konstantnih kurilnih vrednosti.

Grafično obravnavamo varianto 2, varianto 3 in varianto 7. Podrobneje je obdelana samo varianta 7. Kurilni plin je določen s sestavo v točki B na premici 23 in njegova kurilnost znaša 25 330 kJ/m<sup>3</sup><sub>n</sub>. Plin zamenjevalec je določen s točko C na premici 13 in njegova kurilnost znaša 33 494 kJ/m<sup>3</sup><sub>n</sub>. Točka G na mešalni premici CB ima sestavo 15 % PB, 34 % ZP in 51 % Z. Za navedeno sestavo se iz diagrama odčita kurilnost rezultirajoče plinske mešanice G, ki znaša 29 400 kJ/m<sup>3</sup><sub>n</sub>.

Grafična interpretacija razmer ob zamenjevanju plinov, oziroma mešanju v RPM, je nazorna in zlasti primerna za privajanje dispečerskih delavcev na problematiko zamenjevanja v času, ko tovrstne delavce šele izobražujemo.

Ker je z dosedaj navedenim šele nakazano, kakšne razmere bodo nastale v plinskem sistemu, je potrebna nadaljna podrobna obravnava sprememb pretočnih količin plina, zraka za zgorevanje in dimnih plinov v zvezi z meritvami in regulacijami, ki jih uporabljamo v obratih. Priključevanje na magistralni vod, oz. razvodno primarno mrežo je ob upoštevanju vseh variant in specifičnosti porabnikov posebno zanimivo. Vsa navedena tematika pa bo obdelana v drugem delu članka, ki sledi.

#### Uporabljene oznake:

$\dot{v}_{max}$  — maksimalni odvjem na uro m<sup>3</sup><sub>n</sub>/h  
 h — čas v urah  
 S — cena zemeljskega plina din/mes

Osnova za izdelavo diagrama

Kurilnost PB  $H_{\text{gr}} = 111,038 \text{ MJ/m}^3$

Kurilnost ZP  $H_{\text{gr}} = 36,939 \text{ MJ/m}^3$

Kurilnost Z  $H_{\text{gr}} = 0$

Z.....zrak

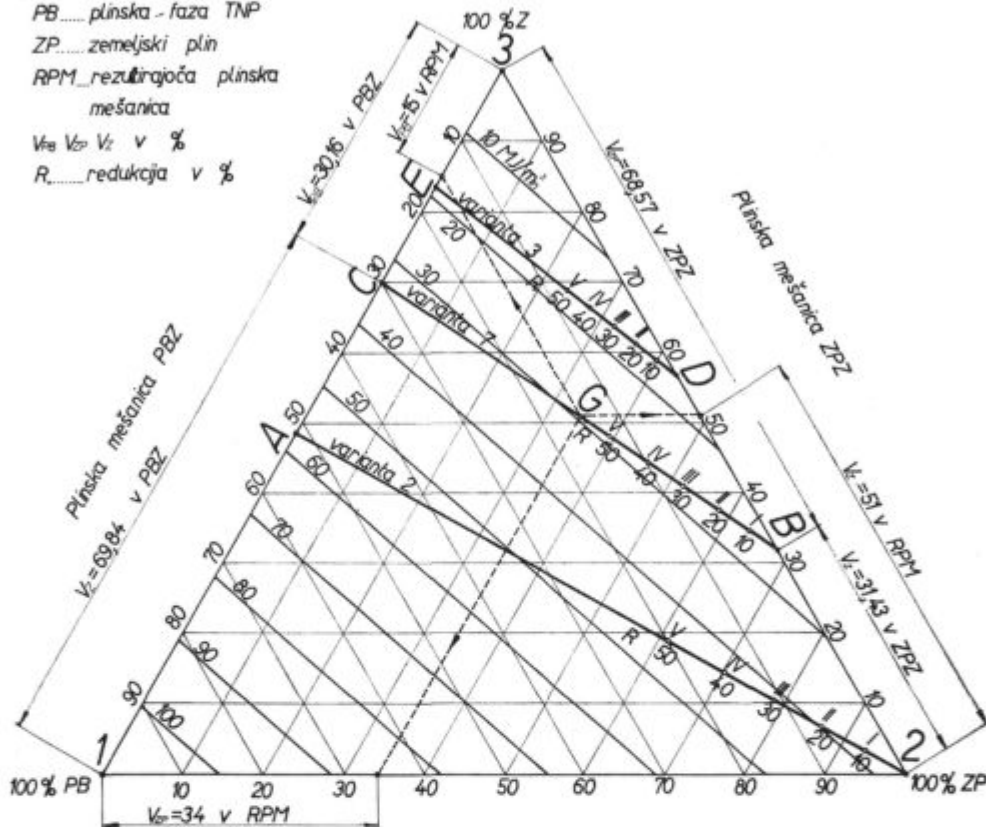
PB.....plinska - faza TNP

ZP.....zemeljski plin

RPM...režirajoča plinska mešanica

$V_{\text{PB}}$   $V_{\text{ZP}}$   $V_{\text{Z}}$  v %

R.....redukcija v %



Slika 10

Linije konstantnih kurilnih vrednosti v diagramu mešanja PB-ZP-Z

Fig. 10

Lines of constant calorific values in the diagram of PB-ZP-Z mixing

- a — faktor transportnih stroškov  $\text{din/m}^3_n$
- b — faktor enakomernosti odjema  $\text{din/m}^3_n$
- c — cena plina + carina (cena zemeljskega plina na meji)  $\text{din/m}^3_n$
- $\dot{V}$  — dejanska porabljena količina zemeljskega plina na mesec po števcu  $\text{m}^3_n/\text{mes}$
- $\dot{V}_{\text{max}}$  — maksimalna planirana količina zemeljskega plina na mesec  $\text{m}^3_n/\text{mes}$
- $K_1$  — faktor neenakomernosti porabe plina
- $K_2$  — faktor dejanske porabe
- C — cena zemeljskega plina pri porabniku  $\text{din/m}^3_n$
- p — tlak plina  $\text{N/m}^2$
- L — dolžina plamena, m
- $x/d_u$  — razmerje merjene veličine in premera ustja gorilnika
- $\vartheta_{\text{sr}}$  — srednja temperatura plamena v oddaljenosti od ustja gorilnika

- $\dot{q}$  — prenos toplote s sevanjem plina  $\text{kJ/m}^2, \text{h}$
- $p_{\text{CO}_2}$  — parcialni tlak  $\text{CO}_2$  v dimnih plinih
- $p_{\text{H}_2\text{O}}$  — parcialni tlak  $\text{H}_2\text{O}$  v dimnih plinih
- s — debelina plasti plina, ki seva m
- $\dot{Q}$  — toplotna obremenitev  $\text{kJ/h}$  ( $\text{kcal/h}$ )
- H — kalorična ali kurilna vrednost  $\text{kJ/m}^3_n$  ( $\text{kcal/m}^3_n$ )
- $H_{\text{zg}}$  — zgorevna ali zgornja kalorična vrednost
- $\dot{V}$  — volumski pretok  $\text{m}^3_n/\text{h}$
- w — hitrost pretoka m/s
- $\alpha$  — pretočni koeficient šobe
- $\rho_n$  — gostota plina  $\text{kg/m}^3_n$
- A — prerez  $\text{m}^2$
- n — indeks n označuje normne pogoje ( $0^\circ\text{C}$ , 1013 mbar)
- d — relativna gostota (zrak  $d = 1$ )

$W_{zg}, W_{sp}$ — Wobbejev indeks v odnosu na zgornjo oz. spodnjo kalorično vrednost	$Z_t$ — specifična poraba zraka $m^3_n/1000$ kJ ( $m^3_n/1000$ kcal)
$\vartheta$ — temperatura $^{\circ}C$	$V_{PB}$ — volumski delež PB v $m^3_n/m^3_n$ PBZ
$\eta$ — dinamična viskoznost kg/ms	$V_{ZP}$ — volumski delež ZP v $m^3_n/m^3_n$ ZPZ
$O_t$ — teoretično potrebna količina kisika $m^3_n/m^3_n$	$V_z$ — volumski delež zraka v plinski mešanici v $m^3_n/m^3_n$
$Z_t$ — teoretično potrebna količina zraka $m^3_n/m^3_n$	$\rho_{RPM}$ — gostota rezultirajoče plinske mešanice $kg/m^3_n$
$D_{vl}, D_s$ — teoretična količina vlažnih, suhih dimnih plinov $m^3_n/m^3_n$	RPM — rezultirajoča plinska mešanica
	$H_{RPM}$ — kurilnost rezultirajoče plinske mešanice $kJ/m^3_n$ (kcal/ $m^3_n$ )

## ZUSAMMENFASSUNG

Bei der Substitution des Heizgases mit einem gleichwertigen substituierenden Gas muss auch die kontraktmässig bedingte Abnahme berücksichtigt werden, wobei die Grundbedingungen — eine konstante Wärmebeanspruchung der Anlagen und ein konstanter Druck im Gassystem — beibehalten werden müssen. Diese Abhängigkeiten sind rechnermässig bearbeitet. Durch eine graphische Darstellung sind die Änderungen in der Zusammensetzung der resultierenden Gasmischung und daraus ausgehenden Änderungen der Verbrennungscharakteristik gezeigt. Als Grundlage für die rechnerischen Ausführungen ist der Ausgleich des modifizierten Ausdrucks für den Wobbe Index genommen. Die Substitution bedingt die Änderungen der Dichte der Gasmischung, bzw. bei der Reduktion der Heizgasmenge der resultierenden Gasmischung aus dem Heizgas und dem substituierenden Gas.

Der Ausgangspunkt für die Behandlung der Substitution ist der gegenwärtige Stand in der Eisenhütten bzw. Verarbeitungsindustrie, wo zu dieser Zeit der Heizgas aus der Gasphase des flüssigen Erdölgases gemischt mit Luft, besteht. Später nach dem Anschluss an die Erdgasleitung wird die Situation umgekehrt. Der flüssige Erdölgas wird als Gasmischung Propan-Butan-Luft den substituierenden Gas darstellen und Erdgas wird Heizgas. Die Substitution

der Heizgase verbunden mit der Änderung der Dichte der Gasmischung, bedingt durch das Zumischen der Luft und damit auch durch die Änderung des Heizwertes des Heizgases, stellt bei uns schon eine eingebürgerte Technologie der Gaserzeugung dar.

Der Vergleich an spezifischem Luftverbrauch für die Verbrennung zeigt, dass bei der wachsenden Reduktion des Erdgases als Heizgases und einem entsprechenden Zusatz des Substitutionsgases (Propan-Butan-Luft) eine Verminderung des Luftverbrauches für die Verbrennung (für cca 9.5 % bei 100 % Reduktion, dass heisst, bei voller Substitution des Heizgases EG mit PBL) die Folge ist.

Da der kalorische Wert der resultierenden Gasmischung bei der Reduktion des Erdgases wegen des Zusatzes von PBL grösser wird, wird der spezifische Durchflussvolumen kleiner (für cca 15 % bei 100 % Reduktion).

In den Tabellen werden die Änderungen bei der Reduktion bis zu 50 % gezeigt.

In der graphischen Darstellung mit Mischdreiecken werden die Änderungen der Zusammensetzung der Dichte und des Heizwertes bei der vollkommenen oder teilweisen Substitution des Heizgases und substituierenden Gases dargestellt.

## SUMMARY

In substitution of fuel gas by a converting gas as an equivalent gas also contract band — consumption must be taken into account beside the preservation of basic characteristics: constant thermal load of set-ups, and constant pressure in the gas system. It essentially influences the price of the delivered gas. Variations in the composition of the obtained gas mixture together with the resulting variations of combustion characteristics are calculated and graphically presented in the paper. Basis for the mathematical deduction was the equalization of the modified expression for Wobbe's index. The conversion determines the variations of the density of the gas mixture, and the resulting gas mixtures of the fuel and the converting gas when the fuel gas is reduced.

Starting point for treating the conversion is the present state in ferrous metallurgy and in working industry where fuel gas at the moment is the gas phase of liquid oil gas mixed with air while the connection to the natural gas pipe line will change the whole situation. Liquid gas will be the converting gas as a propane-butane-air mixture

while natural gas will become the fuel gas. Conversion with a variation of the gas mixture density which is determined by the added air and thus also the variation of the calorific value of gas can be achieved by mixing stations which is already a well known technology of gas production with us.

Analysis of the specific consumption of the combustion air shows that the reduced amount of natural gas as fuel gas and addition of corresponding amount of the converting gas (PBZ) demands a reduction of the combustion air (about 9.5 % at the total reduction i. e. when fuel gas ZP is substituted by PBZ).

Since the calorific value of the obtained gas mixture increases with the reduced amount of natural gas and addition of PBZ, the specific flow rate is also reduced (for about 15 % at the total reduction). Tables show variations for reductions up to 50 % while triangles of mixing present variations of composition, density, and calorific value at the total of partial conversion of fuel gas by a converting gas.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

При замене горючих газов с эквивалентным газозаменителем, при сохранении основных условий, т. е. постоянный тепловой нагрузки агрегатов и постоянного давления газа в газовой системе, надо учесть также договорный район приемки. Это имеет существенное значение на цену поставленного газа. В статье рассмотрена расчетная и графическая интерпретация изменения в составе равнодействующей газовой смеси и вытекающие из этого изменения характеристик сгорания. Как основание для расчетного исполнения взято уравнение модифицированного выражения индекса по Wobb-у. Замена обусловлена от изменения густоты газовой смеси, относ. от редукции горючего газа, от равнодействующей газовой смеси горючего газа и газа-заменителя.

Исходной пункт для рассмотрения замены представляет настоящее положение в металлургических заводах и в промышленности переработки где пока еще как горючий газ газовая фаза жидкого нефтяного газа с воздухом, позже, после приключения на приемку природного газа, положение изменится. Роль газа-заменителя возмет на себя газовая смесь пропан-бутан-воздух, а горючего-природный газ. Замена, при изменении густоты смеси газа,

условленная добавлением воздуха и, в связи с этим, изменение теплового эффекта, выполняется в смесительных установках, которые уже широко применяются в нашей промышленности при производстве газа.

При рассмотрении о удельном расходе воздуха установлено, что при повышении редукции природного газа как горючего, с добавлением соответствующего количества газа заменителя, расход необходимого для сгорания, уменьшается (на 9,5 % при 100 % редукции, т. е. полная замена природного газа с газовой смесью пропан-бутан-воздух).

Так как при редукции природного газа при добавки смеси пропан-бутан-воздух теплота сгорания увеличивается, то уменьшается удельный объем пропускания (прибл. на 15 % при 100 % редукции). В виде примера поданы при помощи таблиц изменения до 50 %. Рассмотрены также графические конструкции смесительных треугольников, которые указывают на состояние состава, на густоту и на тепловой эффект при полной или частичной замены горючего газа или газа-заменителя.

# Rekristalizacija jekel za hladno masivno preoblikovanje

UDK: 669.14.018.233-174  
ASM/SLA: CNg, G5, N5

Aleksander Kveder, Anton Razinger

Raziskave utrjevanja in rekristalizacije jekel za masivno preoblikovanje: Ugotovili smo eksponente utrjevanja, spodnje rekristalizacijske temperature in kritične deformacije. Velika rekristalizirana zrna lahko nastajajo le pri nelegiranih jeklih JMP 10 in JMP 15, vendar niso večja od 5,5 po ASTM. Žarjenje nad  $A_c$  točko ni priporočljivo. Raziskali smo tudi dva hladno preoblikovana izdelka.

## UVOD

Masivno preoblikovanje v hladnem je postopek, ki v tehnologiji preoblikovanja zavzema čedalje vidnejše mesto tudi v SFRJ. Odlikuje ga vrsta prednosti pred drugimi postopki, npr. utopnim kovanjem ali odrezavanjem. Manj je delovnih operacij, izdelek je cenejši, štedi se z materialom in tolerance mer so zelo ozke. Vendar ima tudi ta način preoblikovanja svoje zahteve: jekla za masivno preoblikovanje morajo biti posebne vrste, homogena, zelo čista, brez napak na površini in ustrezno toplotno obdelana. Za tehnologijo preoblikovanja je potrebno poznati preoblikovalne sposobnosti teh jekel, preoblikovalne trdnosti in podobno.

Železarna Jesenice proizvaja v družini JMP štiri jekla, ki v glavnem že zadovoljujejo potrebe po teh jeklih. Dosedanje izkušnje potrjujejo njihovo dobro kvaliteto. Prav tako so Železarna Jesenice, fakulteta za strojništvo in kovaška industrija Zreče že raziskali preoblikovalne lastnosti teh jekel in ugotovili, da ustrezajo svojemu namenu (Kuzman K., Razinger A.: Ocena sposobnosti domačih jekel za masivno preoblikovanje v hladnem, Železarski zbornik, 1973, šte. 4, str. 189 do 196).

Za ustrezno kvaliteto končnega izdelka pa ni pomembna le dobra preoblikovalna lastnost jekla, temveč tudi pravilna toplotna obdelava. Pred preoblikovanjem mora biti jeklo dobro omehčano, nato se pri preoblikovanju utrjuje in treba ga je med operacijami ali na koncu ponovno omehčati. Postopek vmesnega ali končnega mehčanja je rekristalizacijsko žarjenje.

Pri rekristalizacijskem žarjenju je treba poznati pravilno temperaturo in čas žarjenja. Upoštevati je treba še neenakomernost stopnje deformacije, velikost kristalnega zrna po rekristalizaciji, hitrost segrevanja in drugo. Namen te raziskave je bil ugotoviti soodvisnost teh parametrov rekristalizacijskega žarjenja.

## EKSPERIMENTALNI DEL

### MATERIALI IN NAČIN RAZISKOVANJA

Jekla: Preiskali smo vsa štiri jekla za masivno preoblikovanje, ki jih je osvojila Železarna Jesenice in jih že proizvaja. V tabeli 1 so navedene njihove oznake in zagotovljene kemične sestave.

Tabela 1: Vrste jekel in kemične sestave

Oznaka jekla (ZJ)	Podobno jeklo po JUS	Količina elementov v %				
		C	Si	Mn	Cr	Al
JMP 10	Č. 1121	0,06	max.	0,25	max.	0,025
		0,12	0,15	0,50	0,12	0,050
JPM 15	Č. 1221	0,12	max.	0,25	max.	0,025
		0,18	0,15	0,50	0,12	0,050
JPM 50 Cr	Č. 4120	0,12	0,20	0,40	0,50	0,015
		0,18	0,30	0,50	0,70	0,025
JMP 80 MnCr	Č. 4320	0,14	0,20	1,00	0,80	0,015
		0,19	0,30	1,20	1,00	0,025

Količina škodljivih elementov je omejena; tako sme biti največ 0,025 % S, 0,020 % P, 0,10 % Ni, 0,20 % Cu, 0,020 % Sn in 100 ppm N.

Ustrezne palice teh jekel smo mehko žarili z nihanjem temperature med 680 in 750° C. Vsa jekla so tako dobila vsaj 90-odstotno sferoidizirano strukturo.

Vzorci so bili valjčki premera 9 mm in višine 10 mm.

Deformacije so bile logaritmčne po enačbi

$$\epsilon = \ln \left( \frac{h_0}{h} \right) \cdot 100 \quad (\%)$$

$h_0$  = začetna višina valja

$h$  = višina valja po deformaciji

dr. Aleksander Kveder je samostojni raziskovalec na Metalurškem inštitutu v Ljubljani

mgr. Anton Razinger je višji strokovni sodelavec v raziskovalnem oddelku Železarne Jesenice

Uporabili smo naslednje deformacije:

$\epsilon$ (%)	h (mm)
10	9,05
15	8,61
20	8,19
50	6,07
100	3,68
150	2,23

Vzorci smo stiskali na stiskalnem delu 30-tonskega nateznega stroja. Zgornje in spodnje površine smo mazali z molycote pasto. Za vsako deformacijo smo izdelali poseben obroč ustrezne debeline, ki ni dopuščal nadaljne deformacije. Tako so imeli vsi vzorci predvidene deformacije zares enake deformacije.

Vzorci smo preiskovali (metalografija, trdote) na sredini preseka valja v vzdolžni osi.

Rekrystalizacijsko smo vzorce žarili v komorni peči. Temperaturo smo merili s kompenzatorjem, nihanje ni bilo večje od  $\pm 2^{\circ}\text{C}$ .

## REZULTATI RAZISKAV

### Utrjevanje JMP jekel

Na sliki 1 so prikazane krivulje utrjevanja JMP jekel, to je odvisnost trdote od stopnje deformacije. V logaritmičnih koordinatah je ta odvisnost linearna (slika 2), kar ustreza funkciji

$$H = a \cdot \epsilon^n$$

H je trdota, a je konstanta, n pa eksponent utrjevanja. Eksponenti utrjevanja znašajo:

JMP 10	$n = 0,185$
JMP 15	$n = 0,165$
JMP 50 Cr	$n = 0,143$
JMP 80 Cr	$n = 0,145$

Opozoriti pa moramo na dejstvo, da je trdota teh jekel v rekrystaliziranem stanju (pod  $A_{c1}$ ) nekoliko odvisna od velikosti kristalnega zrna. To bomo še posebej obravnavali. Strukture deformiranih jekel prikazuje slika 3.

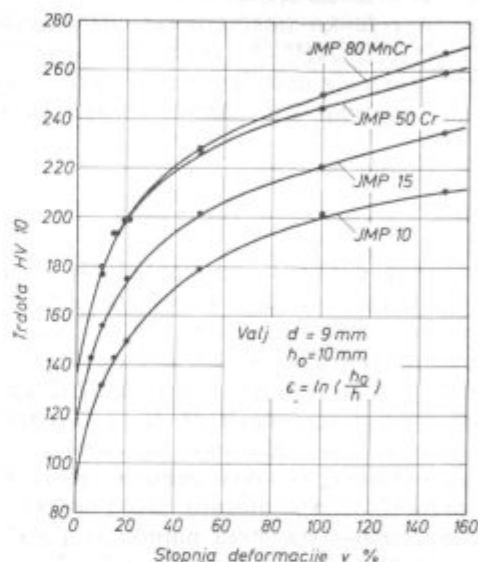
Poznavanje trdot v rekrystaliziranem in deformiranem stanju se da s pridom uporabljati za določevanje stopnje ali dokončanja rekrystalizacije, skupno z metalografijo, ki v nekaterih primerih ni popolnoma zanesljiva. Kot bo razvidno v poglavju o praktičnih primerih masivnega deformiranja, so te krivulje dobra osnova tudi za določanje deformacijske porazdelitve v prešancih in pri določanju tokov materiala.

### Izotermična rekrystalizacijska žarjenja

Serije različno deformiranih vzorcev smo dali v segreto peč. Čas žarjenja je bil različen, ker smo upoštevali, da je pri višjih temperaturah rekrystalizacija hitrejša, pri nižjih pa počasnejša. Rast zrn po rekrystalizaciji je brezpomembna, kar

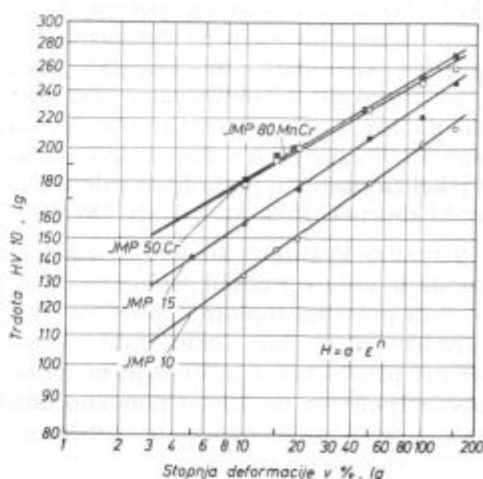
smo tudi preizkusili: žarjenje na  $700^{\circ}\text{C}$  v časih 40 min ali 10 ur da enako velikost kristalnih zrn. To je razumljivo, saj večja ali manjša količina sferoidiziranega cementita v teh jeklih močno vpliva celo na hitrost rekrystalizacijskih front, katerih gonilna sila je za več redov velikosti večja od tiste za rast zrn. Uporabili smo torej naslednje čase žarjenja:

$700^{\circ}\text{C}$	— 40 min
$650^{\circ}\text{C}$	— 60 min
$600^{\circ}\text{C}$	— 90 min
$550^{\circ}\text{C}$	— 150 min
$500^{\circ}\text{C}$	— 300 min



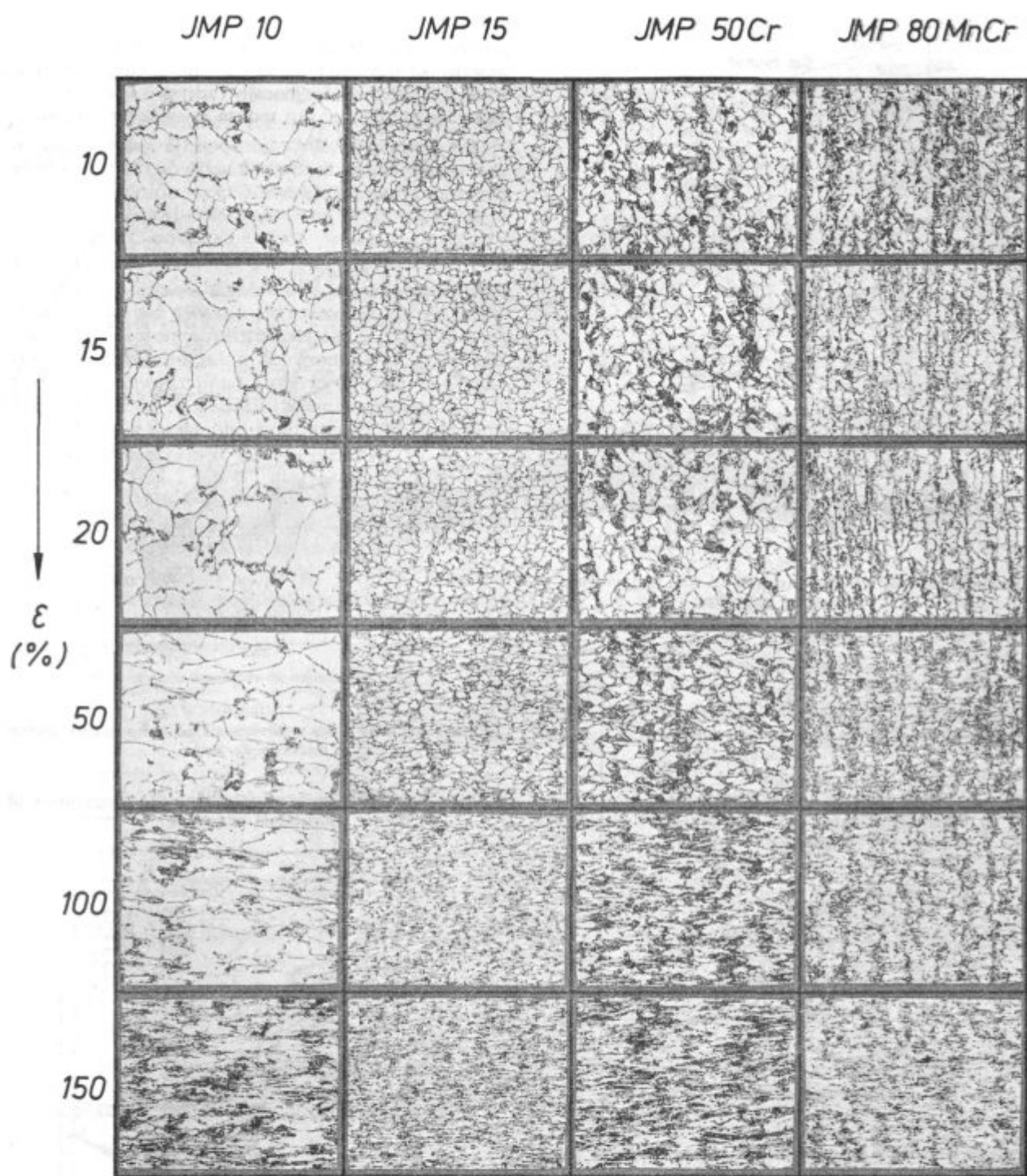
Slika 1  
Odvisnost trdote JMP jekel od stopnje hladne deformacije

Fig. 1  
Relationship between the JMP steel hardness and the degree of cold deformation



Slika 2  
Odvisnost trdote JMP jekel od stopnje hladne deformacije

Fig. 2  
Relationship between the JMP steel hardness and the degree of cold deformation



Slika 3

Strukture preiskovanih jekel po različnih stopnjah deformacije (povečanja 100 $\times$ )

Fig. 3

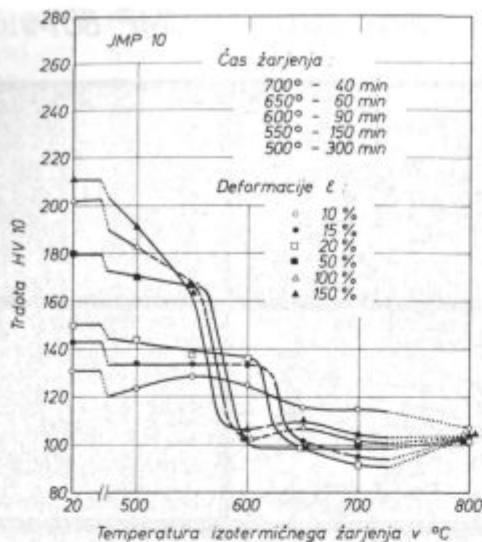
Structures of the investigated steels after various degrees of deformation (magnification 100 times)

z dodatkom 15 minut za segretje vzorcev na temperaturo.

Za določevanje rekristaliziranja vzorcev smo merili trdote in opravljali metalografske preglede, za velikosti rekristaliziranih kristalnih zrn pa smo uporabili Jeffriesovo planimetrično metodo.

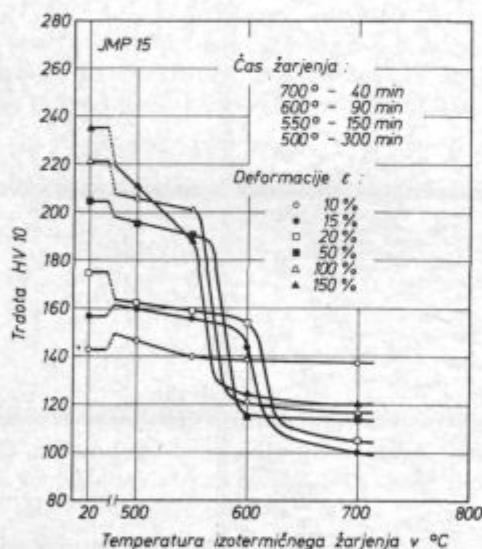
Rezultate, dobljene z meritvami trdot, kažejo slike 4, 5, 6 in 7.

Jekli JMP 10 in JMP 15 se obnašata približno enako. Spodnja rekristalizacijska temperatura za deformacijo nad 50 % je 575 $^{\circ}$ C, za deformacije 20 in 15 % okoli 625 $^{\circ}$ C, medtem ko jekli z 10 % defor-



Slika 4  
Trdote jekla JMP 10 v odvisnosti od temperature izotermičnega žarjenja

Fig. 4  
Hardness of JMP 10 steel related to the temperature of isothermal annealing



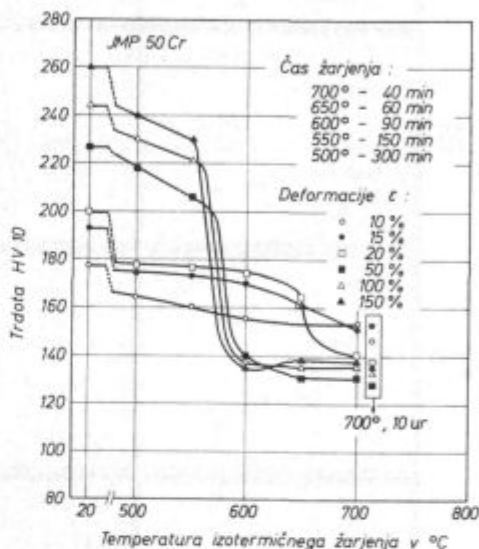
Slika 5  
Trdote jekla JMP 15 v odvisnosti od temperature izotermičnega žarjenja

Fig. 5  
Hardness of JMP 15 steel related to the temperature of isothermal annealing

macije sploh ne rekristalizirata. Rekristalizacija na 700°C je popolna (razen pri  $\epsilon = 10\%$ ), razlike v trdoti pa so zaradi različnih velikosti kristalnih zrn. Pri deformaciji 10%, pri katerih je trdota pred žarjenjem 135 HV (JMP 10) in 143 HV (JMP 15), se med žarenjem na 700°C zniža na 115 HV (JMP 10), oziroma na 137 HV (JMP 15).

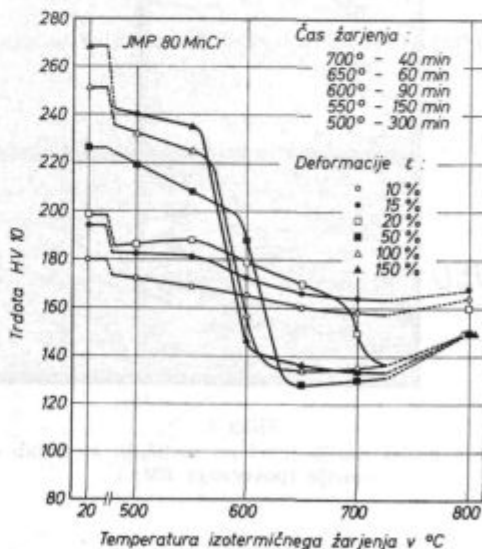
Vzorce JMP 10 smo žarili tudi na 800°C. Trdota je po tem žarjenju povprečno višja zaradi transformacije, ki povzroči nastanek lamelnega perlita. Vzorec z 10% deformacije tudi pri 800°C ne rekristalizira, vendar mu trdota še nekoliko popusti.

Pri jeklu JMP 50 Cr je spodnja rekristalizacijska temperatura za deformacije 50, 100 in 150% prav tako med 550 in 600°C.



Slika 6  
Trdote jekla JMP 50 Cr v odvisnosti od temperature izotermičnega žarjenja

Fig. 6  
Hardness of JMP 50 Cr steel related to the temperature of isothermal annealing



Slika 7  
Trdote jekla JMP 80 MnCr v odvisnosti od temperature izotermičnega žarjenja

Fig. 7  
Hardness of JMP 80 Mn Cr steel related to the temperature of isothermal annealing



Pri deformaciji 20 % je opaziti začetek rekristalizacije pri 650° C, pri deformaciji 15 % nastajajo pri 700° C komaj kali, medtem ko manjše deformacije sploh ne povzročijo rekristalizacije.

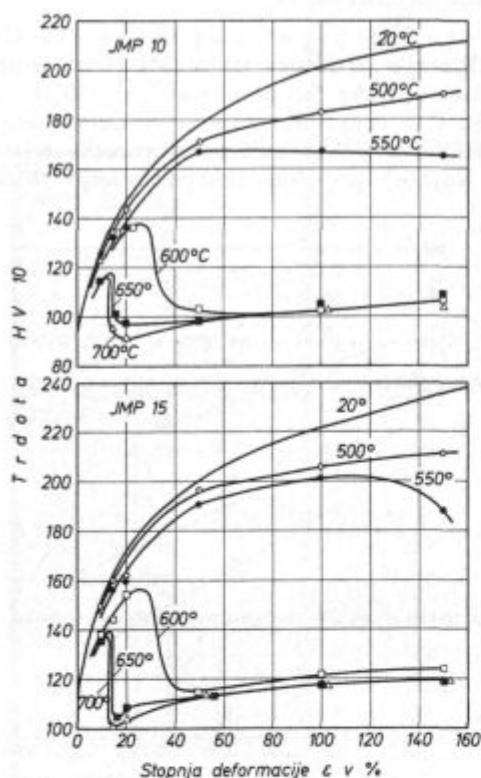
**Jeklo JMP 80 MnCr** začne rekristalizirati v območju 575 do 625° C, toda le pri deformacijah 50 % in večjih. Deformacija 20 % tudi pri 700° C povzroči le nepopolno rekristalizacijo, medtem ko se jeklo z manjšimi deformacijami le popušča. Žarjenje na 800° C povzroči v vseh primerih povečanje trdote zaradi nastanka prehodnih struktur.

V diagramih na slikah 8 in 9 je prikazana odvisnost trdote od stopnje deformacije po žarjenjih na različnih temperaturah. Na teh diagramih so dobro vidne minimalne deformacije za rekristalizacijo. Tipično kritično stopnjo deformacije kaže za jekli JMP 10 in JMP 15 pri temperaturah 650 in 700° C. Te so za obe jekli enake:

JMP 10 in 15    650° C     $\epsilon_{kr} = 15 \%$   
                       700° C     $\epsilon_{kr} = 13 \%$

(Pri jeklu JMP 10 in pri 700° C nastajajo kali in začetna drobna zrna tudi pri deformaciji 10 %, vendar se rekristalizacija ne nadaljuje).

Sicer pa imajo druga jekla in druge deformacije deformacijske intervale, ki povzročijo delne rekristalizacije. Ti intervali so pri jeklih in različnih temperaturah naslednji:

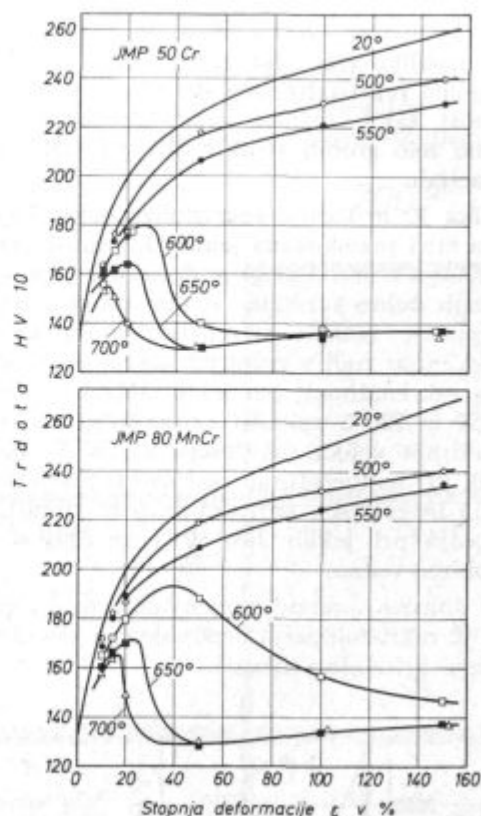


Slika 8

Trdota jekel JMP 10 in JMP 15 v odvisnosti od stopnje deformacije in temperature rekristalizacijskega žarjenja

Fig. 8

Hardness of JMP 10 and JMP 15 steel related to the degree of deformation and the temperature of the recrystallization annealing



Slika 9

Trdota jekel JMP 50 Cr in JMP 80 MnCr v odvisnosti od stopnje deformacije in temperature rekristalizacijskega žarjenja

Fig. 9

Hardness of JMP 50 Cr and JMP 80 Mn Cr steel related to the degree of deformation and the temperature of the recrystallization annealing

JMP 10 in 15	600° C	$\epsilon_{kr} = 27$ do 45 %
	650° C	$\epsilon_{kr} = 15 \%$
	700° C	$\epsilon_{kr} = 13 \%$
JMP 50 Cr	600° C	$\epsilon_{kr} = 33$ do 55 %
	650° C	$\epsilon_{kr} = 20$ do 40 %
	700° C	$\epsilon_{kr} = 13$ do 30 %
JMP 80 MnCr	600° C	$\epsilon_{kr} = 40$ do nad 100 %
	650° C	$\epsilon_{kr} = 25$ do 40 %
	650° C	$\epsilon_{kr} = 17$ do 30 %

Rekristalizacijski diagrami so navadno prostorske slike, ki prikazujejo medsebojne odvisnosti deformacije, temperature in velikosti kristalnih zrn. Enofazna jekla in jekla brez transformacije kažejo zelo lepe odvisnosti. Pri JMP jeklih pa je pomemben vpliv sferoidiziranih delcev cementita, ki lahko pospešujejo nastajanje kali, obenem pa močno zavirajo migracijo rekristalizacijskih mej. Zato v razmerah, ko lahko nastaja mnogo kali, nastajajo zelo drobna zrna, omejena na prostore med cementitnimi delci ali gnezdi cementitnih delcev. V razmerah slabših nukleacijskih sposobnosti (manjše deformacije, nižje temperature) pa morajo rekristalizacijske meje prehajati preko delcev in gnezdi in rekristalizacijska

hitrost je bistveno zavrta. Tako dobimo zelo nepravilno izoblikovana rekristalizirana zrna ali celo nepopolno rekristalizirane strukture. Velika pa je prednost takih razmer rekristaliziranja, da ne dobimo zelo grobih struktur niti pri kritičnih deformacijah.

Slika 10 prikazuje rekristalizacijske diagrame za vsa štiri preiskovana jekla. Odvisnost velikosti kristalnega zrna od stopnje deformacije je v vseh primerih dobro razvidna — čim večja je stopnja deformacije, manjše je rekristalizirano kristalno zrno. Vendar tudi v primerih jasno izraženih kritičnih rekristalizacij pri jeklih JMP 10 in JMP 15 pri 650 in 700°C velikost kritičnih kristalnih zrn ni pretirano velika, saj dosega največ 5,5 do 6 po ASTM. Pri temperaturah pod 650°C pri JMP 10 in JMP 15 in pri vseh temperaturah in stopnjah deformacije pri jeklih JMP 50 Cr in JMP 80 MnCr pa dobimo vedno:

a) določen interval stopenj deformacij, pri katerih je rekristalizacija nepopolna in zato zrna ne dosežejo kritičnih velikosti,

b) velikosti zrn, ki so manjše od 8 po ASTM (povprečna površina zrn 500 μm ali manjša) in tvorijo strukture, ki jih prištevamo med izredno drobnozrnat.

Pri JMP 50 Cr in JMP 80 MnCr opazimo zanimiv pojav, da največja zrna — čeprav sorazmerno še vedno zelo drobna, 8 po ASTM — dobimo na 650°C. To kaže na sorazmerno majhno hitrost nukleacije in že dovolj veliko gibljivost kristalnih mej.

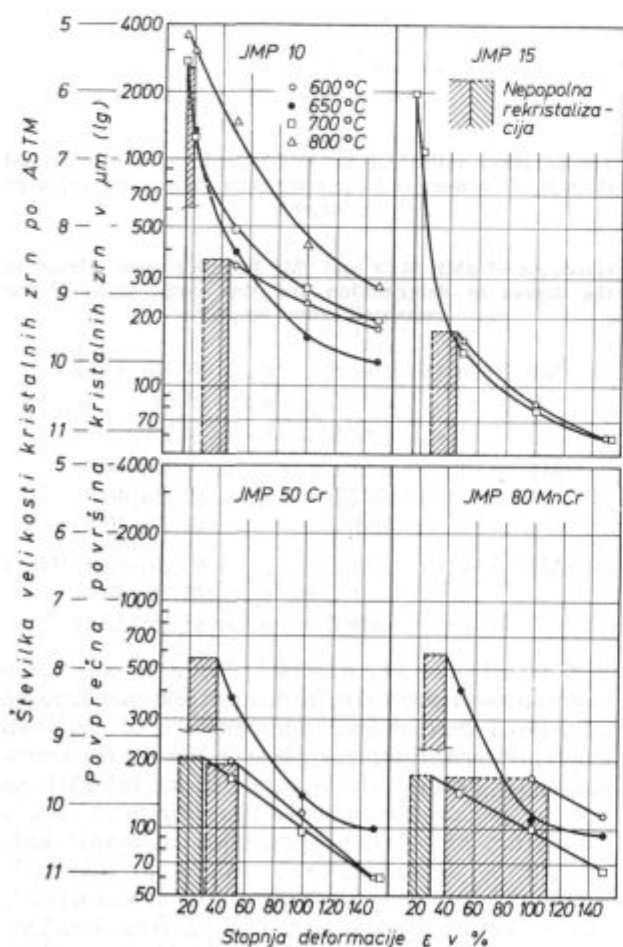
Na diagramu za jeklo JMP 10 (slika 10) je prikazana tudi krivulja za temperaturo 800°C, na kateri dobimo v splošnem največja kristalna zrna. Če upoštevamo še rezultate pri trdotah, omenjene v prejšnjem poglavju, lahko trdimo, da ta temperatura ne pride v poštev za žarjenje hladno deformiranih delov.

Omenili smo že, pa tudi iz opisanih diagramov je razvidno, da je končna trdota rekristaliziranih jekel odvisna od velikosti kristalnih zrn. To odvisnost prikazuje diagram na sliki 11. V logaritmčnih koordinatah trdote (H) in povprečne površine kristalnih zrn (F) je ta odvisnost

$$\lg H = \lg H_0 - k \lg F$$

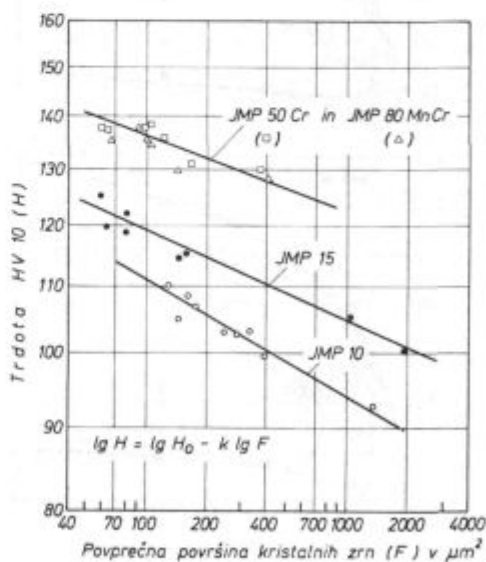
Funkcija je identična z Hall-Petchovo enačbo, ki opisuje odvisnost med mejo plastičnosti in povprečnim premerom zrn.

Metalografski posnetki. Na sliki 12 so prikazane strukture jekla JMP 10 po izotermičnih žarjenjih na temperaturah od 550 do 700°C. Na 550°C je rekristalizacija kljub dveinpolurnemu žarjenju nepopolna tudi pri največjih deformacijah. Najbolj popolno rekristalizacijo dosežemo



Slika 10  
Rekristalizacijski diagrame

Fig. 10  
Recrystallization diagrams



Slika 11  
Odvisnost trdote rekristaliziranih jekel od velikosti kristalnih zrn

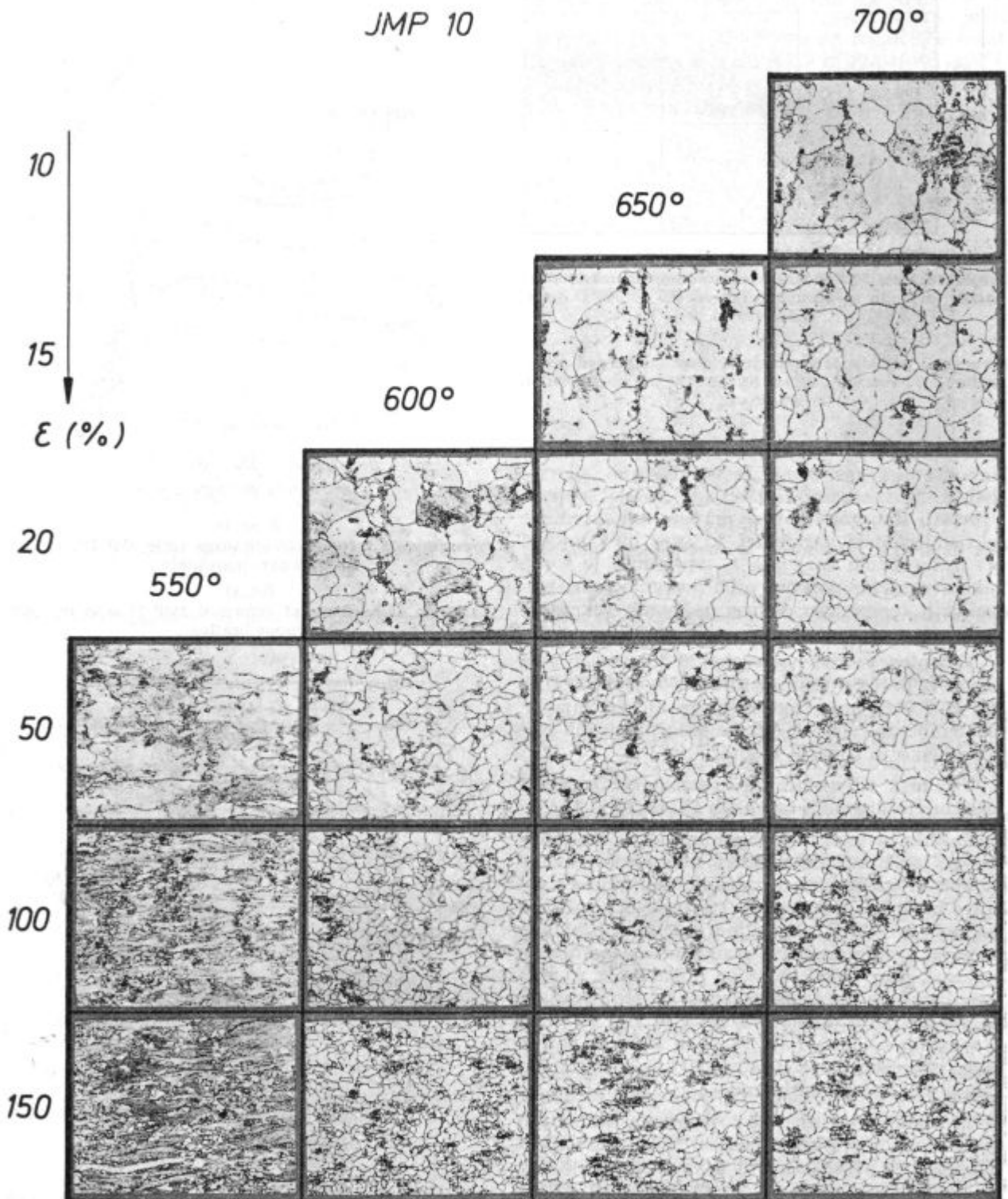
Fig. 11  
Relationship between the hardness of recrystallized steels and the grain size

še na 700° C, razen pri podkritičnih deformacijah; struktura z deformacijo 10 % ni rekristalizirana.

Slika 13 prikazuje žarilne strukture jekla JMP 80 MnCr. Značilne so izredno drobnoprinate strukture, ki nastajajo po velikih deformacijah.

### Kontinuirno segrevanje

Več vzorcev vseh jekel in deformacij smo dali v hladno peč in segrevali s konstantno hitrostjo 2° C/min. Ta način je torej približna simulacija re-

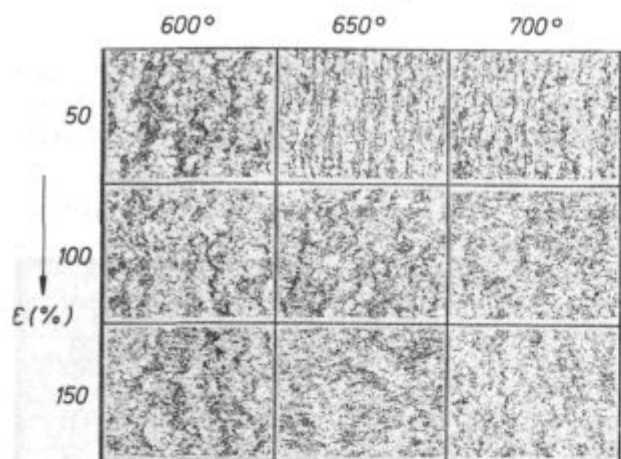


Slika 12

Strukture jekla JMP 10 po izotermičnih rekristalizacijskih žarjenjih na temperaturah od 550 do 700° C (povečanja 100 ×)

Fig. 12

Structures of JMP 10 steel after isothermal recrystallization annealing from 550 to 700° C (magnification 100 times)



Slika 13

Strukture jekla JMP 80 MnCr po izotermičnih rekrystalizacijskih žarjenjih na temperaturah od 600 do 700°C (povečanja 100 ×)

Fig. 13

Structures of JMP 80 MnCr steel after isothermal recrystallization annealing from 600 to 700°C (magnification 100 times)

kristalizacijskega žarjenja velike količine materiala naenkrat, pri čemer se ves material, ali vsaj tisti, ki je v sredini vložka, zelo počasi segreva. Ugotoviti smo hoteli, ali se pri tem kaj spremene rekrystalizacijski parametri, ki smo jih ugotovili pri izotermičnih žarjenjih — vprašanje je torej, kako eventualna poprava pred dosežem rekrystalizacijskih temperatur vpliva na potek rekrystalizacije.

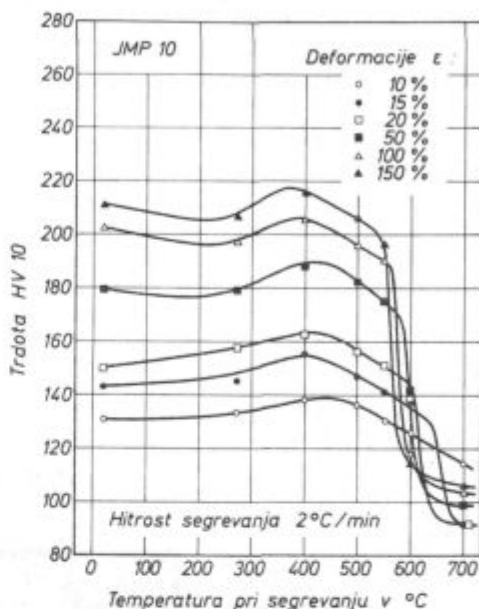
Komplete vzorcev vseh jekel in deformacij smo jemali iz peči pri temperaturah 270, 400, 500, 550, 600 in 700°C, brez izotermičnega zadrževanja na teh temperaturah. Vse vzorce smo pregledali metalografsko in izmerili trdote.

Trdote v odvisnosti od dosežene temperature prikazujejo diagrami na slikah 14, 15, 16 in 17.

Značilnost vseh teh diagramov je, da se deformirana jekla med 250 in 400°C utrjujejo. Nedvomno gre za izločevalno utrjevanje, ki prepreči popravo materiala. Izločevanje terciarnega cementita povzroči pri 400°C celo večje trdote kot jih je imel material v deformiranem stanju pri navadni temperaturi. Nad 400°C se začne popuščanje, ki ima jasno izraženo linearno odvisnost od temperature. Le pri legiranih jeklih JMP 50 Cr in JMP 80 MnCr in manjših deformacijah (10, 15 in 20 %) se kažejo zastoji popuščanja med 500 in 600°C, ki nastanejo zaradi preobrazbe karbidov.

To sekundarno utrjanje povzroči, da jeklo kljub počasnemu segrevanju doseže rekrystalizacijsko temperaturo praktično prav tako trdo, kot je bilo po hladni deformaciji. V nasprotju s tem lahko opazimo pri izotermičnih diagramih (slike 4 do 7), da so jekla malo pod rekrystalizacijski temperaturami že precej omehčana, pri deformacijah 150 % na primer za povprečno 40 HV.

Zaradi navedenega so rekrystalizacijske temperature pri kontinuiranem segrevanju (strmo zmanjšanje trdote) največ za 15° višje od tistih pri izotermičnih žarjenjih. Če upoštevamo še, da smo vzorce jemali iz peči brez zadrževanja na doseže-

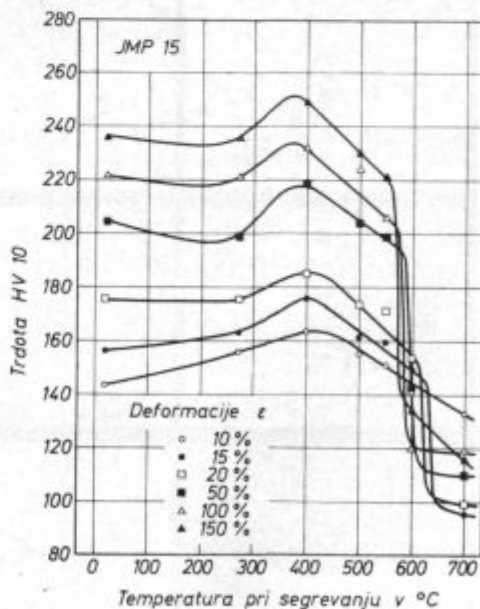


Slika 14

Spreminjanje trdote deformiranega jekla JMP 10 pri kontinuirnem segrevanju

Fig. 14

Variation of hardness of deformed JMP 15 steel in continuous heating



Slika 15

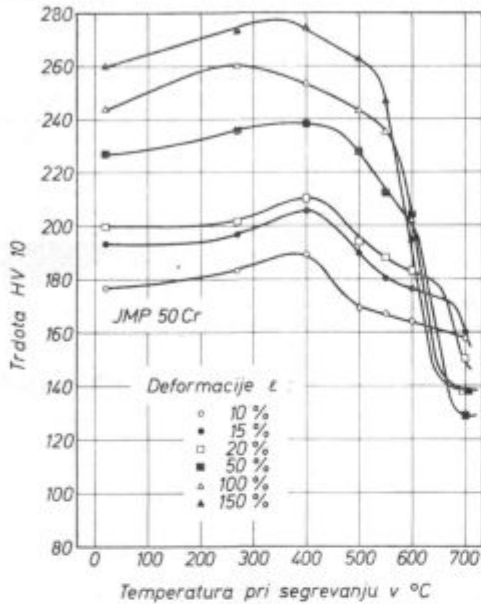
Spreminjanje trdote deformiranega jekla JMP 15 pri kontinuirnem segrevanju

Fig. 15

Variation of hardness of deformed JMP 15 steel in continuous heating

nih temperaturah in da so bili časi izotermičnih žarjenj, zlasti pri nižjih temperaturah sorazmerno dolgi, lahko trdimo, da način segrevanja ne vpliva na rezultat rekristalizacijskega žarjenja.

Metalografske primere rekristalizacij, doseženih pri segrevanju do 600°C, kaže slika 18. Jeklo

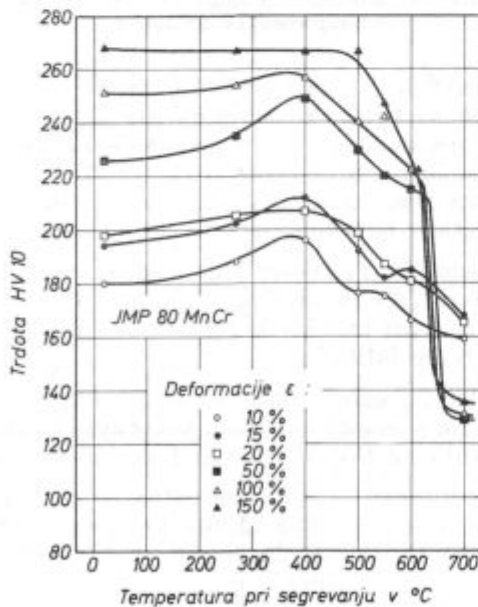


Slika 16

Spreminjanje trdote deformiranega jekla JMP 50 Cr pri kontinuirnem segrevanju

Fig. 16

Variation of hardness of deformed JMP 50 Cr steel in continuous heating



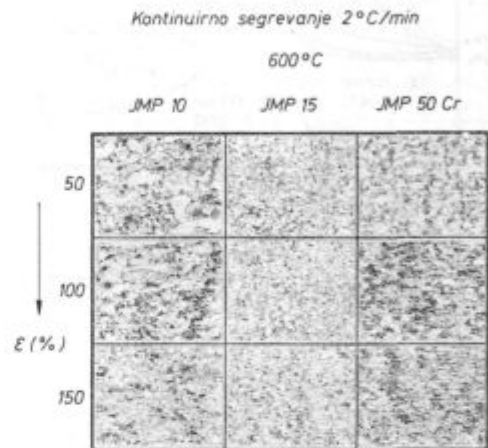
Slika 17

Spreminjanje trdote deformiranega jekla JMP 80 MnCr pri kontinuirnem segrevanju

Fig. 17

Variation of hardness of deformed JMP 80 Mn Cr steel in continuous heating

JMP 10 še ne rekristalizira, če je bila hladna deformacija 10, 15 ali 20 %, pri deformaciji 50 % opazimo okoli 20 % rekristalizacije, pri deformacijah 100 in 150 % pa 40, oziroma 95 % rekristalizacije. To se popolnoma sklada z meritvami trdot in ustreznimi krivuljami na sliki 14. Podobne rezultate kaže jeklo JMP 15, medtem ko jeklo JMP 50 Cr kaže pri večjih deformacijah šele začetke rekristalizacij. Jeklo JMP 80 MnCr pri 600°C še ne rekristalizira, le pri 150-odstotno deformiranem vzorcu smo opazili začetno nukleacijo.



Slika 18

Strukture deformiranih in kontinuirno segrevanih JMP jekel

Fig. 18

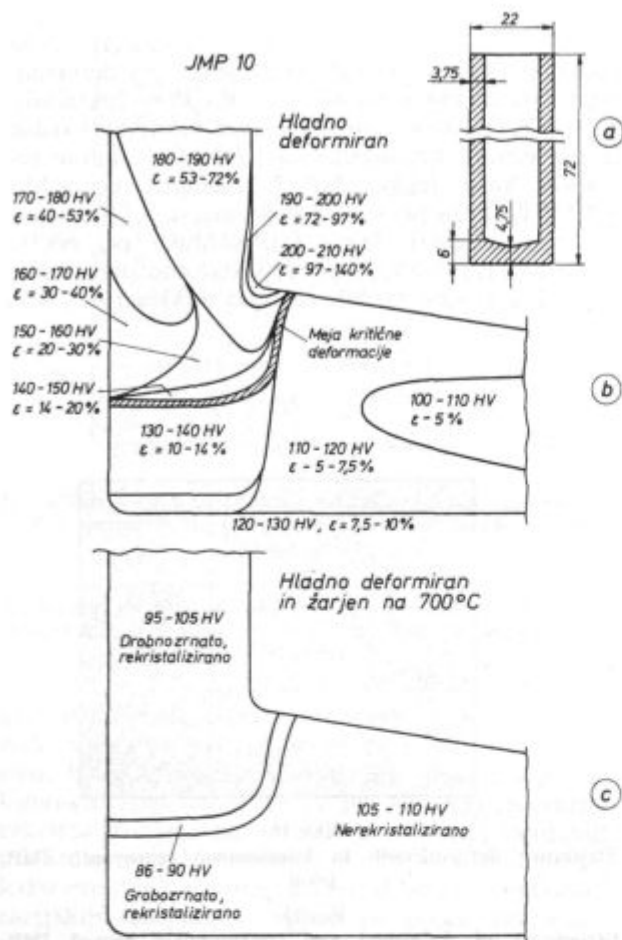
Structures of deformed and continuously heated JMP steel

**Preiskavi masivno preoblikovanih izdelkov**

Namen teh raziskav je bil ugotoviti realno stanje deformacij in rekristalizacijskih struktur v dveh izdelkih, ki imata velik deformacijski gradient. Ta izdelka bomo označevali z A in B.

**Izdelek A:** Izdelan je iz valjastega kosa jekla JMP 10 z vtiskavanjem luknje, oziroma proti smernim iztiskavanjem materiala (slika 19 a). Preiskovani kos je druga in končna operacija iztiskavanja.

Najprej smo izmerili trdote po vzdolžnem preseku izdelka. Slika 19 b kaže področja trdot v enakih intervalih 10 HV. Glede na to, da je določena utrditev, oziroma trdota posledica določene stopnje deformacije, smo po diagramu na sliki 1 določili tudi deformacije v teh področjih. Slika kaže, da je gradient deformacij zelo velik, saj sega od nekaj odstotkov do 140 %. Čeprav ni bil naš namen študirati toka materiala, vidimo, da lahko s poznavanjem utrjevalne krivulje materiala in meritvami trdot zelo dobro določimo te tokove pri hladnem preoblikovanju. Dno izdelka, ki je bilo pred iztiskavanjem debelejšje, je rezervoar materiala, ki pri deformiranju teče v stene izdelka. Med malo deformiranim dnom in steno nastaja ozek pas (šrafirani del na sliki 19 b), ki je deformiran za približno 15 %.



Slika 19

Trdote izdelka A v deformiranem in žarjenem stanju

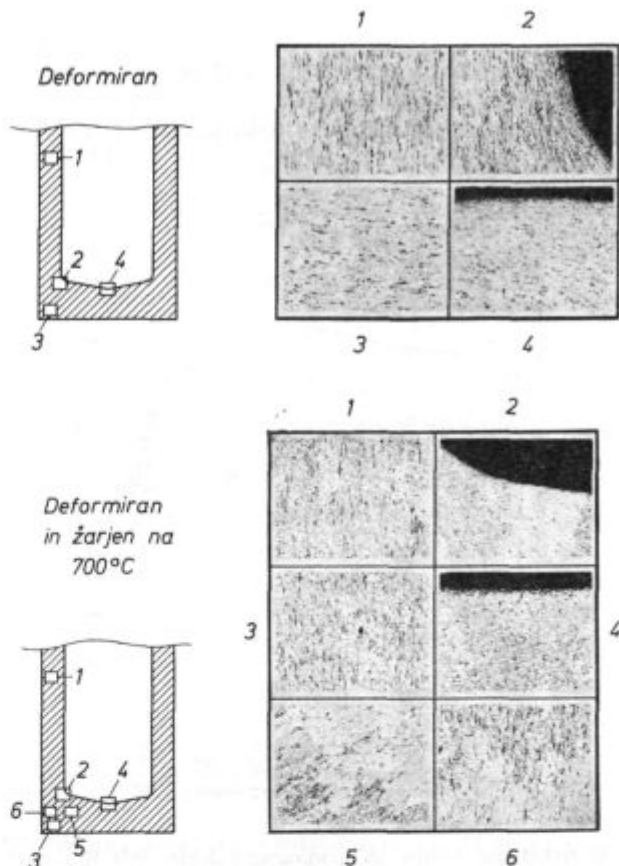
Fig. 19

Hardness of the product A in deformed and annealed state

Surove kose smo žarili na temperaturah 600, 650, 700 in 800°C. Opisali bomo žarjenje na 700°C (ker iz prejšnjih rezultatov vemo, da je to optimalna temperatura) in 800°C, ker nam je znano, da ponekod na tej temperaturi žarijo masivno preoblikovane izdelke.

Žarjenje na 700°C da interesantne rezultate, ki pa so popolnoma v skladu z našimi ugotovitvami v prejšnjih poglavjih. Slika 19c kaže, da ostane dno izdelka, ki je bilo deformirano do 14%, nerekrystalizirano. V pasu med dnom in steno, na meji med deformacijami do 14% in večjimi, nastaja ozek pas kritično rekrystaliziranega materiala s sorazmerno grobimi kristalnimi zrni in zato tudi najnižjo trdoto.

Strukture deformiranega in na 700°C žarjenega izdelka A so prikazane na sliki 20. Na steni, posebno pa še na notranjem prehodu med dnom in steno, opazimo precej močno deformacijo. Rekrystalizirane strukture so povsod sorazmerno drobnozrnate, razen v že omenjenem kritično deformiranem pasu.



Slika 20

Strukture deformiranega in na 700°C žarjenega izdelka A (povečanja 50x)

Fig. 20

Structure of deformed product A annealed at 700°C (magnification 50 times)

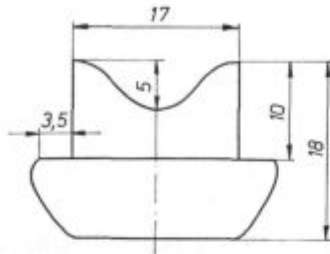
Strukture po žarjenju na 800°C so glede zrna-tosti enake kot po žarjenju na 700°C, le da je pas grobe rekrystalizacije nekoliko širši in potegnen tudi do manjših deformacij (12%). Trdote pa so za povprečno 5 HV večje, kar je posledica transformacije v lamelarni perlit.

**Izdelek B:** Preiskave tega izdelka smo naredili v presekih po simetrični osi in tudi sicer na isti način kot pri izdelku A. Jeklo ima več ogljika in je kvalitete JMP 15.

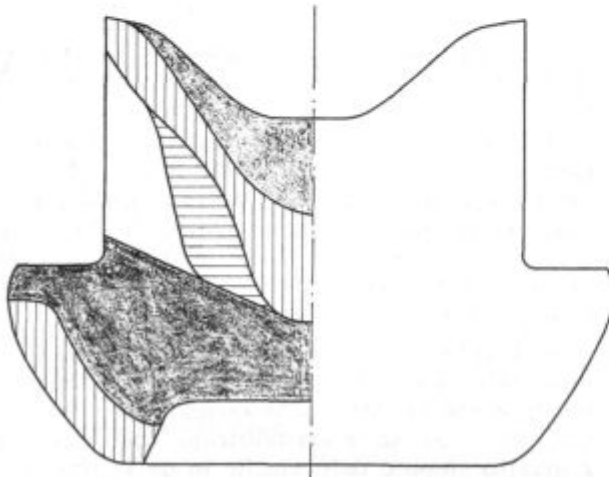
Slika 21 kaže obliko, mere in deformacijske gradiente v preseku izdelka. Deformacije, posnete iz krivulje za JMP 15 na sliki 1, dosegajo 95%.

Deformacijske in žarilne strukture na značilnih mestih prikazuje slika 22. Strukture po rekrystalizaciji so še bolj drobnozrnate, kar je posledica večje količine cementitnih delcev. Zaradi istega vzroka tudi nismo nikjer opazili izrazite grobozrnate rekrystalizacije. Ima pa izdelek nerekrystalizirana področja, ki ustrezajo področjem deformacij do okoli 15% na sliki 21.

Trdota po žarjenju na 700°C je precej homogena in znaša 100 do 105 HV.



Material JMP 15  
Stisnjeno iz valja  $\varnothing 15,7\text{mm}$



	140 - 160 HV, $\epsilon = \text{do } 5\%$
	160 - 180 HV, $\epsilon = 5 - 25\%$
	180 - 200 HV, $\epsilon = 25 - 50\%$
	200 - 220 HV, $\epsilon = 50 - 95\%$

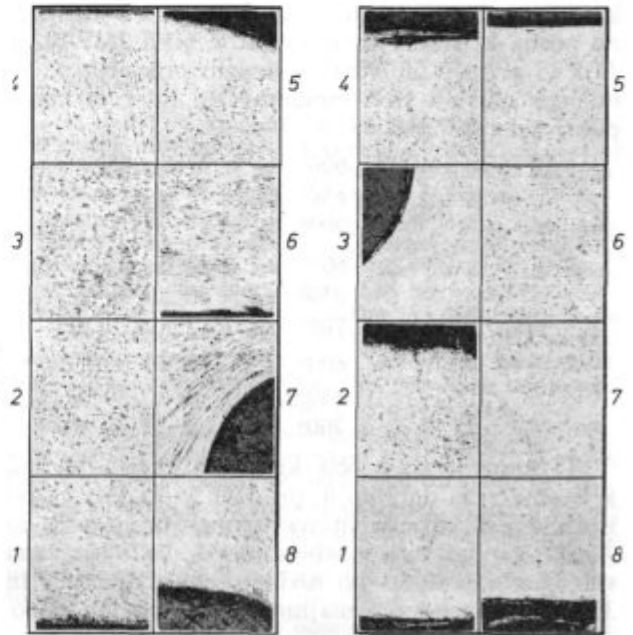
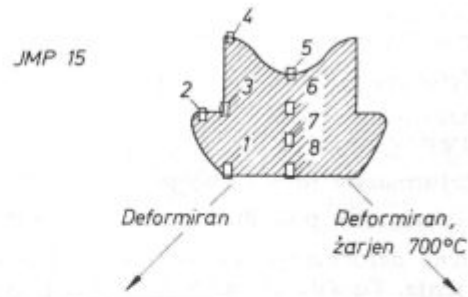
Trdote v žarjenem stanju : 700 °C : 100-105 HV  
800 °C : 125-135 HV

Slika 21  
Trdote izdelka B v deformiranem stanju  
Fig. 21  
Hardness of product B as deformed

Po žarjenju na 800 °C je struktura glede zrnati-  
sti podobna, trdota pa bistveno večja, od 125 do  
135 HV. To je razumljivo, ker ima jeklo JMP 15  
sorazmerno precej več ogljika kot JMP 10.

## SKLEPI

Jekla vrste JMP uporabljamo za hladno masiv-  
no preoblikovanje. Lastnosti teh jekel, predvsem  
velika čistoča, brezhibna površina in ustrezna  
struktura, omogočajo velike hladne deformacije.  
Z različnimi postopki preoblikovanja je tako možno  
izdelati zelo raznolike izdelke. Deformirani izdelki  
pa imajo lahko po svojem volumnu zelo različne  
deformacije.



Slika 22  
Strukture izdelka B po deformiranju in žar-  
jenju na 700 °C (povečanja 50×)

Fig. 22  
Structure of product B after deformation and  
annealing at 700 °C (magnification 50 times).

Z opisano raziskavo smo ugotovili, kako se ta  
jekla rekristalizirajo, kako je kinetika rekristaliza-  
cije odvisna od temperature, stopnje deformacije,  
načina segrevanja in kakšne so rekristalizacijske  
strukture. Vzorce ustrezne valjaste oblike smo  
tlačno deformirali 10, 15, 20, 50, 100 in 150 %.  
Raziskali smo tudi dva hladno deformirana izdel-  
ka, v katerih sta deformacijska gradienta od 5 do  
140 %, oziroma od 5 do 95 %.

Rezultate lahko strnemo v naslednje sklepe in  
priporočila:

1. Vsa štiri JMP jekla se utrjujejo po znani  
potenčni funkciji  $H = a \cdot \epsilon^n$ , ki v logaritmirani obli-  
ki da premico utrjevanja.

Eksponenti utrjevanja  $n$  ( $\text{dlg}H/\text{dlg}\epsilon = \text{hitrost}$   
utrjevanja) znašajo:

JMP 10	$n = 0,185$
JMP 15	$n = 0,165$
JMP 50 Cr	$n = 0,143$
JMP 80 MnCr	$n = 0,145$

2. Spodnje rekrystalizacijske temperature so pri jeklih JMP 10, JMP 15 in JMP 50 Cr

— za deformacije 50 % in večje 575° C  
 — za deformacije pod 50 % 625° C  
 pri jeklu JMP 80 MnCr pa

— za deformacije 50 % in večje 600° C  
 — za deformacije pod 50 % nad 650° C

3. Kritične deformacije so odvisne od temperature žarjenja. Tipično kritično deformacijo, pri kateri poteče rekrystalizacija do konca v sorazmerno groba kristalna zrna, imata le jekli JMP 10 in JMP 15 pri 650 in 700° C, v drugih primerih pa je določen ožji ali širši temperaturni interval nepopolne rekrystalizacije:

JMP 10 in JMP 15:	600°	$\epsilon_{kr} = 27$ do 45 %
	650°	$\epsilon_{kr} = 15$ %
	700°	$\epsilon_{kr} = 13$ %
JMP 50 Cr:	600°	$\epsilon_{kr} = 33$ do 55 %
	650°	$\epsilon_{kr} = 20$ do 40 %
	700°	$\epsilon_{kr} = 12$ do 30 %
JMP 80 MnCr:	600°	$\epsilon_{kr} = 40$ do nad 100 %
	650°	$\epsilon_{kr} = 25$ do 40 %
	700°	$\epsilon_{kr} = 17$ do 30 %

4. Sorazmerno groba kritično rekrystalizirana kristalna zrna dobimo le pri JMP 10 in JMP 15 po kritični deformaciji in na temperaturah 650 do 700° C. Vendar tudi v teh primerih nastajajo zrna velikosti največ 5,5 po ASTM. Jekli JMP 50 Cr in JMP 80 MnCr pa pri majhnih deformacijah nepo-

polno rekrystalizirata, pri večjih pa v drobnozrnate strukture. V splošnem so rekrystalizirana kristalna zrna — razen prej omenjenih primerov — vedno manjša od 8 po ASTM.

5. Trdota rekrystaliziranih jekel je odvisna od velikosti kristalnih zrn po enačbi

$$\lg H = \lg H_0 - k \lg F,$$

ki je identična s Hall-Petchovo enačbo.

6. Žarjenje nad  $A_c1$  (800° C) nima nobenih prednosti, trdota se celo nekoliko poveča zaradi transformacije v lamelarni perlit. Pri jeklu JMP 80 MnCr pa je tako žarjenje še posebno nepriporočljivo, ker lahko nastajajo trde prehodne strukture.

7. Počasno kontinuirno segrevanje bistveno ne spremeni razmer rekrystalizacije preiskovanih jekel.

8. Preiskali smo dva hladno masivno preoblikovana izdelka, eden iz jekla JMP 10 z gradientom deformacije od 5 do 140 %, drugi iz jekla JMP 15 z gradientom deformacije od 5 do 95 %. Optimalne rezultate da žarjenje na 700° C. Nekoliko bolj grobo zrno da le jeklo JMP 10, če so v izdelku tudi področja skritično deformacijo okoli 13 %.

9. V splošnem lahko priporočamo za vsa jekla vrste JMP rekrystalizacijsko žarjenje na temperaturah od 650 do 700° C. Čas žarjenja mora biti dovolj dolg, da se rekrystalizirajo tudi področja z manjšo stopnjo deformacije in da se omehčajo tista področja, ki zaradi podkritične deformacije ne rekrystalizirajo.

## ZUSAMMENFASSUNG

Stähle der Sorte JMP werden für die Kaltmassivumformung angewendet. Die Eigenschaften dieser Stähle, vor allem ein hoher Reinheitsgrad, eine tadellose Oberfläche und ein geeignetes Gefüge, ermöglichen einen hohen Kaltumformungsgrad. Mit verschiedenen Verfahren der Kaltumformung ist es möglich sehr verschiedenartige Erzeugnisse zu fertigen.

Mit der beschriebenen Untersuchung haben wir festgestellt, wie diese Stähle rekrystallisieren, wie die Kinetik der Rekrystallisation von der Temperatur, dem Verformungsgrad, von der Erwärmungsart abhängig ist und wie das Rekrystallisationsgefüge aussieht. Die Proben von einer zylindrischen Form haben wir durch eine Druckbelastung um 10, 15, 20, 50, 100 und 150 % verformt. Wir haben auch zwei durch die Kaltumformung hergestellten Erzeugnisse untersucht, in welchen der Verformungsgrad von 5 bis 150 %, bzw. von 5 bis 95 % betrug. Die Ergebnisse können mit folgenden Entschlüssen und Empfehlungen zusammen gefasst werden:

Alle vier JMP Stahlsorten verfestigen sich nach der bekannten funktion

$$H = a \cdot \epsilon^n$$

welche in der logarithmischen Form eine Gerade für die Verfestigung ergibt. Die Exponenten der Verfestigung betragen 0.143 bis 0.185.

Die unteren Rekrystallisationstemperaturen sind bei den Stählen JMP 10, JMP 15 und JMP 50 Cr

— 575° C für den Verformungsgrad 50 % und mehr  
 — 625° C für den Verformungsgrad kleiner als 50 %  
 und bei dem Stahl JMP 80 MnCr

— 600° C für den Verformungsgrad 50 % und mehr  
 — 650° C für den Verformungsgrad kleiner als 50 %

Der kritische Verformungsgrad ist von der Glüh Temperatur abhängig. Einen typischen Verformungsgrad bei welchem die Rekrystallisation bis zum Ende in verhältnismässig grobe Kristallkörner übergeht, haben nur die Stähle JMP 10 und JMP 15 bei 650° und 700° C. In diesen zwei Fällen ist der kritische Verformungsgrad 15 bzw. 13 %. Bei den Stählen JMP 50 Cr und JMP 80 MnCr bestehen Intervalle der kritischen Verformungsgrade bei welchen die Rekrystallisation nicht bis zum Ende verläuft. Der kritische Verformungsgrad für eine vollkommene Rekrystallisation kann auch über 50 % betragen.

Verhältnismässig grob rekrystallisierte Kristallkörner können nur bei JMP 10 und JMP 15 nach der kritischen Verformung und auf Temperaturen 650° C bis 700° C erhalten werden. Es entstehen jedoch auch bei diesen Fällen Kristallkörner, welche nicht grösser als 5.5 nach ASTM sind.

Die Stähle JMP 50 Cr und JMP 80 MnCr rekrystallisieren bei kleinem Verformungsgrad nur unvollkommen, während beim grösseren Verformungsgrad ein feinkörniges Gefüge



entsteht. Im allgemeinen sind die rekristallisierten Kristallkörner — ausser in erwähnten Fällen — immer kleiner als 8 nach ASTM.

Die Härte der rekristallisierten Stähle ist von der Grösse der Kristallkörner nach der Gleichung:

$$\lg H = \lg H_0 - k \lg F$$

abhängig. Diese ist identisch der Hall-Petch Gleichung.

Das Glühen über  $A_{c1}$  hat keinen Vorteil, die Härte wird wegen der Transformation in Lamellarperlit sogar etwas grösser. Bei dem Stahl JMP 80 MnCr ist ein solches

Glühen noch weniger empfehlenswert, weil ein hartes Übergangsgefüge auftritt.

Ein langsames kontinuierliches Erwärmen verändert die Verhältnisse bei der Rekristallisation nicht.

Im allgemeinen kann für alle JMP Stähle ein Rekristallisationsglühen auf Temperaturen von 650° bis 700° C empfohlen werden. Die Zeit der Glühung muss lang genug sein, dass auch die Bereiche mit einem kleineren Umformungsgrad rekristallisieren und dass jene Bereiche erweichen, welche wegen der unterkritischen Umformung nicht rekristallisieren können.

## SUMMARY

JMP steel is used for cold volume forming. Properties of this steel, mainly great purity, perfect surface, and the corresponding structure enable high cold deformations. By various methods of cold forming pieces of different shapes can be made.

The described investigation revealed the way of recrystallization of this steel, relationship between the kinetics of recrystallization, the temperature, the degree of deformation, and the way of heating, and finally also the recrystallization structures. Cylindrical samples were compressed 10, 15, 20, 50, 100, and 150 %. Also two cold formed products with deformations from 5 to 150 % and 5 to 95 % were investigated. The results enable for following conclusions and proposals:

All four JMP steel are hardened according to the known power function  $H = a \cdot \epsilon^n$  which in logarithmic form gives line for hardening. The powers are between 0.143 and 0.185.

The lower temperatures of recrystallization of JMP 10, JMP 15, and JMP 50 Cr steel are 575° C for deformations 50 % and higher, and 625° C for deformations lower than 50 %, while of the JMP 80 MnCr steel they are 600° C for deformations 50 % and higher, and 650° C for deformations lower than 50 %.

Critical deformations depend on the annealing temperature. A typical critical deformation at which the recrystallization is completed by a relatively coarse grains was found only with JMP 10 and JMP 15 steel at 650 and 700° C respectively. In these two cases the critical deformation

was 15 and 13 % respectively. In JMP 50 Cr and JMP 80 MnCr steel only intervals of critical deformation exist at which recrystallization is not completed. Critical deformation for complete recrystallization can exceed even 50 %.

Relatively coarse recrystallized grains are obtained only in JMP 10 and JMP 15 steel at the critical deformation and the respective temperatures 650 and 700° C. Also these crystal grains were not bigger than 5.5 by ASTM scale. JMP 50 Cr and JMP 80 MnCr steel at low deformations do not recrystallize completely while at higher deformations fine-grained structure is obtained. In general, the recrystallized grains with the exception of previously mentioned cases are always smaller than 8 by ASTM scale.

Hardness of the recrystallized steel depends on the grain size according to the equation  $\log H = \log H_0 - k \log F$  which is identical with the Hall-Petch equation.

Annealing above  $A_{c1}$  gives no priorities, hardness is even slightly increased due to the transformation into lamellar pearlite. In JMP 80 MnCr steel such annealing is especially unrecommendable since hard transition structures are formed.

Slow continuous heating does not change the recrystallization conditions.

In general, the recommended recrystallization annealing for all JMP steel is between 650 and 700° C. The annealing time must be long enough that recrystallization takes place also in regions of lower deformations and that the regions which do not recrystallize due to subcritical deformation are softened.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Для холодного массивного преобразования употребляют стали марок JMP. Благоприятные свойства этих сталей, т. е. большая чистота, безупречная поверхность и соответствующая структура позволяют выполнять большие холодные преобразования. С разными способами холодного преобразования возможно изготовить очень различные изделия.

С рассмотренным исследованием определены каким образом происходит рекристаллизация этих сталей, зависимость кинетики рекристаллизации от темп-ры, от степени преобразования и от способа нагревания. Приведены также структуры рекристаллизации. Образцы цилиндрической формы подвергали прессованию на 10, 15, 20, 50, 100 и 150 %. Рассмотрены также два изделия при которых градиент деформации представлял от 5 до 150 %, относительно 5 до 95 %. Результаты исследования можно объединить в следующие заключения:

Все четыре марки JMP сталей упрочняют по известной функции

$$H = a \cdot \epsilon^n,$$

которая в логарифмической форме дает прямую упрочнения. Экспоненты упрочнения составляют 0,143 до 1,185.

Нижние темп-ры рекристаллизации при сталях JMP 10, JMP 15 и JMP 50 Cr следующие:

- при деформациях 50 % и свыше 575° Ц
  - при деформациях меньше 50 % 625° Ц
- при стали марки JMP 80 MnCr:
- при деформациях 50 % и свыше 600° Ц
  - при деформациях меньше 50 % 650° Ц

Критические деформации зависят от темп-ры отжига. Тщательную критическую деформацию, при которой процесс рекристаллизации протекает до конца в сравнительно грубые кристаллические зерна, имеют только стали марок JMP 10 и JMP 15 при 650 и 700° Ц. При этих двух примерах критическая деформация составляла 15 и 13 %. При сталях JMP 50 Cr и JMP 80 MnCr существуют интервалы критических деформаций при которых рекристаллизация не протекает до конца. Критическая деформация для полной рекристаллизации может превышать даже и 50 %.

Сравнительно грубые кристаллические кристаллы зерна можно получить только при сталях JMP 10 и JMP 15 после критической деформации и при темп-рах 650 до 700° Ц. Хотя также при этих примерах образуются кристаллы зерна величины меньше 5,5 по ASTM. Стали JMP 50 Cr и JMP 80 MnCr кристаллизуются при низких деформациях неполно, при высоких же, в виде

мелкозернистой структуры. В общем рекристаллизованные кристаллы зерен, кроме выше упомянутых примеров всегда меньше  $\delta$  по АСТМ.

Твердость рекристаллизованных сталей зависит от величины кристалльных зерен по уравнению  $\log H = \log H_0 - k \log F$ , которая тождественна уравнению Hall-Petch-a.

Отжиг выше  $A_c$  не дает никаких преимуществ, причем, вследствие преобразования в пластинчатый перлит, твердость

даже немного увеличивается. Такой отжиг в особенности не рекомендуется при стали марки JMP 80 MnCr так как образуются переходные твердые структуры. Медленный, непрерывный нагрев не изменяет условия рекристаллизации.

В общем для всех сталей JMP рекомендуется рекристаллизационный нагрев при темп-ах между 650—700° Ц. Длительность отжига должно продолжаться довольно долго, чтобы произошла рекристаллизация также участков с меньшей степени деформации, а также и смягчение участков, которые вследствие докритической деформации не рекристаллизуются.

# O vzroku za stabilnost evtektičnega niobijevega karbonitrida v avstenitu pri ogrevanju varivnega jekla, legiranega z niobijem

UDK: 669.112.228.2; 669.15-194:669.293 621.385.833

ASM/SLA: M21e, Ay-n

F. Vodopivec, M. Gabrovšek in B. Ralić

V posebnih pogojih kristalizacije nastaja v varivih jeklih z dodatkom niobija niobijev karbonitrid evtektičnega videza (sl. 1). Na prisotnost podobnega karbonitrida v jekleni litini, legirani z niobijem so opozorili Hannaerz, Lindborg in Lehtinen (1), ki so izrazili mnenje, da nastaja karbonitrid s precipitacijo iz avstenita pri temperaturi pod 1400°C. V našem primeru je oblika in razdelitev karbonitridnih zrn jasno kazala, da je karbonitridna faza nastala iz ostankov meddendritne taline, obogatene z niobijem.

Metalografske in mikrofraktografske preiskave so pokazale, da razpoke sledijo intergranularnim ploščicam in evtektičnim kolonijam (sl. 2). To kaže, da je verjetno karbonitrid vzrok za nastanek notranjih razpok v slabih jekla z 0,19 % C, 1,46 % Mn, 0,42 % Si, 0,014 % N, 0,045 % Nb, 0,053 V in 0,047 % Al.

Elektronska mikroanaliza je pokazala, da vsebujejo karbonitridne tvorbe poleg niobija še vanadij in titan v manjši količini.

Kvantitativna analiza je pokazala, da je v posameznih zrnih poleg niobija, ogljika in dušika, ki niso bili analizirani, še 2,9 % Ti, 0,85 % V in

3,2 % Fe, ni pa mangana in aluminijsa. Z defokusiranim snopom elektronov je bilo ugotovljeno, da je v evtektičnih kolonijah 7,7 % karbonitrida, kar je manj od evtektične sestave v kvazibinarnem sistemu NbC-Fe, ki sta ga objavila Guha in Kolar (2). Prisotnost evtektika kaže, da je v jeklih te vrste niobij malo topen v delta feritu v prisotnosti ogljika in dušika. Očitno nastane evtektik zaradi neravnovežnega strjevanja. Pri tem se ne porabi pri peritektični reakciji z legiranimi elementi bogata talina, ki je nastala med kristalizacijo delta ferita, čeprav bi to pričakovali po sistemu Fe-C in sestavi jekla. Iz te preostale taline pri ohlajanju kristalizira avstenit, talina se zato bogati z ogljikom, dušikom in niobijem in se končno strdi pri temperaturi, ki je verjetno blizu evtektični temperaturi 1310°C, katero sta Guha in Kolar določila za sistem NbC-Fe.

Preizkuse raztapljanja Nb karbonitrida smo izvršili v temperaturnem intervalu 1150 do 1300°C, to je pri temperaturah, ki ustrezajo ogrevanju jekla za toplo valjanje. Vzorci so bili izrezani iz slabov z debelino 200 mm.

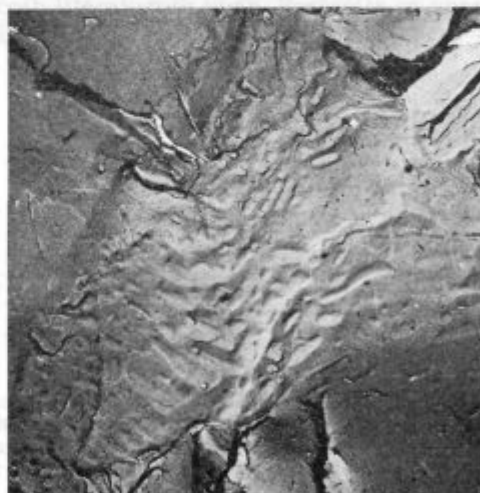


Slika 1,  $\times 100$

Vzorec iz slaba. Karbonitridni evtektik po dendritnih mejah v jeklu Nioval 47

Fig. 1  $\times 100$

Sample of slab. Carbonitride eutectic on dendritic boundaries in Nioval 47 steel.



Slika 2,  $\times 4500$

Indirektna replika. Odtis kolonije evtektičnih zrn v razpoki v jeklu Nioval 47

Fig. 2  $\times 450$

Indirect replica. Print of the colony of eutectic particles in the crack in Nioval 47 steel

dr. Franc Vodopivec je samostojni raziskovalec na Metalurškem Inštitutu v Ljubljani.

dr. Marin Gabrovšek je direktor TKR v Železarni Jesenice  
Boško Ralić je višji tehnik na Metalurškem Inštitutu v Ljubljani

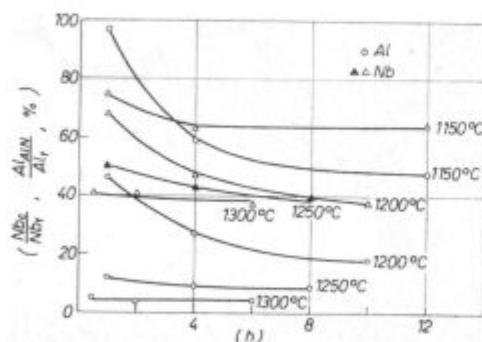
Po različno dolgih ogrevanjih so bili vzorci kaljeni v vodi in podvrženi mikroskopski preiskavi ter kemični določitvi niobijevega karbonitrída in aluminijevega nitrida. Obe fazi sta bili izolirani iz jekla po Beeghlyjevem postopku. O nekaterih rezultatih tega dela smo poročali že drugod (3).

Na sl.3 vidimo kinetiko izotermnega raztapljanja Al nitrida in Nb karbonitrída pri različnih temperaturah. Tópnost Al nitrida sledi klasičnemu izrazu za topnostni produkt  $\log(NxAl) = A + B/T$ , ki ga je postavil Darken.

Raztapljanje nitrida v avstenitu je relativno hitro pri visoki temperaturi. Predstavo o hitrosti dobimo, če upoštevamo, da sta ravnotežni koncentraciji doseženi prej kot po eni uri ogrevanja pri 1250° C in prej kot v pol ure pri 1300° C. Pri 1300 C dosega neraztopljena količina Al nitrida mejo občutljivosti analitske metode, ki je 0,001 % N vezano v AlN.

Izotermna topilna kinetika za niobijev karbonitrid je drugačna. Raztapljanje ni končano pri 1300° C in je rezidualna vsebnost po končanem raztapljanju pri 1200, 1250 in 1300° C približno enaka. Oblika kinetičnih krivulj pove, da se del začetne vsebnosti karbonitrída hitro raztopi v avstenitu, na drugi del pa ogrevanje do 1300° C vpliva razmeroma malo. Raztapljanje tega dela niobijevega karbonitrída ne sledi topnostnemu produktu, kot velja za niobijev karbonitrid, ki nastane z izločanjem iz avstenita pri ohlajanju jekla. Pregled topnostnih produktov, ki so jih določili različni avtorji, sta objavila Nordberg in Aronson (4).

Mikroskopske preiskave so pokazale, da ogrevanje do 1300° C ne vpliva pomembno na količino in obliko zrn evtektičnega niobijevega karbonitri-

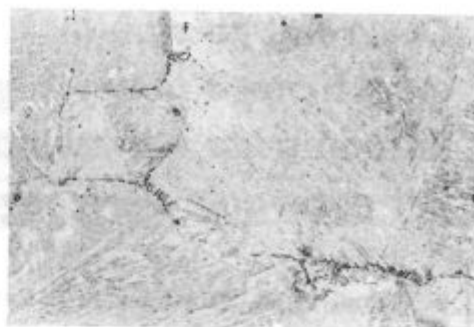


Slika 3

Odvisnost med trajanjem ogrevanja in količina Al, oziroma Nb, ki sta vezana v nitridu, oziroma karbonitridu. Na ordinati je relativna količina vezanih elementov proti celotni količini Nb v jeklu, oziroma količini Al, ki se lahko veže z N v jeklu ( $Al_0 = 0,027\%$ )

Fig. 3

Relationship between the heating time and the amount of Al and Nb bound into nitride and carbonitride respectively. Relative amount of bound elements compared to the total amount of Nb in steel and the amount of Al respectively which can be bound to N in steel is on y-axis. ( $Al_0 = 0.027\%$ )



Slika 4,  $\times 100$

Karbonitridni evtektik v jeklu Nioval 47 po 6-urnem ogrevanju pri 1300° C in kaljenju v vodi

Fig. 4  $\times 100$

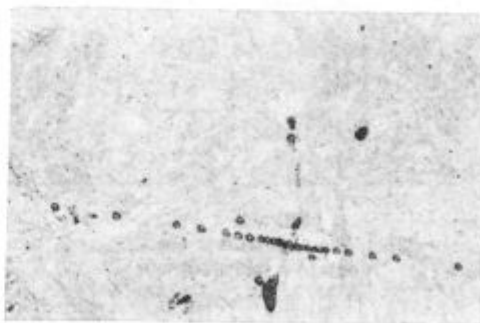
Carbonitride eutectic in Nioval 47 steel after 6 hour annealing at 1300° C and quenching in water

da (sl. 4). Analiza po Debye-Scherrerju je pokazala, da je karbonitrid tipa MeC. Iz kinetičnih krivulj in objavljenih podatkov o topnosti niobijevega karbonitrída v varivih jeklih nismo mogli opredeliti vzroka za stabilnost evtektične oblike tega karbonitrída. Zato smo izvršili še nekatere analize z elektronskim mikroanalizatorjem. Te so pokazale, da v slabih ni zaznavne razlike v količini niobija, ki je v avstenitu v bližini evtektičnih zrn karbonitrída in daleč od njih.

Nasprotno je bilo po topilnem ogrevanju jeklo ob karbonitridnih tvorbah znatno bogatejše z niobijem kot daleč od njih.

Slika 5 kaže črto kontaminacijskih točk pravokotno na dendritno mejo z evtektičnimi karbonitridnimi izločki. Po tej črti smo napravili analizo porazdelitve niobija v trdni raztopini po ogrevanju jekla pri 1300° C.

Mikroanalizator pokaže celotno vsebnost niobija v jeklu, to je niobij, ki je vezan v obliki zelo drobnih izločkov reda velikosti  $10^{-6}$  cm, in niobij, ki je v trdni raztopini v feritu in je bil torej v ogretem jeklu raztopljen v avstenitu.



Slika 5,  $\times 500$

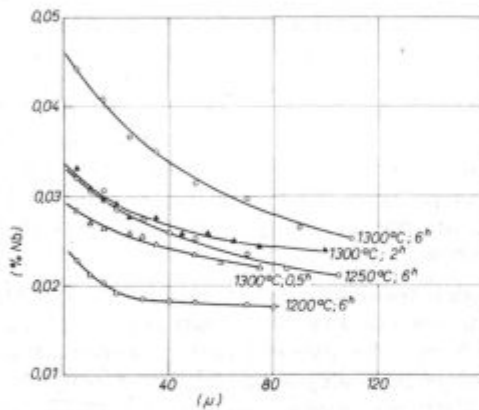
Kontaminacijske točke po črti, na kateri je bila izvršena analiza z elektronskim mikroanalizatorjem. Vzorec je bil 6 ur ogrevan pri 1300° C in kaljen v vodi

Fig. 5  $\times 500$

Contamination spots on the line of the analysis by electron probe microanalyser. The sample was annealed 6 hours at 1300° C and quenched in water

Sistematične analize so omogočile, da smo določili koncentracijo niobija, ki je bil v raztopini v avstenitu na mejni površini evtektični karbonitridni izločki — avstenit in gradient koncentracije v difuzijski zoni v odvisnosti od temperature in trajanja ogrevanja.

Pri konstantnem trajanju ogrevanja raste ta koncentracija s temperaturo ogrevanja (sl. 6), pri konstantni temperaturi pa raste koncentracija parabolno s trajanjem ogrevanja (sl. 7). To pove, da majhna hitrost raztapljanja evtektičnega niobijevega karbonitrida gotovo ni posledica premajhne topnosti karbonitrida v avstenitu. Dva pojavi bi lahko razložila počasno raztapljanje: eden je majhna difuzijska hitrost niobija v avstenitu, tako mnenje zastopajo že citirani Hannaerz in sodelavci (1), drugi pa je počasna razgradnja karbonitrida na mejni površini avstenit — karbonitridna zrna, oz. počasen prehod niobija, ogljika in dušika

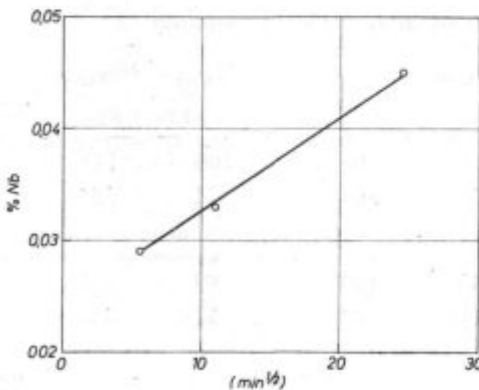


Slika 6

Profil koncentracije niobija v bližini karbonitridnih zrn po različnih ogrevanjih in kaljenju vzorcev v vodi

Fig. 6

Niobium profile close to carbonitride particles after various annealing and quenching the samples in water



Slika 7

Odvisnost med trajanjem ogrevanja pri 1300°C in koncentracijo Nb, ki je v raztopini v avstenitu na mejni s karbonitridnimi zrn

Fig. 7

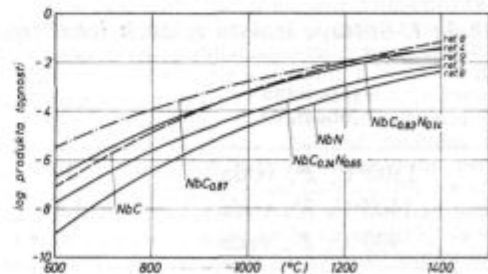
Relationship between the time of annealing at 1300°C and the Nb concentration dissolved in austenite on the boundary with carbonitride grains

iz karbonitrida v avstenit. Poglejmo, kako se ujemajo z eno in drugo predpostavko naša poizkusna dognanja.

Če bi hitrost raztapljanja kontroliral difuzijski tok niobija od karbonitridnih zrn v avstenit in bi bila hitrost razgradnje karbonitridne faze velika, bi pričakovali konstantno, od časa ogrevanja praktično neodvisno vsebnost niobija na mejni površini avstenit—karbonitridno zrno. Teorija difuzijskega prenosa v trdnem skozi različne faze pravi, da bi morala biti vsebnost niobija na tej mejni površini enaka topnosti niobija v avstenitu pri temperaturi ogrevanja. Zaradi tega bi se v difuzijski zoni s časom zmanjševal gradient koncentracije niobija, kar bi imelo za posledico zmanjšanje hitrosti difuzijskega procesa od mejne površine v notranjost avstenita, zmanjšanje hitrosti reakcije na mejni površini, in končno, zmanjšanje hitrosti raztapljanja karbonitrida. Ker proces kontrolira difuzijski pojav, mora kinetika slediti v prvem približku parabolni odvisnosti. Rezultati pa kažejo, da je v mejah natančnosti analize kinetika linearna, na mejni površini pa raste koncentracija niobija v raztopini v avstenitu. Eno in drugo je zanesljiv dokaz, da hitrost raztapljanja ne kontrolira difuzijski prenos niobija od karbonitridnih zrn v avstenit, temveč neka reakcija na mejni površini avstenit—karbonitridna zrna. Podoben proces na mejni površini kontrolira raztapljanje zrn karbida bogatega s kromom v jeklu z 1 % C in 1,5 % Cr (5).

Evtektična karbonitridna zrna so večinoma lamelarne oblike. Zato se med raztapljanjem mejna površina malo spreminja in je kinetika skoraj linearna.

Niobijev karbonitrid je v avstenitu mnogo manj stabilen od niobijevega nitrida. Na sliki 8 vidimo topnostne krivulje, ki smo jih posneli po različnih literaturnih virih. Postavlja se vprašanje, ali ni morda vzrok za stabilnost evtektičnega kar-



Slika 8

Krivulje topnosti za niobijev karbonitrid različne sestave in niobijev nitrid, posnete po podatkih iz virov. Na ordinati je logaritem vrednosti zmnožka koncentracij niobija in ogljika, oziroma niobija in dušika, oziroma niobija in vsote dušika in ogljika

Fig. 8

Solubility curves for columbium carbonitride of various compositions and of niobium nitride, taken by various references. Y-axis represents the logarithms of products of niobium and carbon concentrations, of niobium and nitrogen concentrations, and niobium and of sum of nitrogen and carbon

bonitrída drugačna količina dušika v njem kot v izločkih, ki nastanejo s precipitacijo iz avstenita. Mogoče je tudi, da se med žarjenjem spreminja sestava karbonitrída.

V niobijevem karbonitrídu, ki nastaja s precipitacijo iz trdne raztopine, raste po navedbah literature razmerje  $C:(C + N)$  linearno z logaritmom razmerja  $C:N$  v jeklu. Po podatkih Meyerja, Bühlerja in Heisterkampfa (6) je za jeklo z 0,014 N in 0,19 % C razmerje  $C:(C + N) = 0,75$ . Drugi podatki navajajo (7), da je v mikrolegiranih jeklih to razmerje 0,85. Da bi se prepričali, ali je niobijev karbonitríd evtektičnega tipa enake sestave kot karbonitríd, ki nastaja z izločanjem iz avstenita, smo izvršili kontrolno analizo na vzorcih dveh šarž iste vrste jekla. Vzorce smo toplotno obdelali na dva načina: dve uri ogrevanja pri 1300° C in kaljenje v vodi ter isto topilno ogrevanje in dve uri izločilnega žarjenja pri 900° C. V prvem primeru je bil v jeklu le evtektični karbonitríd, v drugem pa tudi karbonitríd, nastal z izločanjem iz avstenita.

V jeklu je bil dušik vezan še v aluminijev nitrid, ni pa bilo dušika, vezanega v vanadijevem karbonitrídu, kajti ta je po navedbah literature (6) pri 900° C popolnoma raztopljen v avstenitu v maloogljčnih jeklih.

Rezultate teh poizkusov smo zbrali v tabeli 1.

Vidimo, da so vse vrednosti razreda velikosti 100 ppm ali še nižje, kar pomeni, da so možna večja odstopanja kot pri običajnih analizah. Načelno pa vrednosti držijo, saj je vsak rezultat povprečje najmanj 4 paralek. Obe vrsti izolata, tisti, ki ga dobimo iz jekla, ki je bilo topilno ogrevano pri 1300° C, in tisti, ki je bil izoliran iz jekla po izločilnem ogrevanju pri 900° C, se močno razlikujeta. V prvem primeru je izolata malo. To je razumljivo, saj je velika večina Al nitrida in Nb karbonitrída raztopljena v avstenitu, je pa v prvem izolatu bistveno več dušika vezanega z niobijem

kot po izločilnem žarjenju pri 900° C. Če predpostavimo, da je v karbonitrídu vsota vsebnosti elementov  $C + N = 1$ , potem se povprečno razmerje  $C:(C + N) = 0,83$  približuje vrednostim, katere literatura navaja za niobijev karbonitríd, ki nastaja s precipitacijo iz prenasičenega avstenita. V drugem karbonitrídu je razmerje  $C:(C + N) = 0,38$ , kar je znatno manj. Ne glede na možna odstopanja pri analizi kaže, da je evtektični niobijev karbonitríd bogatejši z dušikom kot karbonitríd, ki nastaja z izločanjem iz avstenita.

Po navedbah Nordberga in Aronsona je topnost niobijevega karbonitrída, ki nastane z izločanjem iz avstenita, zelo blizu topnosti karbida. Mori in sodelavci (7) navajajo za karbonitríd tipa NB ( $N_{0,66}C_{0,24}$ ) vrednost za topnostni produkt  $(\% Nb) \times [\% (C + N)] = 0,003$  pri 1300° C. V našem jeklu je vrednost produkta  $(\% Nb) \times [\% (C + N)] = 0,009$ . To je bistveno več in se zdi logična domneva, da se evtektični karbonitríd ni raztopil zato, ker ima premajhno topnost, ki je posledica večje količine dušika. S to enostavno razlago pa se ne ujema empirična ugotovitev, da raste s časom ogrevanja količina niobija, ki je v raztopini v avstenitu ob mejni površini s karbonitrídnimi zrni. Torej s trajanjem ogrevanja raste topnost, to pa pove, da topnostni produkt ni bil dosežen, ali pa da se spreminja z nadaljevanjem ogrevanja.

Model, osnovan na difuziji niobija v avstenitu, teh značilnosti procesa raztapljanja ne more razložiti. Torej je v procesu raztapljanja še ena reakcija, ki je počasnejša od difuzije niobija v avstenitu. Kritična presoja pokaže, da je ta reakcija verjetno sprememba sestave karbonitrídne faze v evtektičnih zrnih, zaradi katere se s podaljšanjem ogrevanja topnost povečuje. Mislimo, da bi lahko bila ta reakcija nadomeščanje dušika v karbonitrídnih izločkih z ogljikom. To ima, kot smo

Tabela 1. Sestava izolata iz dveh jekel tipa Nioval 47 po različni toplotni obdelavi

Jeklo	Toplotna obdelava	$N_{vez}$	$N_{AlN}$ ppm	$N_{karb.}$	$Nb_{karb.}$	$N_{karb.}$ at % $\times 10^6$	$Nb_{karb.}$	$\frac{N_{karb.}}{Nb_{karb.}}$
A	1300° C, 2 <sup>h</sup> , voda	29	14	15	140	100	151	0,66
	1300° C, 2 <sup>h</sup> , voda	120	110	10	360	71	387	0,18
	900° C, 2 <sup>h</sup> , voda							
B	1300° C, 2 <sup>h</sup> , voda	26	13	13	150	93	161	0,58
	1300° C, 2 <sup>h</sup> , voda	105	95	10	400	71	430	0,16
	900° C, 2 <sup>h</sup> , voda							

$N_{vez}$ : vsota dušika, ki je vezan v Al nitridu in v Nb karbonitrídu

$N_{karb.} = N_{vez} - N_{AlN}$

Sestave jekel v %

	C	Si	Mn	V	Nb	Al
A	0,19	0,38	1,26	0,07	0,042	0,041
B	0,20	0,45	1,44	0,08	0,044	0,034

že povedali, za posledico naraščanje topnosti karbonitridne faze v avstenitu.

Empirična potrditev te hipoteze ni enostavna glede na kompleksnost postopka točne elementarne analize karbonitridne faze v mikrolegiranih jeklih.

To delo je bilo opravljeno z materialno podporo UJZ Beograd.

#### Reference:

1. N. E. Hannaerz, U. Lindborg, and B. Lehtinen: JISI, 1968, 206, 68.
2. F. Guha and D. Kolar: J. Less Common Metals, 1972, 29, 33.
3. F. Vodopivec, M. Gabrovšek in B. Ralić: J. of Mat. Science 9, 1975, 324—326.
4. H. Nordberg and B. Aronson: JISI, 1968, 206, 1263.
5. F. Vodopivec: Arch. Eisenh., 1971, 42, 283
6. L. Meyer, H. E. Bühler in P. Heisterkamp: Thyssenforschung 3, 1971, 8—43.
7. T. Morri et al: Tetsu to Hagane 1964, 50, 911. Loc. cit: ref. 8.
8. R. C. Hudd, A. Jones in M. N. Kale: JISI 209, 1971, 121—125.
9. P. Mandry in W. Dornelas: Comptes Rendus, 1966, 263, 1118. Loc. cit: ref. 4.

## ZUSAMMENFASSUNG

Bei der Kristallisation der schweisbaren nioblegierten Stähle kann unter bestimmten Bedingungen auch eine eutektische Form des Niobkarbonitrides entstehen. Bei der Analyse im Elektronenmikroanalysator ist es festgestellt worden, dass diese Karbonitridkörner auch etwas Titan, Vanadium und Eisen enthalten. Der Anteil der Karbonitridphase im Eutektikum beträgt 7,7%. Aus der Entstehung dieses Eutektikums ist zu ersehen, dass der Niobkarbonitrid im Deltaferit nur wenig lösbar ist. Bis zu der Temperatur 1300°C löst sich diese Karbonitridform im Austenit mit einer Geschwindigkeit, welche zu klein ist, um eine technologische Bedeutung zu haben, während der Karbonitrid, welcher durch die Präzipitation aus dem übersättigten Austenit oder Ferrit in der festen Lösung entsteht, schon bei der Erwärmung auf 1200°C gelöst ist.

Der Lösungsprozess des eutektischen Karbonitrides folgt nicht dem Lösungsprodukt nach Darken; dieser ist für den Karbonitrid, welcher bei der Ausscheidung aus dem Austenit entsteht, gültig. Die Lösungskinetik der ersten Karbonitridform ist in den Grenzen der Analysenfehler

linear. Während der Lösung wächst mit der Zeit und der Erwärmungstemperatur die Menge des Niobs, welcher in der festen Austenitlösung, an der Grenze mit den Teilchen des eutektischen Karbonitrides ist. Aus dem Stahl ist der eutektische Karbonitrid und Karbonitrid, welcher aus übersättigtem Austenit entsteht, isoliert worden. Das Verhältnis  $C/(C+N)$  ist im ersten 0,38 und zweiten 0,83. Der eutektische Karbonitrid ist demnach reicher an Stickstoff. Die Löslichkeit des Niobkarbonitrides im Austenit ist kleiner als die Löslichkeit des Niobkarbides. Wir vermuten deshalb, dass der Lösungsprozess des eutektischen Karbonitrides nur in dem Ausmass verläuft in wieviel dessen Lösungsprodukt wegen der Austauschreaktion mit Austenit, bei welcher sich im Karbonitrid ein Teil des Stickstoffes mit dem Kohlenstoff aus dem Austenit ersetzt, vergrößert wird. Empirische Ergebnisse bestätigen diese Möglichkeit indirekt, eine direkte Bestätigung ist zur Zeit wegen der ungenügenden Genauigkeit der chemischen Analyseverfahren für kleine Isolatmengen noch problematisch.

## SUMMARY

In crystallization of weldable steel alloyed with niobium also eutectic form of niobium carbonitride can be formed in special conditions. Electron microanalysis revealed that carbonitride grains contain also some titanium, vanadium and iron while eutectic contains 7.7% of the carbonitride phase. Appearance of this eutectic indicates that solubility of niobium carbonitride in delta iron is low. Up to 1300°C the rate of dissolving of this carbonitride in austenite is too low to be technologically important while carbonitride due to precipitation from oversaturated austenite or ferrite in solid solution was found already dissolved in heating to 1200°C.

The process of dissolution of eutectic carbonitride does not follow the Darken's law of the solubility product. It is valid for the carbonitride formed by precipitation from austenite. Dissolution kinetics of the first carbonitride type shows linearity in the limits of analytical error. During the

dissolution the amount of niobium in solid solution in austenite on the boundary with particles of eutectic carbonitride increases with the time and temperature of annealing. Eutectic carbonitride and carbonitride precipitated from the oversaturated austenite were isolated from steel. The ration  $C/(C+N)$  was found 0.38 for the first case and 0.83 for the second one. The eutectic carbonitride is thus richer in nitrogen. Solubility of niobium carbonitride in austenite is lower than of niobium carbide. Therefore it is supposed that the dissolution process of eutectic carbonitride progresses so long till its solubility product increases due to the exchange reaction with austenite in which a part of nitrogen in carbonitride is substituted by carbon from austenite. Empirical results indirectly confirm this possibility while direct confirmation is questionable at the moment because of too low accuracy of chemical analytical methods for small amounts of isolates.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

При кристаллизации сваривающих сталей легированных с ниобием может в отдельных условиях образоваться также эвтектическая форма карбонитрида ниобия. Анализ с электронным анализатором показал, что зерна этого карбонитрида содержат также незначительное количество титана, ванадия и желе-

за, причем эвтектик содержит 7,7% карбонитридной фазы. Образование этого эвтектика указывает, что карбонитрид ниобия незначительно растворяется в дельта феррите. До 1300°C этот вид карбонитрида растворяется в аустените с скоростью которая так незначительна, что не имеет технологического значе-

ние. В сравнении с этим видом карбонитрида, который образуется при преципитации из перенасыщенного аустенита или феррита в твердом растворе растворяется уже при согревании при 1200° Ц.

Процесс растворения эвтектического карбонитрида не следует продукту растворимости по Даркину, что действительно только на карбонитрида, который образуется выделением из аустенита. Кинетика растворения первой формы карбонитрида протекает линейно, в границах аналитических ошибок. С повышением температуры нагрева и увеличением длительности процесса количество ниобия, который находится в твердом растворе аустенита, на границе с частицами эвтектического карбонитрида, увеличивается. Из стали

изолировали эвтектический карбонитрид и карбонитрид, который образуется из перенасыщенного аустенита. Установлено, что в первом отношении  $C / (C + N) = 0,38$ , а во втором 0,83. Это указывает, что эвтектический карбонитрид более богат с азотом. Растворимость карбонитрида ниобия в аустените меньше от растворимости карбида ниобия.

Которой часть азота карбонитрида замещается с углеродом из аустенита. На возможность этого предположения указывают косвенно эмпирически результаты. Прямое подтверждение пока еще проблематично, вследствие недостаточной точности методов химического анализа такого незначительного количества изологов.



# Uporaba transmisijske elektronske mikroskopije (TEM) pri metalurških raziskavah

DK: 620.187:621.385.833

ASM/SLA: M21e

Viktor Kraševac

*Pričujoče delo predstavlja kratek pregled razvoja, dosežkov in uporabe transmisijske elektronske mikroskopije (TEM), tj. metode, ki se je v zadnjih letih uveljavila v svetu kot ena izmed osnovnih tehnik pri raziskavah materialov. Namen dela je seznaniti bralca z osnovnimi principi delovanja elektronskega mikroskopa (EM), načinom priprave vzorcev in z možnostmi, ki jih TEM nudi. Na številnih praktičnih zgledih je prikazana uporabnost TEM pri metalurških raziskavah materialov.*

## TRANSMISIJSKA ELEKTRONSKA MIKROSKOPIJA

Do uporabe EM pri metalurških raziskavah materialov je prišlo razmeroma pozno, čeprav so bili številni 50 do 100 kV instrumenti z ločljivostjo 25 do 100 Å na trgu že takoj po koncu druge svetovne vojne. Vzrok temu je bila poleg neizkušeniosti v pripravljanju vzorcev tudi relativna nezainteresiranost za raziskave, ki so bile tedaj omejene na študij površin z različnimi repličnimi tehnikami. Leta 1949 pa je Heidenreich<sup>1</sup> uspelo stanjšati folijo deformiranega aluminija na debelino, ki je bila prozorna za elektrone v EM ter pokazati, da je možno na ta način dobiti pomembne podatke o mikrostrukturi materiala. V naslednjih nekaj letih je prišlo do široke uporabe TEM pri raziskavah materialov, predvsem zaradi uvedbe številnih novih in uspešnejših preparativnih tehnik, razvoja teorije uklonskega kontrasta, ki je bila potrebna za interpretacijo EM posnetkov, ter ne nazadnje zaradi izboljšave instrumenta z uvedbo elektromagnetnih leč in povečanjem ločljivosti pod 10 Å. Danes je TEM s približno 100-krat večjo ločilno sposobnostjo ter neprimerno večjo globinsko ostrino, kot jo ima optični mikroskop (OM), postala nepogrešljiva pri raziskovanju mikrostruktur, manjših od 1 µ, t. j. v področju, kjer je doslej le uklon rentgenskih žarkov lahko nudil nekatere statistične podatke. Določevanje velikosti, oblike in porazdelitve mikrostrukturnih tvorb, kot so skupni mrežnih defektov, razni izločki, pore itd., direktno s TEM je danes rutinsko delo mnogih raziskovalnih laboratorijev. Poleg tega TEM omogoča direktno opazovanje takih defektov, kot so

dislokacije, napake v zložitvi posameznih plasti atomov v kristalu, dvojčki, meje med zrnji, meje med feroelektričnimi oz. magnetnimi domenami, meje med posameznimi, z različno fazo urejenimi področji itd.; v kombinaciji s pripadajočo mikrodifrakcijo elektronov (uklon elektronov z omejenega dela opazovanega področja, glej sl. 1c) omogoča določevanje kristalografskih karakteristik teh defektov; s selektivnim upodabljanjem v temnem polju (sl. 1b) omogoča identifikacijo področij z različno strukturo, oz. orientacijo; in končno, ob uporabi posebnih naprav za hlajenje, oz. segrevanje ter mehansko deformacijo vzorca omogoča TEM spremljanje kinetike procesov pri raznih faznih premenah, izločanju drugih faz ter deformaciji in rekristalizaciji in situ v elektronskem mikroskopu.

Prispevek TEM znanosti v fiziki kovin je bil v zadnjih letih ogromen. Nedvomno najpomembnejši je bil prispevek TEM k uveljavitvi dislokacijske teorije pri tolmačenju procesov, ki povzročajo plastično deformacijo materialov. Nemalokrat so eksperimentalna odkritja celo usmerjala nadaljnji razvoj dislokacijske teorije. Študij mikrostrukturnih sprememb, ki spremljajo fazne preme v splošnem in martenzitne preme posebej, je bilo drugo področje, kjer so bile TEM raziskave izredno plodovite. Skoraj vse fenomenološke teorije o martenzitnih premenah so bile narejene na osnovi mikrostrukturnih karakteristik, dobljenih s TEM. Verjetno najštevilnejše in tehnološko najpomembnejše pa so TEM raziskave vpliva izločenih primesi, oz. interakcij med izločki in dislokacijami na mehanske lastnosti materialov. Posledica teh raziskav so bile v znatni meri izboljšane mehanske lastnosti mnogih tehnološko pomembnih materialov. TEM je postala nepogrešljiva tudi na mnogih drugih področjih, kot so študij radiacijskih poškodb v materialih, raziskave prehodov nered—red, proučevanje feroelektričnih in magnetnih struktur i. dr. Z ozirom na to ni nemesten zaključek, da se je TEM na področju raziskav materialov dokončno uveljavila kot ena izmed osnovnih raziskovalnih tehnik<sup>2</sup>.

## ELEKTRONSKI MIKROSKOP

Optična zgradba EM je v principu podobna zgradbi projekcijskega tipa OM, čeprav ima prvi običajno tristopenjsko povečavo. EM sestoji iz

dr. Viktor Kraševac je znanstveni sodelavec inštituta J. Stefan v Ljubljani

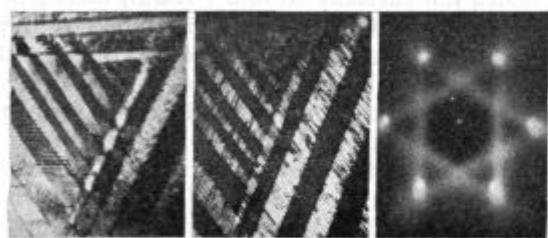
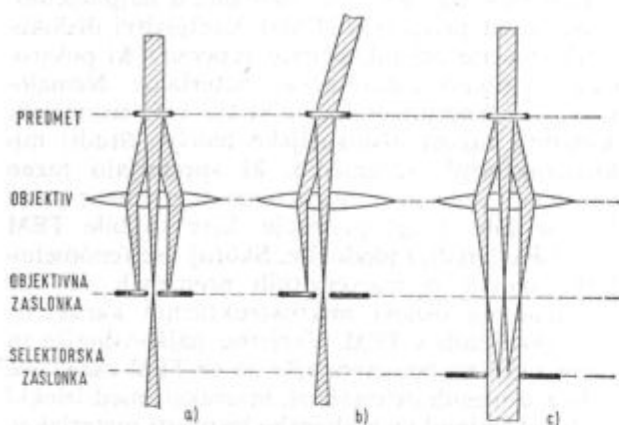
tako imenovane elektronske puške, ki daje snop elektronske svetlobe, ter sistema elektromagnetnih leč (sl. 1a), ki na elektronsko svetlobo učinkujejo podobno kot steklene leče na svetlobo v OM. Elektronska puška in leče so zaprte v evakuiran kovinski steber, da ne bi prišlo do prevelikega razsipanja elektronov na zračnih delcih. Valovna dolžina elektronov, ki so pri instrumentih standardne izvedbe pospešeni z napetostjo 100 kV, je 0.035 Å in je tisti dejavnik, ki je zaslužen za izredno visoko ločljivost EM (do ~ 3 Å!) v primerjavi z OM (~ 1 μ), kljub znatno večji sferični in kromatični aberaciji elektromagnetnih leč. Pri transmisijskem EM gre večina elektronov skozi vzorec, ki mora biti seveda primerno tanek — nekaj 100 do 1000 Å za elektrone z valovno dolžino 0.035 Å — del elektronov se absorbira in del sipa elastično ali neelastično. Elastično sipani elektroni nosijo podatke o morfologiji in kristaliničnosti vzorca ter o defektih v kristalni mreži vzorca, ki te elektrone sipa. Tudi neelastično sipani elektroni nosijo nekatere podatke, in sicer o elektronski strukturi atomov vzorca, vendar nas le-ta v danem primeru ne zanima. Neelastično sipani elektroni prispevajo le k »ozadju« TEM posnetka. Vsi elektroni, ki so šli skozi vzorec, se zbera v zadnji goriščni ravnini objektiva, kjer je nameščena tako imenovana kontrastna zaslonka, ki ima poseben pomen pri upodabljanju kristaliničnih metalurških vzorcev, ki

elektrone močno sipajo. S kontrastno zaslonko namreč lahko izberemo le določen del elektronov, prepuščenih v prvotni smeri ali sipanih v določeni smeri, tako da le-ti prispevajo k nastanku slike. V prvem primeru govorimo o sliki v svetlem polju (sl. 1a). Kontrast na taki sliki nastane zato, ker različna področja različno sipajo elektrone iz prvotne smeri (uklonski kontrast). V drugem primeru, ko k nastanku slike prispevajo le elektroni, sipani v določeni smeri zunaj smeri vpadnega žarka (sl. 1b), govorimo o sliki v temnem polju. Na taki sliki so svetli le tisti deli, ki sipajo elektrone v izbrani smeri, kar je izredno uporabno pri identifikaciji različno orientiranih področij, oz. faz, kot so zrna, dvojčki, oz. izločki. Tretji način upodabljanja je mikrodifrakcija. V tem primeru odstranimo kontrastno in namestimo selektivno zaslonko tja, kamor objektiv upodobi opazovano področje, ter upodobimo s pomočjo ostalih leč uklonsko sliko iz zadnje goriščne ravnine objektiva na zaslon (sl. 1c). Na ta način dobimo uklonsko sliko samo iz tistega področja, ki smo ga izbrali s selektivno zaslonko. S tem načinom upodabljanja dobimo podatke o kristaliničnosti vzorca, o relativni orientaciji opazovanega področja z ozirom na smer elektronskega snopa, o fazni sestavi opazovanega področja i. dr. Na sliki 1 je poleg shematičnega poteka žarkov pri vseh treh načinih upodabljanja — potek žarkov skozi naslednje dve povečevalni leči, ki jih običajno imenujemo vmesna leča in projektor zaradi trivialnosti ni prikazan — prikazan tudi primer vseh treh načinov upodobitve istega področja zlitine NiMn<sup>3</sup>. Na ta način je možno dobiti več podatkov z istega področja, kar močno olajša često dokaj zahtevno interpretacijo opazovanih pojavov.

### PRIPRAVA VZORCEV

V obdobju uvajanja TEM pri raziskavah materialov in tudi pozneje so bile v številnih priročnikih in knjigah opisane razne, često dokaj komplicirane tehnike pripravljanja vzorcev za TEM raziskave. Mnoge so bile pozneje opuščene, druge izboljšane, pojavile so se nove. V novejšem času je mogoče kupiti celo vrsto odličnih aparatov (ISO-MET, TENU-POL, aparatura za stanjševanje vzorcev z ionsko erozijo), ki so specializirane za posamezne faze pripravljanja vzorcev materialov, so pa precej drage in komplicirane. Mnogi laboratoriji raje uporabljajo enostavnejše naprave, ki jih je mogoče z manjšimi prilagoditvami uporabiti tudi za druge tehnike ali celo druge namene. V splošnem lahko rečemo, da pripravljanje vzorcev za TEM raziskave iz najrazličnejših materialov od kovin do keramike v principu ni večji problem.

Način priprave vzorcev iz kovinskih materialov je odvisen od vrste in namena raziskave. Tipično zaporedje faz v pripravljalnem postopku, med katerim ne sme priti do spremembe mikrostrukture, po dokončni toplotni ali mehanski obdelavi vzorca je naslednje:



Slika 1

Nastanek transmisijske slike v EM, a) slika v svetlem polju, b) slika v temnem polju, c) mikrodifrakcija. Primer: urejena področja v zlitini Ni<sub>1,05</sub> Mn<sub>0,95</sub>

Fig. 1

Formation of transmission electron micrograph a) bright field, b) dark field, c) selected area diffraction pattern. Example: ordered domains in Ni<sub>1,05</sub> Mn<sub>0,95</sub> alloy

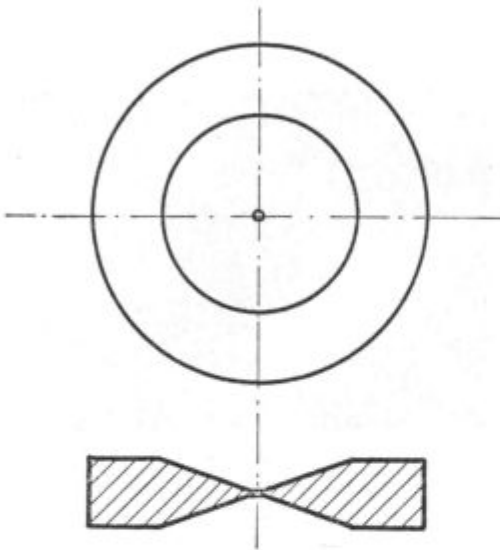
I) rezanje materiala na nekaj desetink milimetra debele ploščice z žično abrazivno žago

II) eventuelno rahlo mehansko brušenje obeh površin

III) izrezovanje okroglih ploščic s premerom približno 3 mm (premer utora na objektnem nosilcu EM) z votlim abrazivnim svedrom

IV) elektropoliranje ploščice z obeh strani, dokler ne pride do perforacije v sredini ploščice.

Rezultat opisanega procesa je shematično prikazan na sl. 2. Običajno je področje vzorca v neposredni bližini luknjice prozorno za elektronsko svetlobo v EM.



Slika 2

Končna oblika vzorca za TEM raziskave

Fig. 2

Final shape of a specimen for TEM investigations

### PRIMERI UPORABI TEM

Namen pričujočega poglavja je podati kratek pregled uporabe TEM pri študiju mikrostruktur, ki spremljajo plastično deformacijo, izločanje drugih faz, eutektoidne razpade, martenzitne preme-ne, prehod nered-red, magnetno urejanje, obsevanje materiala ter oksidacijo.

**PLASTIČNA DEFORMACIJA** Znano je, da proces plastične deformacije kristala, ki je izpostavljen strižni napetosti, poteka z usmerjenim zaporednim gibanjem dislokacij v določenih kristalografskih ravninah. V začetni stopnji procesa pride najprej do hitrega povečanja števila dislokacij, ki se nato z večanjem plastične deformacije še večja. Gibanje dislokacij je v začetni stopnji deformacije omejeno le na nekatere kristalografske ravnine, pozneje pa pride do drsenja tudi v drugih drsni sistemih, kar povzroči močne medsebojne vplive med dislokacijami. Posledica tega

je nastanek posebnih dislokacijskih porazdelitev, ki so tipične za posamezne kristalne strukture, vrsto, oz. hitrost deformacije ter temperaturo, pri kateri je do deformacije prišlo<sup>4</sup>. Na sl. 3 so prikazane enakomerno porazdeljene ravne dislokacije v zrnju železa, ki je bilo deformirano 7 % pri  $-135^{\circ}\text{C}$ . Na sliki 4 je prikazana dislokacijska struktura v jeklu z nizko vsebnostjo ogljika po utrujanju z nekaj tisoč cikli periodične obremenitve z amplitudo  $22\text{ kp/mm}^{2.5}$ . Dislokacijski pasovi — gost preplet dislokacij z različnih drsni sistemov — tvorijo tipično »celično« dislokacijsko strukturo. Na sl. 5 je vidna porazdelitev dislokacij v zlitini Fe-3.25 % Si, katere debelina je bila z valjanjem zreducirana za 20 %<sup>4</sup>. Razpoznavni so obrisi celične strukture. Na sl. 6 je prikazano področje vzorca, ki je bil deformiran na enak način kot v predhodnem primeru zatem pa segrevan 15 minut pri  $500^{\circ}\text{C}$ . V deformiranem kristalu je prišlo do rekristalizacije, t. j. do nastanka novih zrn, oz. podzrn, ki jih ločijo meje ( $\sim 10^6$  razlike v orientaciji), oz. podmeje (nekaj deset minut razlike v orientaciji)<sup>4</sup>. Na sliki 7 so vidni trije konkurenčni drsni pasovi, ki jih je sprostila obremenitev na udar (425 kbar, 1–2  $\mu\text{sek}$ ) v nerjavečem

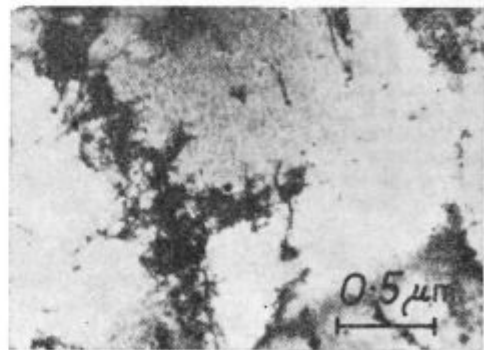


Slika 3

Dislokacije v Fe po 7 % deformaciji pri  $-135^{\circ}\text{C}$

Fig. 3

Dislocations in iron after 7 per cent strain at  $-135^{\circ}\text{C}$



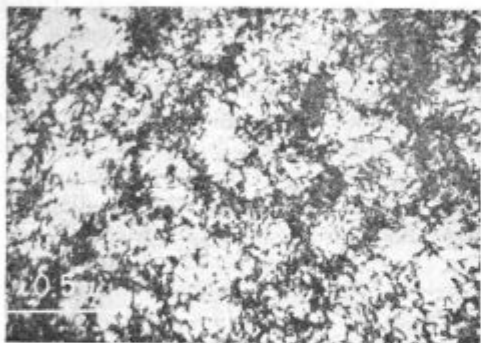
Slika 4

Dislokacijski pasovi v jeklu po utrujanju s periodično obremenitvijo

Fig. 4

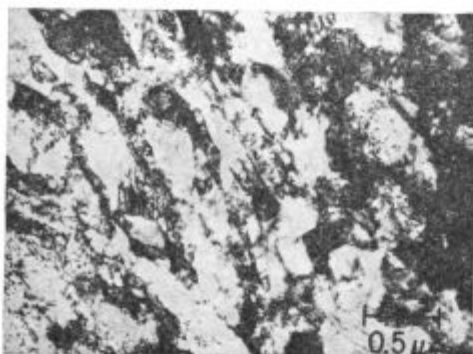
Dislocation band structure in steel after cyclic loading<sup>4</sup>

jeklu tipa 304<sup>6</sup>. Slika 8 kaže, kako je deformacijski dvojček v jeklu z 1 % C po obremenitvi na udar (200 kbar) skoraj prestrigel cementitne lamele<sup>7</sup>.



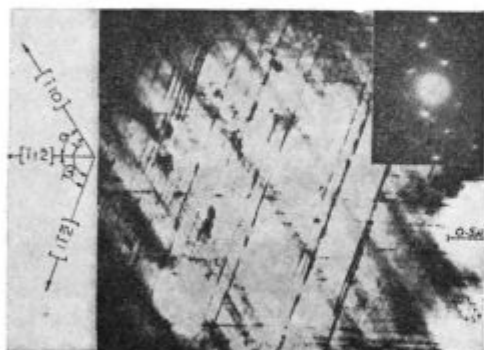
Slika 5  
Porazdelitev dislokacij v zlitini Fe-3.25 Si po 20 % redukciji z valjanjem<sup>1</sup>

Fig. 5  
The distribution of dislocations in Fe-3.25 Si alloy rolled 20 per cent<sup>1</sup>



Slika 6  
Nastajanje podzrn v materialu, ki je bil valjan ter zatem segrevan 15 min pri 500° C<sup>1</sup>

Fig. 6  
Formation of subgrains in rolled material annealed 15 min at 500° C<sup>1</sup>



Slika 7  
Drnsni pasovi v nerjavnem jeklu AISI 304 po obremenitvi na udar<sup>6</sup>

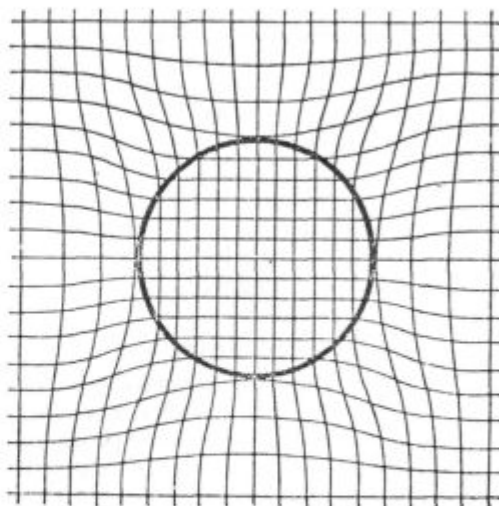
Fig. 7  
Slip bands in AISI 304 stainless steel after shock-loading<sup>6</sup>

**IZLOČANJE** Pod izločanjem pojmuemo proces izločanja drugih faz iz prenasičenih trdnih raztopin, pri čemer ne pride do bistvene spremembe kemične sestave raztopine (matrike). Proces sestoji iz nukleacije in rasti izločka, kar pomeni, da lahko ločimo n. pr. v EM naslednje zaporedje: nastanek con → vmesni izločki → ravnotežni izločki. Cone in vmesni izločki so popolnoma, oz. delno koherentni z matriko, kar pomeni, da se kristalni mreži matrike in cone, oz. izločka skoraj ujemata (sl. 9), medtem ko so ravnotežni izločki nekoherentni. Omenjeno zaporedje je posledica težnje sistema k minimalni prosti energiji, h kateri prispevata površinska in deformacijska energija, vendar so ti prispevki v posameznih stadijih procesa rasti različni. Doprinos površinske energije je večji med nukleacijo; izločki so zato v začetnem sta-



Slika 8  
Pojav deformacijskega dvojčka v perlitu po obremenitvi na udar<sup>7</sup>

Fig. 8  
Deformation twin in pearlite as an consequence of shock-loading<sup>7</sup>



Slika 9  
Zveza med kristalno mrežo matrike in koherentnega izločka

Fig. 9  
Relation between crystal lattices of matrix and coherent precipitate

diju koherentni, t. j. imajo deformirano kristalno mrežo, ki je podobna kristalni mreži matrike in koherentne stične ploskve, ker je za to potrebno manj energije. Tudi pozneje, ko izloček postane nekoherenten, sistem slej ko prej stremi za največjim možnim zmanjšanjem površinske energije, s tem da tvori take orientacije med matriko in izločkom, da so na mejnih površinah razlike med medatomskimi razdaljami obeh kristalnih mrež čim manjše. Posledica tega je, da imajo izločki obliko ploščic<sup>8</sup>.

Omenjeno zaporedje v izločevalnem procesu se odraža v dveh stopnjah utrjevanja med staranjem. Tvorba koherentnih con povzroči povečanje trdote. Vmesni izločki pa so lahko koherentni, kar povzroči nadaljnje povečanje trdote, ali samo delno koherentni, kar lahko povzroči ali povečanje ali zmanjšanje trdote. Ravnotežni izločki, ki so običajno nekoherentni, povzročijo vedno omehčanje sistema.

Na sl. 10 so prikazani enakomerno porazdeljeni izločki ( $\text{Ni}_3\text{Al}$ ) v avstenitnem jeklu s sestavo 25 % Ni - 15 % Cr - 0.8 % Al - 4 % Ti, ki je bilo žarjeno 1000 minut pri 860° C. Izločki, vidni v obliki dveh temnejših polkrogov, so koherentni z matriko<sup>9</sup>.

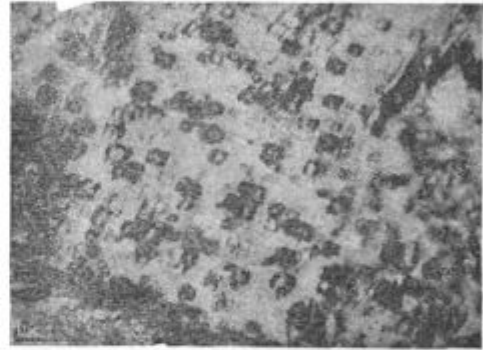
Na sl. 11 je prikazana začetna stopnja izločanja v Fe - 2.6 % N po žarjenju pri 250° C. Izločki  $\text{Fe}_4\text{N}$  imajo obliko slabo definiranih kock. Vidno je tudi preferenčno izločanje na mejah med zrnji<sup>10</sup>.

Slika 12 kaže začetno stopnjo izločanja karbida tipa  $\text{M}_{23}\text{C}_6$  ob dislokacijah v avstenitu s sestavo 24 % Ni - 25 % Cr - 0.3 % Ti - 0.04 % C, ki je bil žarjen 3 ure pri 750° C<sup>11</sup>.

Na sliki 13 so vidni ravnotežni izločki  $\text{Al}_2\text{O}_3$  v ARMCO železu z 0.24 % Al. Vzorec je bil interno oksidiran na zraku pri  $10^{-4}$  torr z 80-urnim segrevanjem pri 900° C<sup>12</sup>.

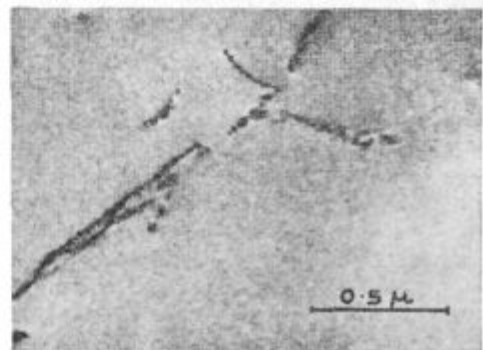
Sliki 14a in 14b predstavljata TEM posnetka istega področja jekla s 5 % Mo in 0.3 % C v svetlem, oz. temnem polju. Vzorec je bil najprej kaljen s 1200° C in nato popuščan pri 300° C. Posnetek

v temnem polju je bil narejen s cementitnim refleksom, kar pomeni, da svetla področja na sliki predstavljajo cementit. Lepo je vidno preferenčno izločanje cementita ob martenzitivni lameli<sup>13</sup>.



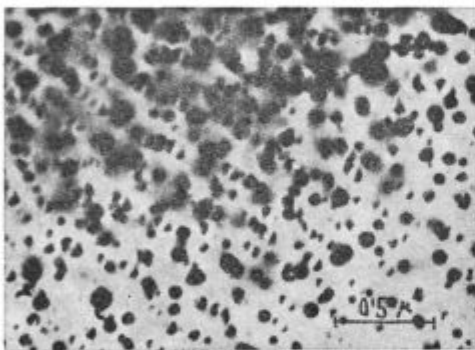
Slika 11  
Začetna stopnja izločanja  $\text{Fe}_4\text{N}$  po žarjenju Fe-2.6 % N pri 250° C<sup>10</sup>

Fig. 11  
The early stage of precipitation of  $\text{Fe}_4\text{N}$  after ageing at 250° C<sup>10</sup>



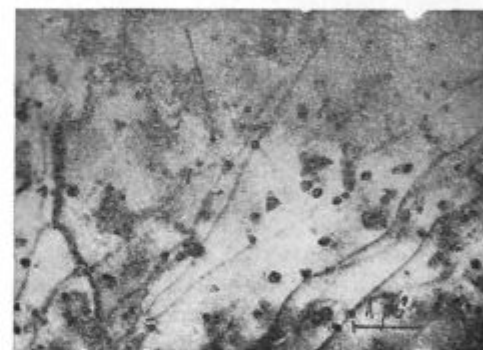
Slika 12  
Preferenčno izločanje karbida vrste  $\text{M}_{23}\text{C}_6$  ob dislokacijah v avstenitu po žarjenju pri 750° C<sup>11</sup>

Fig. 12  
Preferential precipitation of carbides of the type  $\text{M}_{23}\text{C}_6$  along dislocations in austenite after ageing at 750° C<sup>11</sup>



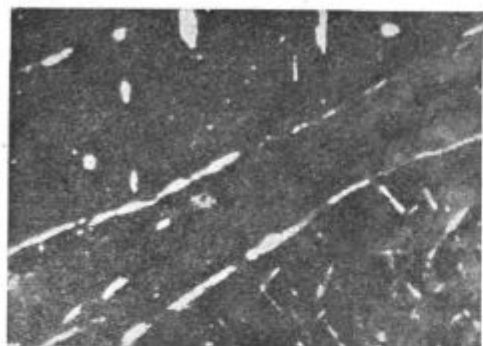
Slika 10  
Koherentni izločki  $\text{Ni}_3\text{Al}$  v avstenitnem jeklu po žarjenju pri 860° C<sup>9</sup>

Fig. 10  
Coherent precipitates of  $\text{Ni}_3\text{Al}$  in austenitic steel after ageing at 860° C<sup>9</sup>



Slika 13  
Ravnotežni izločki  $\text{Al}_2\text{O}_3$  v ARMCO železu z 0.24 % Al po interni oksidaciji pri 900° C<sup>12</sup>

Fig. 13  
Equilibrium precipitates of  $\text{Al}_2\text{O}_3$  in ARMCO iron with 0.24 % Al after internal oxidation at 900° C<sup>12</sup>



Slika 14

Preferenčno izločanje cementita ob martenzitni lameli po popuščanju pri 300° C. a) slika v svetlem polju, b) slika v temnem polju, posneta s cementitnim refleksom<sup>11</sup>

Fig. 14

Preferential precipitation of cementite at martensite lath after tempering at 300° C a) bright field, b) dark field taken with cementite reflection<sup>11</sup>

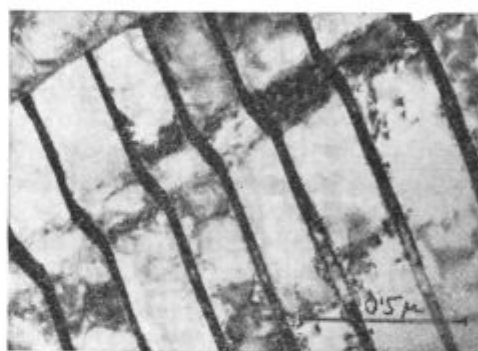
**EVTEKTOIDNI RAZPAD IN MARTENZITNA PREMENA** Pri eutektoidnem razpadu izhodna faza med hlajenjem razpade v dve novi fazi. Strukturi in sestavi novih faz se razlikujeta od strukture in sestave izhodne faze, kar pomeni, da proces ne more potekati brez difuzije.

Nedvomno najbolj znan zaradi izrednega tehnološkega pomena je eutektoidni razpad v sistemu Fe-Fe<sub>3</sub>C, kjer ploskovno centrirani kubični avstenit med ohlajanjem razpade v perlit, t. j. v prostorsko centrirani kubični ferit ( $\alpha$ -Fe) in ortorombski cementit (Fe<sub>3</sub>C). Eutektoidnega razpada ni mogoče obiti s hitrim ohlajanjem sistema, kot je to običajno mogoče pri izločevalnih procesih. V prvem primeru postane namreč visokotemperaturna faza prej nestabilna z ozirom na eutektoidni razkroj kot pa prenasočena z ogljikom. Med hitrim ohlajanjem pride zato do tvorbe metastabilne faze, imenovane martenzit, ki je prenasočena trdna raztopina ogljika v feritu. Martenzitni prehod povzroči karakteristično spremembo oblike kristala, kar je obenem tudi edini pojav, po katerem je mogoče martenzitni prehod identificirati. Do prehoda pride s koordiniranim gibanjem atomov vzdolž stične ploskve med obema fazama. Pri čistem martenzitnem prehodu so premiki atomov manjši, kot je

dolžina difuzijskega skoka v kristalni mreži. Martenzitni prehodi v jeklih in ostalih železovih zlitinah so precej kompleksni in še vedno predmet številnih raziskav. Volumski obseg premene in mikrostrukturne karakteristike so močno odvisne od količine ogljika, oz. od sestave zlitin. Na osnovi mikrostrukturnih karakteristik so bile narejene mnoge fenomenološke in druge teorije martenzitnih premen, vendar doslej še nobena ni zadovoljivo pojasnila kompleksne narave tega pojava<sup>14</sup>.

Na sliki 15 so prikazane cementitne lamele v jeklu z 0.99 % C. Množica dislokacij ob lamelah je nastala zaradi deformacije materiala<sup>7</sup>. Slika 16 kaže intragranularni eutektoidni razpad v jeklu z 0.39 % C, do katerega je prišlo med segrevanjem pri 300° C. Temne proge predstavljajo cementit<sup>15</sup>.

Na sliki 17 je prikazana tipična mikrostruktura takoimenovanega masivnega martenzita v zlitini Fe-0.2 % C. Martenzit tvori množica igel, ležečih v smeri [110] avstenitne strukture. Stične ravnine med posameznimi iglami so približno vzporedne avstenitnim ravninam {111}<sup>16</sup>.



Slika 15

Perlitna struktura v jeklu z 0.99 C, ohlajenem na zraku po enournem segrevanju na 850° C<sup>7</sup>

Fig. 15

Pearlitic structure in 0.99 C steel austenitized 1<sup>h</sup> at 850° C and air cooled<sup>7</sup>

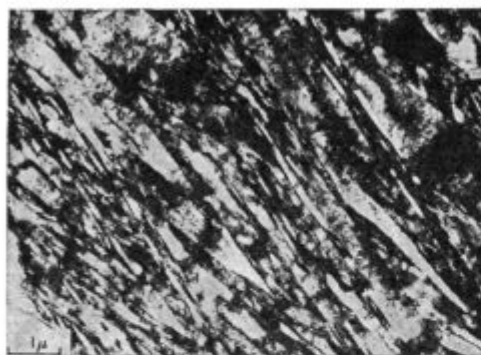


Slika 16

Intragranularno izločanje cementita v jeklu z 0.39 C med segrevanjem pri 300° C<sup>15</sup>

Fig. 16

Intragranular precipitation of cementite in 0.39 C steel during ageing at 300° C<sup>15</sup>

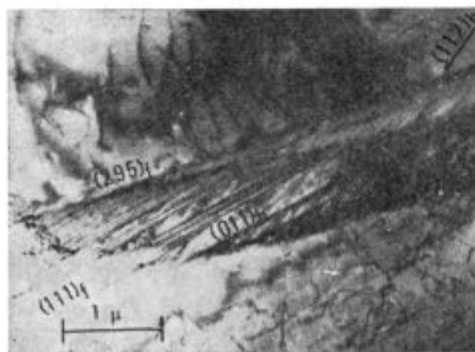


Slika 17

Mikrostruktura masivnega martenzita v zlitini Fe-0.2 % C<sup>16</sup>

Fig. 17

Microstructure of massive martensite in Fe-0.2 pct C alloy<sup>16</sup>



Slika 18

Dvojčki v lameli tetragonalnega martenzita v zlitini Fe-1.8 % C<sup>17</sup>

Fig. 18

Twins in a lath of tetragonal martensite in Fe — 1.8 pct C alloy<sup>17</sup>

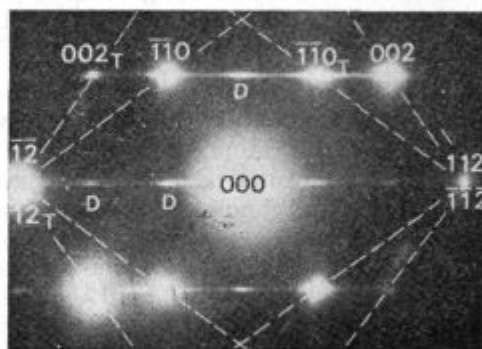
Slika 18 kaže lamelo tetragonalnega martenzita v zlitini Fe-1.8 % C. V lameli so vidni akomodacijski dvojčki z ravninami dvojčenja (011) v prostorsko centrirani tetragonalni strukturi. Lepo je vidna tudi stična ravnina (habit plane) med martenzitno lamelo in izhodno fazo. Stična ravnina je vzporedna kristalografskim ravninam, tipa (295) ploskovno centrirane kubične strukture, kar je tipično za zlitine z omenjeno sestavo<sup>17</sup>.

Na sliki 19a so prikazani dvojčki v martenzitni lameli zlitine kovar (Fe - 27.5 % Ni - 17.5 % Co). Ravnine dvojčenja (112) so vzporedne smeri elektronskega snopa v EM, kar je posebno ugodno za določitev ravnine dvojčenja. Selektivni uklon elektronov na zdvojenem področju da v tem primeru enostavno superpozicijo uklonskih slik iz obeh delov dvojčka. Na sliki 19b, ki predstavlja elektronski uklon na martenzitni lameli (sl. 19a) so refleksi, ki pripadajo enemu delu dvojčka, označeni z indeksom T<sup>17</sup>.

**PREHOD NERED-RED** Prehod nered-red ima največji vpliv na mehanske lastnosti takrat, kadar ima urejena struktura nižjo simetrijo kot neurejena, n. pr. neurejena struktura je kubična, urejena pa tetragonalna. V takem primeru ureje-

no strukturo tvorijo področja (sl. 1), ki imajo tetragonalne osi izmenoma v smeri prvotnih treh kubičnih osi<sup>3</sup>. Posamezna področja so znatno deformirana, kar povzroči povečanje trdote. Od stopnje urejenosti, oz. velikosti urejenih področij pa so znatno bolj kot mehanske lastnosti odvisne toplotne, električne in magnetne lastnosti materiala. Vrsta in stopnja urejenosti npr. vplivata na magnetno trdoto materiala, ker majhna urejena področja v sicer neurejeni okolici povzročijo deformacije, ki vplivajo na gibljivost mej med magnetnimi domenami. Na sl. 20 so prikazana področja z nasprotno fazo ureditve (antifazne domene) v zlitini Fe-11.8 at. % Si, ki je bila kaljena s 1200<sup>o</sup> C. Slika predstavlja posnetek v temnem polju z refleksom [200]<sup>18</sup>.

**MAGNETNA STRUKTURA** Proučevanje magnetnih lastnosti materialov usmerja predvsem uporaba magnetno mehkih materialov za transformatorska jedra in magnetno trdih materialov za trajne magnetne. Sestava materiala, vrsta, velikost in porazdelitev vključkov ter velikost in orientacija zrn so osnovni dejavniki, ki vplivajo na magnetno strukturo materialov. Na sliki 21 so prikazana področja z različno orientacijo magnetnega polja, oz. meje (bele, oz. črne ravne črte) med temi področji v ARMCO železu. Smer magnetnega polja v posa-

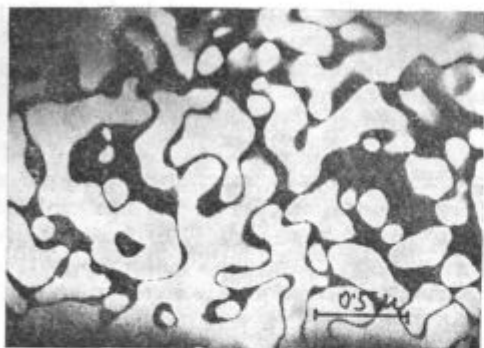


Slika 19

a) Dvojčki v martenzitni lameli zlitine kovar. Ravnine dvojčenja so vzporedne elektronskemu snopu v EM, b) mikrodifrakcija iz področja, ki vsebuje dvojčke<sup>17</sup>

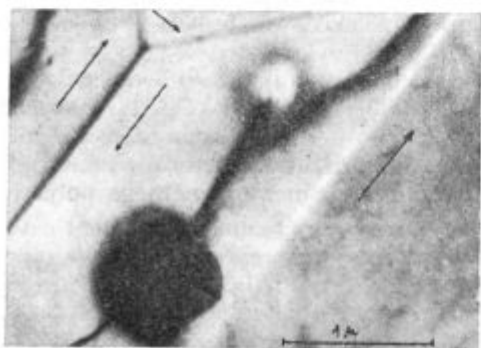
Fig. 19

a) Twins in martensitic lath of covar. Twinning planes are parallel to the electron beam in EM, b) Selected area diffraction pattern from the region containing twins<sup>17</sup>



Slika 20  
Antifazne domene v zlitini Fe-11.8 at. % Si. Posnetek v temnem polju z refleksom [200]<sup>18</sup>

Fig. 20  
Antiphase domains in Fe — 11.8 at. % Si. Dark field image taken with 200 reflection<sup>18</sup>



Slika 21  
Magnetne domene v železu ARMCO<sup>19</sup>

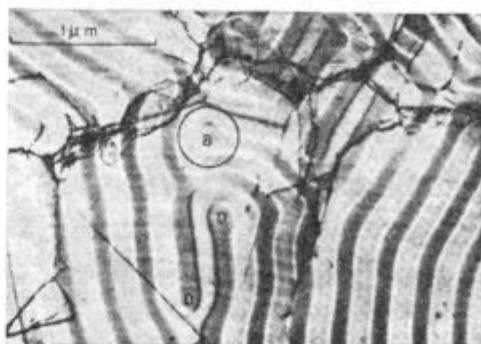
Fig. 21  
Magnetic domains in ARMCO iron<sup>19</sup>

meznih področjih je označena s puščicami. Slika je bila posneta ob pre-fokusirani (overfocused) objektivni leči<sup>19</sup>. Na sliki 22 je prikazana razporeditev različno orientiranih magnetnih področij v kobaltovi kristalni foliji, ki je bila posneta ob decentrirani kontrastni zaslonki<sup>20</sup>.

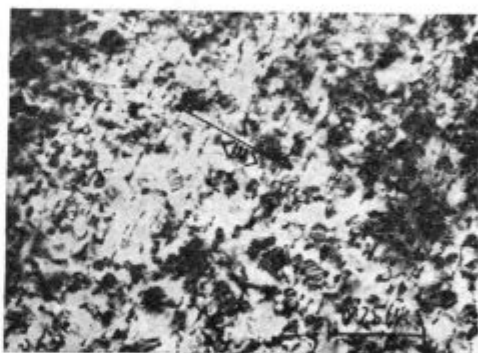
**RADIACIJSKE POŠKODBE** Obsevanje z elektromagnetnim žarkovjem ( $\gamma, x$ ) ali z energetskimi delci, kot so žarki  $\alpha$ , protoni, nevtroni itd., je relativno nov način vplivanja na mikrostrukturo, oz. lastnosti materialov. Tehnološko je pomembno obsevanje v reaktorju z nevtroni, ki so izredno prodorni in povzročajo v materialu homogeno porazdeljene defekte. Ti defekti so lahko zelo različni, od najpreprostejših, kot so intersticijski atomi ali vrzeli v kristalni mreži, do dokaj kompleksnih, kot so dislokacijske zanke, skupki defektov ali celo cepitveni produkti, ki močno vplivajo na fizikalne in mehanske lastnosti materialov. Med obsevanjem se zlasti močno spremenijo tiste lastnosti, ki so v zvezi z gibanjem dislokacij, n. pr. Youngov modul, notranje trenje, meja plastičnosti, trdota, žilavost<sup>6</sup>. Na sl. 23 so prikazani strukturni defekti,

ki so nastali v zrnju nerjavnega jekla AISI 304 (Fe - 19.4 % Cr - 9.7 % Ni - 0.88 % Mn - 0.18 % Mo - 0.05 % C) po obsevanju z  $0.4 \cdot 10^{22}$  nevtroni/cm<sup>2</sup> na temperaturi 540<sup>o</sup> C. Na sliki so vidne pore (svetle pege) pravilno oblikovanih oblik in dislokacijske zanke v ravninah {111} s premerom okrog 400 Å. Nekatere izmed teh zank leže v ravnini, ki je vzporedna smeri elektronskega snopa, in so vidne kot dislokacijske črte<sup>21</sup>.

**OKSIDACIJA** Oksidacija kovin, oz. zlitin je v bistvu korozijski proces, ki ga povzroči kemični, oz. elektrokemični vpliv okolice na površino kovine, oz. zlitine. Posledica oksidacije je nastanek bolj ali manj enakomerno debele oksidne plasti ali pojav lokalne oksidne tvorbe. V prvem primeru so pomembni podatki o sestavi, mikrostrukturi in kompaktnosti oksidne plasti, v drugem primeru pa je pomemben vzrok preferenčne oksidacije, kot n. pr. dislokacije, meja med zrnji, izločki itd. Na sliki 24 je prikazana tanka oksidna plast, ki je bila odvzeta s površine nerjavnega jekla AISI 304 po 75-urnem segrevanju vzorca na zraku pri 150<sup>o</sup> C. Prikazan je tudi del folije pri večji povečavi in

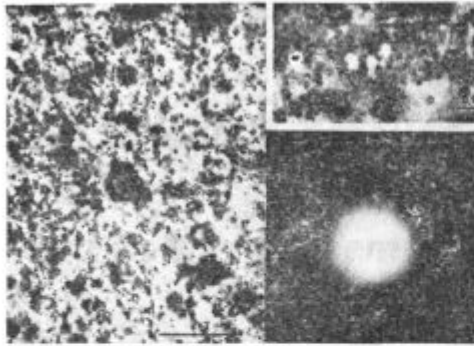


Slika 22  
Magnetna struktura v kristalni foliji kobalta<sup>20</sup>  
Fig. 22  
Magnetic structure in single crystal of cobalt<sup>20</sup>



Slika 23  
Defekti v zrnju nerjavnega jekla AISI 304 po obsevanju z nevtroni v reaktorju pri 540<sup>o</sup> C<sup>21</sup>  
Fig. 23  
Defects in a grain of AISI 304 stainless steel after irradiation with neutrons in reactor at 540<sup>o</sup> C<sup>21</sup>



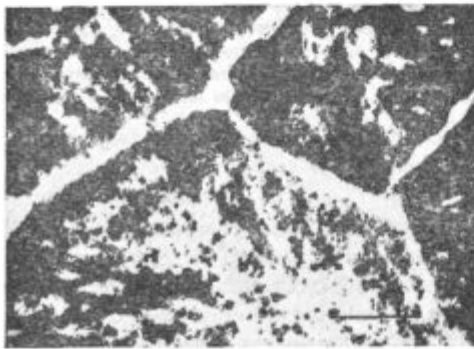


Slika 24

a) Oksidna plast odvezta s površine nerjavnega jekla AISI 304, ki je bilo oksidirano na zraku pri 150° C, b) ustrezna mikrodifrakcija<sup>22</sup>

Fig. 24

a) Oxide film detached from the surface of AISI 304 stainless steel oxidized at 150° C in air, b) corresponding diffraction pattern<sup>22</sup>



Slika 25

Tanka folija nerjavnega jekla AISI 304, ki je bila oksidirana pri 700° C na zraku pri tlaku 10<sup>-3</sup> torra. Na mejah med zrnji je prišlo do preferenčne oksidacije<sup>22</sup>

Fig. 25

Thin foil of AISI 304 stainless steel oxidized at 700° C in air at 10<sup>-3</sup> torr. Notice the enhanced oxidation at the grain boundaries<sup>22</sup>

uklonska slika s tega področja, s katere je bilo mogoče ugotoviti, da oksidno plast tvori Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub><sup>22</sup>. Slika 25 je posnetek elektropolirane folije nerjavnega jekla AISI 304, ki je bila oksidirana 3 minute pri 700° C na zraku pri tlaku 10<sup>-3</sup> tora. Folija je znatno bolj prozorna na mejah med zrnji, kar pomeni, da je tam prišlo do preferenčne oksidacije<sup>22</sup>.

#### Literatura

- HEIDENREICH, R. D. Electron Microscopy and Diffraction Studies of Metal Crystal Textures by Means of Thin Sections, *Journal of Applied Physics* New York, **20** (1949), stran 993—1010
- VALDRE, U. Electron Microscopy in Material Science, New York, London, Academic Press 1971
- KRASEVEC, V. Electron Microscopic Observation of Microstructure in Ni<sub>1.05</sub>Mn<sub>0.95</sub> physica status solidi lidi (a), (BERLIN), **29** (1975), stran 563—569
- HULL, D. Introduction to Dislocations, Oxford, London, Edinburgh, New York, Paris, Frankfurt, Pergamon Press 1965
- KLESNIL, M., HOLZMANN, M., LUKAS, P., RYS, P., Some Aspects of the Fatigue Process in Low-Carbon Steel, *Journal of the Iron and Steel Institute* (London), **203** (1965) stran 47—53
- MURR, L. E. Calibration and Use of an Electron Microscope for Precision Micromasurements in Thin Film Materials, *physica status solidi* (Berlin) **19** (1976), stran 7—34
- BOWDEN, H. G., KELLY, P. M., Deformation Twinning in Shock-Loaded Pearlite, *Acta Metallurgica* (New York) **15** (1967), stran 105—111
- SMALMAN, R. E., Modern Physical Metallurgy, 3<sup>rd</sup> edition, London, Butterworths 1970
- WILSON, F. G., Zone Formation in an Austenitic Steel Containing Aluminium and Titanium, The mechanism of Phase Transformations in Crystalline Solids, Proceedings of an Int. Symp. organized by the Institute of Metals and held in the University of Manchester from 3 to 5 July 1968, Monograph and Report Series No 33, Published by the Institute of Metals, London 1969, stran 16—21
- BELL, T., FARNELL, B. C., The Isothermal Decomposition of Nitrogen Austenite to Bainite, *Citat* **9**, stran 282—287
- SINGHAL, L. K., MARTON, J. W., The Growth of M<sub>23</sub>C<sub>6</sub> Carbide on Incoherent Twin Boundaries in Austenite, *Acta Metallurgica* (New York) **15** (1967), stran 1603—1610
- KRASEVEC, V., Interna oksidacija feritnih jekel, Poročilo Instituta J. Stefan, pogodba z Zvezno komisijo za nuklearno energijo 1967
- GOOLSBY, R. D., WOOD, W. E., PARKER, E. R., ZACKAY, W. F., Effect of Lath Boundary Precipitation on Fracture Toughness of Martensite, Electron Microscopy and Structure of Materials, Proceedings of 5<sup>th</sup> Int. Materials Symposium held at the University of California, Berkeley Sept. 13—17, 1971, Edited by Thomas G., Berkeley, Los Angeles, London, University of California Press 1972, stran 798—807
- CHRISTIAN, J. W., The Theory of Transformations in Metals and Alloys, Oxford, London, Edinburgh, New York, Paris, Frankfurt, Pergamon Press 1965
- SPEICH, G. R., LESLIE, W. C., Tempering of Steel, *Metallurgical Transactions*, (New York) **3** (1972), stran 1043—1054
- APPLE, C. A., CARON, R. N., KRAUSS, G., Packet Microstructure in Fe-0.2 pct C Martensite, *Metallurgical Transactions* (New York) **5** (1974), stran 593—599
- SHIMIZU, K., NISHIYAMA, Z., Electron Microscopic Studies of Martensitic Transformations in Iron Alloys and Steels, *Metallurgical Transaction* (New York) **3** (1972), stran 1055—1068
- WARLIMONT, H., Elektronenmikroskopische Untersuchung der Gleichgewichte und Umwandlungen der  $\alpha$ -Eisen-Silizium-Phasen, *Zeitschrift für Metallkunde* (Stuttgart) **59** (1968), stran 595—602
- KRASEVEC, V., Neobjavljeno delo
- GRUNDY, P. J., TEBBLE, R. S., Lorentz Electron Microscopy, *Advances in Physics* (London) **17** (1968), stran 153—242
- HOLMESS, J. J., ROBBINS, R. E., BRIMHALL, J. L., MASTEL, B., Elevated Temperature Irradiation Hardening in Austenitic Stainless Steel, *Acta Metallurgica* (New York) **16** (1968), stran 955—967
- VAN LANDUYT, J., Oxide Films Formed on AISI 304 Stainless Steel, Quarterly Report No. 15, C.E.N.-S.C.K. (Mol, Belgium), R 2397 (1966)

## ZUSAMMENFASSUNG

Eine kurze Übersicht über die Entwicklung der TEM, der neuesten Leistungsmöglichkeiten, welche von dieser Methode auf dem Gebiete der Materialuntersuchungen geboten werden, ist gegeben. Neben den Grundprinzipien der Wirkung des Elektronenmikroskopes und der Art der Probenvorbereitung, sind auch viele praktische Beispiele angegeben, welche die Anwendbarkeit der TEM bei dem

Studium verschiedener Prozesse, wie plastische Verformung, Ausscheidungen, eutektoider Zerfall, Martensitumwandlung, Übergang von Unordnung-Ordnung, magnetische Einordnung, die Erholung der Beschädigungen, welche die Folge der Bestrahlung mit Energieteilchen sind und Oxidation darstellen.

## SUMMARY

A short review of the development of TEM, of the latest achievement and possibilities which this method yields in materials science are described in the paper. Beside the basic principles of operation of an electron microscope, and the way of preparation of specimens, numerous

practical examples demonstrating the applicability of TEM in studying processes as plastic deformation, precipitation, eutectoidal decomposition, martensitic transformation, order-disorder transition, magnetic ordering, radiation damage recovery, and oxidation are cited.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Приведен короткий обзор развития ТЭМ и самых новых достижений и возможностей, которые дает этот метод в области исследования материалов. Кроме основных принципов действия электронного микроскопа и способа приготовления образцов, приведены также многочисленные примеры, которые указывают на

применение ТЭМ при изучении процессов к, нпр.: пластическая деформация, выделение, эвтектические распады, мартенситное превращение, неупорядочность-упорядочность кристаллической решетки, восстановление поврежденных которые получают вследствие облучения с энергетическими частицами и окисление.

# Vprašanje racionalne razdelitve želenega celotnega odvzema ali redukcije debeline pri hladnem valjanju trakov na ustrezno število parcialnih odvzemov ali vtikov

UDK: 621.77.014.3 : 669.11—418

ASM/SLA: F 23, 1-67

Miroslav Nikolić

Na osnovi iz geometrije valjanja izhajajočih odnosov je v sestavku predložen postopek za ugotavljanje koeficienta trenja  $\mu$  in maksimalne absolutne redukcije debeline traku v vtiku  $\Delta h$  max, kar je v danem primeru valjanja ključna podlaga za oblikovanje optimalne lestvice odvzemov in vtikov za doseg želenega celotnega odvzema po programu.

Ekonomičnost in produktivnost pri določenem programu valjanja sta vedno recipročni funkciji porabljenega časa zanj.

Skupni čas valjanja za celotni odzem A % po programu, računani na enoto proizvoda, pa je odvisen od treh dejavnikov: razdelitve posameznih parcialnih odvzemov a % in števila vtikov, ustrežajočih srednjih hitrosti valjanja, ter od zgubnih in manipulativnih časov.

Predmet nadaljnje obravnave bo prvi dejavnik: razdelitev parcialnih odvzemov in število vtikov za celotni odzem po programu.

Kot je znano, s parcialnim odvzemom označujemo procentualno redukcijo prereza v enem vtiku, ki jo pri hladnem valjanju trakov, kjer širina traku pri valjanju ostaja konstantna, izražamo z

$$a = \frac{h_0 - h_1}{h_0} \cdot 100 \% = \frac{\Delta h}{h_0} \cdot 100 \%$$

No:  $h_0$  in  $h_1$  sta debelini traku pred vtikom in po njem.

Velikost možnega parcialnega odvzema v danem primeru je odvisna od lastnosti materiala predmetnega traku: sestave jekla, strukture in stopnje predhodne hladne predelave; pa tudi od karakteristike valjčnega stroja: dimenzij in tipa stroja, moči pogonskih motorjev, premera delovnih valjev, učinkovitosti hlajenja, aplicirane zatezne sile navijalnega in kontrazatezne sile odvijalnega bobna, itd.

Vemo, da se s stopnjo hladne predelave splošno povečuje trdnost in trdota, zmanjšuje pa plastičnost materiala. Iz tega razloga je razumljivo, da so možni odvzemi v vtiku največji na začetku hladnega valjanja sprejemnih vroče valjanih ali žarjenih trakov, potem pa postopoma upadajo. Torej ne upada samo absolutna možna redukcija  $\Delta h$  mm, temveč tudi procentualna a %.

Upoštevaje še dejstvo, da visoki specifični pritiski na delovni površini valjev (pri valjih iz običajnega kovanega in kaljenega Cr-jekla že od 170 kg/mm<sup>2</sup> navzgor) povzročajo gotovo elastično sploščenje, tako da se kontaktni lok dotikalne ploskve s trakom ustrezno poveča, vidimo, da metodično določanje optimalne lestvice parcialnih odvzemov in vtikov za želeni totalni odzem pri določenem delovnem programu ni enostavna zadeva.

Pri strojih z delovnimi valji razmeroma majhnega premera (Sendzimir, W. Rohn) so problematični predvsem možni odvzemi pri prvih vtikih na surovih vložnih trakovih maksimalnih debelin; nasprotno pa so pri strojih z delovnimi valji razmeroma velikega premera (Duo, Quarto) problematični odvzemi pri zadnjih vtikih na že predvaljanih trakovih minimalnih debelin.

Delovni programi v obratni praksi večino temeljijo na lestvici vtikov in ustrežajočih parcialnih odvzemov, ki je bila določena z poizkusi ali pa sloni na navodilih in tujih izkustvih v analognih delovnih pogojih. Toda pri tem so redkokdaj sistematično dognane mejne vrednosti, ki so specifično različne od primera do primera. Za ta namen so umestne kritično analitične metode, če so le dani pogoji za njihovo uporabo.

Tukaj bi z vidika geometrije valjanja rad obravnaval in analiziral maksimalni možni odzem v odvisnosti od merodajnih parametrov, kar je posebno važno za Sendzimir in druge mnogovaljne stroje z majhnimi premeri delovnih valjev pri prvih vtikih razmeroma debelih, toda mehkih vložnih trakov, kjer plastičnost materiala še ne predstavlja omejitve za polni izkoristek geometrijsko možnega odvzema.

Miroslav Nikolić je diplomirani inženir elektrostrojništva ter dolgoletni šef predelovalnih obratov Zelezarne Jesenice, sedaj v pokojju.

Osnovni parametri pri hladnem valjanju so s svojimi oznakami razvidni iz priložene sheme. Omenil bi le, da  $n$  označuje nevtralno točko (nemško »Fliessscheide«) na kontaktnem loku,  $\alpha_n$  ustrezajoči nevtralni kot in  $\mu$  koeficient trenja.

I. pogoj, da valja primeta trak in potegneta medse je:  $\text{tg } \alpha \leq \mu$

II. pogoj, da potem »prosto valjanje« brez kakšne pomembne zatezne, oziroma vlečne sile navijalnega in kontravlečne sile odvijalnega bobna brezhibno teče, je:  $\text{tg } \frac{\alpha}{2} \leq \mu$

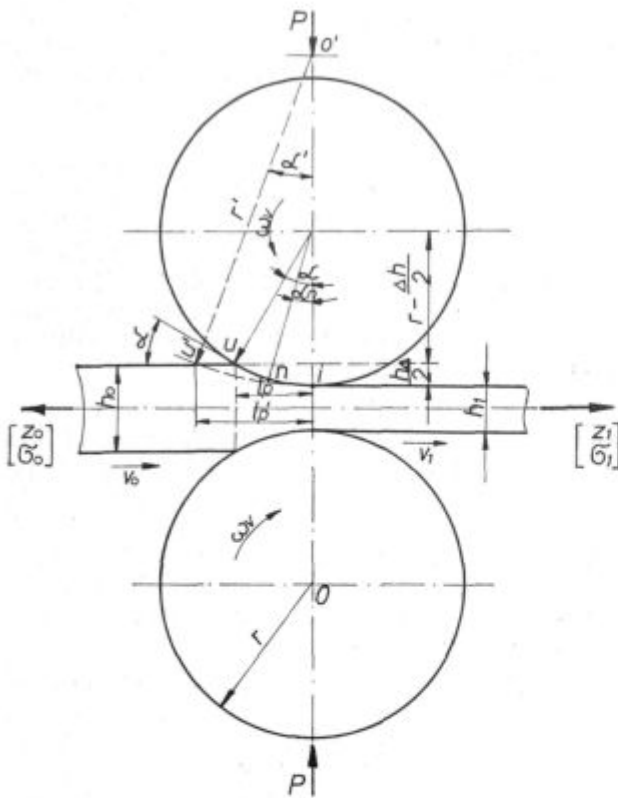
Iz sheme lahko ugotovimo še naslednje odnose:

$$lp^2 = r^2 - \left(r - \frac{\Delta h}{2}\right)^2$$

$$lp = \sqrt{\Delta h \left(r - \frac{\Delta h}{4}\right)}$$

$$\sin \alpha = \frac{lp}{r} = \sqrt{\frac{\Delta h \left(r - \frac{\Delta h}{4}\right)}{r^2}}$$

Če velikost kota  $\alpha$  izražamo v ločnem merilu ( $360^\circ = 2\pi$ ), potem je pri natančnem računu in razmeroma večji vrednosti kota  $\alpha$  treba upoštevati, da je:  $\sin \alpha < \alpha < \text{tg } \alpha$ .



Shema hladnega valjanja  
Fig. 1  
Scheme of cold rolling

V približnem računu in pri razmeroma majhnih kotih  $\alpha$ , kot so običajni pri hladnem valjanju, pa lahko predpostavimo, da je:  $\sin \alpha \approx \alpha \approx \text{tg } \alpha$ . Navadno se obenem zanemarija tudi vrednost  $\frac{\Delta h^2}{4}$ .

Pri majhnih kotih je vrednost  $\Delta h$  proti  $r$  razmeroma majhna. Pri večjih kotih pa z zanemarjanjem vrednosti  $\frac{\Delta h^2}{4}$

dobimo za  $\sin \alpha$  večjo vrednost, ki se približuje vrednosti za  $\text{tg } \alpha$ , ta pa je za izračun koeficienta trenja odločilna.

Torej:  $lp \approx \sqrt{\Delta h \cdot r}$ ;  $\sin \alpha \approx \alpha \approx \text{tg } \alpha \approx \sqrt{\frac{\Delta h}{r}}$

I. pogoj za prijem:  $\mu \geq \text{tg } \alpha \approx \sqrt{\frac{\Delta h}{r}}$

ali:  $\Delta h \leq r \cdot \mu^2$

II. pogoj za brezhiben potek prostega valjanja:

$$\mu \geq \text{tg } \frac{\alpha}{2} \approx \frac{\sqrt{\frac{\Delta h}{r}}}{2}$$

ali:  $\Delta h \leq 4 \cdot r \cdot \mu^2$

Ker nas zanima ravno mejna, maksimalna možna vrednost redukcije  $\Delta h$ , se glasita enačbi:

za I. pogoj:  $\Delta h_{\max} = r \cdot \mu^2$

za II. pogoj:  $\Delta h_{\max} = 4 \cdot r \cdot \mu^2$

Iz teh enačb sta razvidni dve dejstvi:

a) da je ključni parameter, ki pri določenem polmeru valjev  $r$  odreja maksimalno možno absolutno redukcijo debeline traku  $\Delta h$  mm koeficient trenja  $\mu$ ;

b) da pri danem polmeru  $r$  in koeficientu trenja  $\mu$  II. pogoj za brezhiben potek valjanja dovoljuje 4-krat večji  $\Delta h$  kot I. pogoj za prijem začetka traku pri vtiku.

Z ozirom na to, da so za vtikanje traku med valja na začetku valjanja na razpoložljive različne olajševalne okoliščine in pomožni postopki, bomo nadalje upoštevali kot zanimiv in ustrezen II. pogoj in enačbo:

$$\Delta h_{\max} = 4 \cdot r \cdot \mu^2, \text{ če sta vlečni sili zanemarljivi } (Z_1 \approx 0; Z_0 \approx 0).$$

Pri sodobnih valjčnih strojih pa, kot vemo, teče po izvršenem vtiku nadaljnje valjanje z aplikacijo močne natezne ali vlečne sile navijalnega bobna in kontravlečne ali zaviralne sile odvijalnega, ki pa že sovplivata na maksimalno možno velikost  $\Delta h$ , ker vplivata na položaj nevtralne točke  $n$  in na ustrezni nevtralni kot  $\alpha_n$ .

Iz teorije valjanja vemo, da nevtralna točka  $n$  deli kontaktni lok dotikalne ploskve na cono zaostajanja  $u-n$ , in cono prehitevanja  $n-l$ .

V točki  $n$  sta si obodna hitrost valjev in hitrost traku popolnoma enaki v horizontalni projekciji:  $v_v \cdot \cos \alpha_n = v_{in}$ .

Z ozirom na majhno vrednost  $\alpha_n$ :  $\cos \alpha_n \rightarrow 1$  in dobimo enačbo:  $v_v = V_{in}$ .

Proti vhodni točki  $u$  hitrost traku vedno bolj zaostaja proti obodni hitrosti valja ter je  $V_o < V_v$ . Proti izhodni točki  $i$  pa vedno bolj prehiteva, tako da je  $V_i > V_v$ .

Važno je misliti na to, da se s porastom vlečne sile  $Z_1$  ( $Z_1 = \sigma_1 \cdot b \cdot h_1$ ) povečuje tudi nevtralni kot  $\alpha_n$  in da se točka  $n$  pomika nazaj proti točki  $U$ ; cona prehitevanja se povečuje! S povečanjem zaviralne sile  $Z_o$  ( $Z_o = \sigma_o \cdot b \cdot h_o$ ) pa se kot  $\alpha_n$  zmanjšuje in točka  $n$  se pomika naprej proti točki  $i$ ; cona zaostajanja se povečuje!

Če sta si obe sili enaki  $Z_1 = Z_o$  ali če sta obe enaki ničli pa nimata vpliva na položaj točke  $n$  niti na velikost kota  $\alpha_n$ , s tem pa tudi nobenega vpliva na možno maksimalno redukcijo  $\Delta h$ .

Za potek brezhibnega valjanja je še en pogoj:  $\alpha_n \geq 0$ . Vsaj v izhodni točki  $i$  mora hitrost traku doseči obodno hitrost valjev in v tem mejnem primeru  $\alpha_n = 0$ ,  $V_i = V_v$  se točka  $n$  ujema s točko  $i$ . Ni niti prehitevanja niti podrsavanja v izhodni točki.

Za prikaz medsebojne odvisnosti vseh obravnavanih dejavnikov uporabimo kot najbolj prikladno enačbo Feinberga:

$$\alpha_n = \frac{\alpha}{2} \left( 1 - \frac{\alpha}{2 \cdot \mu} \right) + \frac{1}{4 \cdot \mu \cdot r \cdot p} (\sigma_1 \cdot h_1 - \sigma_o \cdot h_o)$$

NB!  $\bar{p}$  je povprečni specifični pritisk valjev na horizontalno projekcijo dotikalne površine:

$$\bar{p} = \frac{P}{F_p} = \frac{P}{l p \cdot b}; \quad b = \text{širina traku}$$

V primeru, da sta  $Z_1 = Z_o$ , je  $\sigma_1 \cdot h_1 - \sigma_o \cdot h_o = 0$  in drugi člen enačbe odpada. Tedaj:  $\alpha_n = \frac{\alpha}{2} \left( 1 - \frac{\alpha}{2 \cdot \mu} \right)$ .

V mejnem primeru, ko  $\alpha_n = 0$  sledi:

$$0 = \frac{\alpha}{2} \cdot \left( 1 - \frac{\alpha}{2 \cdot \mu} \right) \text{ in } \alpha_{lim} = 2 \cdot \mu$$

ter s tem potrdilo našega II. pogoja za prosto valjanje. Torej, če sta vlečna sila  $Z_1$  in zaviralna sila  $Z_o$  uravnani na isto velikost, velja za mejni primer preje pojasnjene maksimalne absolutne redukcije  $\Delta h_{max}$ , tudi tukaj formulirana enačba za II. pogoj:

$$\Delta h_{max} = 4 \cdot r \cdot \mu^2.$$

Če bi z lahkoto v vsakem konkretnem primeru mogli natančno določiti dejanski  $\mu$ , bi izračun maksimalne možne absolutne redukcije  $\Delta h_{max}$  bil enostavna zadeva. Toda po vseh informacijah je direktno določanje vrednosti koeficienta  $\mu$  zvezano z velikimi težavami.

Vemo, da se pri hladnem valjanju trakov giblje večinoma v območju od 0,04 do 0,10.

Vemo tudi, da odvisi od karakteristike uporabljenega maziva, od stanja in gladkosti površine valjanja, ker se pri pravilnem mazanju s povečanjem brzine zmanjšuje.

Orientacijsko vzete vrednosti za  $\mu$  lahko občutno odstopajo od dejanske v danem primeru, s tem pa se dobi napačne vrednosti za  $\Delta h_{max}$ , ker je le-ta določen s kvadratom vrednosti  $\mu$ !

Za ilustracijo vzemimo, da premer valjev znaša 90 mm  $\varnothing$ ,  $r = 45$  mm ter da  $\mu$  znaša enkrat 0,04, drugič pa 0,10!  $Z_1 = Z_o$ !

$$\text{V prvem primeru } \Delta h_{max} = 4.45 \text{ mm} \cdot 0,04^2 = 0,288 \text{ mm}$$

$$\text{V drugem primeru je } \Delta h_{max} = 4.45 \text{ mm} \cdot 0,10^2 = 1,8 \text{ mm}$$

V primeru, da ima vhodni trak debelino  $h_o = 3$  mm, znaša maksimalni odvzem:

$$\text{v prvem primeru } a_{max} = \frac{0,288}{3} \cdot 100 \% = 9,6 \%$$

$$\text{v drugem primeru } a_{max} = \frac{1,8}{3} \cdot 100 \% = 60 \%$$

NB! Seveda s povečanjem vlečne sile  $Z_1$  do dovoljene meje vrednosti za  $\sigma_1$  ter z rastočo razliko  $Z_1 - Z_o$  se v prvem primeru tudi da povečati  $\Delta h_{max}$ !

Torej ostaja problem, kako priti do konkretne vrednosti ključnega parametra  $\mu$  v danih realnih delovnih pogojih ter s tem do instrumenta za presojo maksimalne možne redukcije z vidika geometrije valjanja, na osnovi česar bi bilo mogoče, upoštevaje ostale vplivne dejavnike, oblikovati optimalne lestvice odvzemov in vtikov za posamezne programe valjanja.

Na osnovi dosedanjih razlag bi kot sugestijo predložil naslednjo indirektno metodo, uporabno v primeru, kjer je valjni stroj opremljen z instrumenti za natančno podajanje mernih vrednosti osnovnih in za izračun  $\mu$  zahtevanih elementov:

### 1. Osnovni elementi za tekoče odčitavanje:

a) vlečna sila navijalnega in zaviralna sila odvijalnega bobna,  $Z_1$  in  $Z_o$ .

b) debelina vhodnega dela traku  $h_o$  in izhodnega  $h_i$ . Po možnosti sproti diferenca  $\Delta h = h_o - h_i$ .

c) dejanska obodna brzina vgrajenih valjev  $V_v$ . Izhodna brzina traku  $V_i$ . Po možnosti sproti diferenca:  $V_i - V_v$ .

d) pred vgrajenjem določiti točni dejanski premer, oziroma polmer  $r$  delovnih valjev!

### 2. Merilni postopek:

a) Zravnati sili  $Z_1$  in  $Z_o$  na enako vrednost:  $Z_1 = Z_o$  in ju obdržati konstantni!

b) zmanjševati postopoma  $h_i$  ter pri nominalni postavljeni valjni hitrosti  $V \cong V_v \cong V_i$  opazovati

postopno zmanjševanje točne razlike  $V_1 - V_v$ . Željeno je, da pri tem  $V_v = \text{const}$ .

c) ko se razlika  $V_1 - V_v$  približa ničli, ali  $V_1$  postane enako  $V_v$ , odčitati razliko  $h_0 - h_1$ , ki predstavlja  $\Delta h_{\text{max}}$ .

d) na osnovi registriranih vrednosti za doseženi mejni primer  $\alpha_n = 0$  pri nominalni brzini valjanja  $V$  in ostalih pogojih valjanja v konkretnem primeru se izračuna dejanska vrednost  $\mu$  za ta primer valjanja:

$$\mu = \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\frac{\Delta h_{\text{max}}}{r}}$$

Omenili smo, da sta v mejnem primeru, ko je  $\alpha_n = 0$  in se nevtralna točka  $n$  postavi v izhodno točko  $i$ , hitrosti  $V_1 = V_v$ .

Pri pravilnem valjanju pa trak v izhodni točki vedno nekoliko prehiteva. Orientacijske vrednosti za to drsno prehitevanje

$$g = \frac{V_1 - V_v}{V_v} \cdot 100 \% \text{ na osnovi praktičnih po-}$$

skusov znašajo:

$$g = 0,5 \text{ do } 8 \%, \text{ ali } V_1 = 1,005 \cdot V_v \text{ do } 1,08 \cdot V_v$$

Torej je razlika  $V_1 - V_v$  treba zajeti točno. V primeru, da je valjni stroj opremljen z instrumentom za prikaz tega podatka, bi še pri tekočem delu bilo mogoče nadzorovati, kako so možni odvzemi pri posameznih vtikih izkoriščeni. Pri vrednosti  $V_1 - V_v = 0$  pomeni vrednost  $h_0 - h_1$  maksimalno redukcijo  $\Delta h_{\text{max}}$ !

## ZUSAMMENFASSUNG

Die Stichzahl samt der Abstufung der Partialabnahmen zur Gesamtreduktion der Banddicke bei gegebenem Walzprogramm ist einer von den massgebenden Faktoren, welche die spez. Gesamtwalzzeit pro Produkteinheit bestimmen.

Für die rationelle Gestaltung dieser Sticheinteilung zum Erreichen der minimalen Gesamtzeit und der optimalen Produktivität bei gegebenen Walzbedingungen ist es aber nötig in jedem konkreten Falle die mögliche maximale absolute Band-dickereduktion  $\Delta h$  max pro Stich auf Grund der Walzgeometrie zu kennen.

Aus dargestellten funktionalen Beziehungen ist es ersichtlich, dass — neben dem Walzenradius  $r$  — der Reibungsbeiwert  $\mu$  den Schlüsselparameter zur Bestimmung der Grösse  $\Delta h$  max darstellt.

Nachdem — wie bekannt — das direkte Messen der tatsächlichen Grösse  $\mu$  fast unmöglich ist, wird in diesem Aufsatz als Suggestion ein Verfahren zum Bestimmen der Grösse  $\Delta h$  max und zum Ausrechnen des entsprechenden  $\mu$  — Beiwertes vorgeschlagen, unter Bedingung, dass das Walzgerüst mit entsprechenden Instrumenten zum Messen und Angabe der dazu nötigen Grundelemente ausgestattet ist.

## SUMMARY

One of parameters determining the total time of rolling per unit of product at the established operation program is the number of passes with the scale of partial reductions to achieve the over-all reduction of the strip thickness.

For rational formation of this scale in order to achieve the shortest rolling time and thus the optimal productivity in a certain rolling program it is necessary to know in each individual case the maximal possible absolute reduction of the strip thickness  $\Delta h_{\text{max}}$  for a single pass which is based on the geometry of rolling.

The presented functional relations show that value  $\Delta h_{\text{max}}$  is mainly determined by the friction coefficient  $\mu$  beside the diameter of the working rolls.

Since direct determination of the actual value of  $\mu$  is nearly impossible the paper suggests the method for finding the actual  $\Delta h_{\text{max}}$  value and for calculation of the  $\mu$  value under condition that the rolling mill is equipped with instruments for measuring the needed basic parameters.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Один из факторов при помощи которых определяется совокупный период времени прокатки утраченный на единицу проката представляет собой число пропусков с скалой частичных обжатий для реализации совокупного обжатия или редукции толщины полос. Для рационального формирования скалы, с целью чтобы добиться минимальную утрату времени и оптимальную продуктивность при определенной программе прокатки, необходимо при каждом конкретном случае быть осведомлен о макс-ой абсолютной редукции толщины полос  $\Delta h$  макс. одного пропуска на основании геометрии прокатки.

Из рассмотренных функциональных отношений следует, что кроме радиуса рабочих валков заключительный параметр при помощи которого определяется  $\Delta h$  макс. представляет собой коэффициент трения  $\mu$ .

Так как, как это известно, прямое определение фактического значения  $\mu$  почти невозможно, то в этой статье suggestивно предложен способ определения действительной величины  $\Delta h$  макс. и вычислено значение для  $\mu$ , при условии, если поанковая машина снабжена с соответствующими приборами для подачи измерительных величин необходимых основных элементов.

Odgovorni urednik: Jože Arh, dipl. inž. — Clanj Jože Rodič, dipl. inž., Viktor Logar, dipl. inž., Aleksander Kveder, dipl. inž., Edo Žagar, tehnični urednik.

Oproščeno plačila prometnega davka na podlagi mnenja Izvršnega sveta SRS — sekretariat za informacije št. 421-1/72 od 23. 1. 1974

Naslov uredništva: ZPSZ — Zelezarna Jesenice, 64270 Jesenice, tel. št. 81-341 int. 880 — Tisk: GP »Gorenjski tisk«, Kranj

# VSEBINA

UDK: 662-75  
ASM/SLA: RM-m

Toplotna tehnika- Kurilni plin

B. Siherl, D. Vodeb

**Problematika zamenljivosti kurilnih plinov v industriji**

Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 s 161—178

Pri zamenjavanju kurilnih plinov, ki vsebujejo ogljikovodike (zemeljski plin in plinska faza tekočega naftnega plina) so obdelani pri osnovnih pogojih in konstantni toplotni obremenitvi in konstantnem tlaku v plinovodu pred in po zamenjavi, pogoji zamenjavanja in prikazani odnosi karakterističnih vrednosti ter zgorevalnih karakteristik računsko in z grafično interpretacijo.

avtorski izveček

UDK: 669.14.018.233-174  
ASM/SLA: CNg, G5, N5

Metalurgija — hladno masivno preoblikovanje—rekristalizacija jekel

A. Kveder, A. Razinger

**Rekristalizacija jekel za hladno masivno preoblikovanje**

Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 s 179—192

Raziskave utrjevanja in rekristalizacije jekel za masivno preoblikovanje: Ugotovili smo eksponente utrjevanja, spodnje rekristalizacijske temperature in kritične deformacije. Velika rekristalizirana zrna lahko nastajajo le pri nelegiranih jeklih JMP 10 in JMP 15, vendar niso večja od 5,5 po ASTM. Zarjenje nad Ac<sub>1</sub> točko ni priporočljivo. Raziskana sta bila tudi dva hladno preoblikovana izdelka.

avtorski izveček

UDK: 669.112.228.2; 669.15-194:669.293 621.385.833  
ASM/SLA: M21e, Ay-n

Metalurgija — Strjevanje jekla — elektronska Mikroanaliza niobijev Karbonitrid

F. Vodopivec, M. Gabrovšek, B. Rabič

**Raztapljanje evtektičnega niobljevega karbonitrida v avstenitu pri ogrevanju varivega jekla legiranega z niobljem.**

Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 s 193—198

Del niobija se v mikrolegiranih jeklih veže med kristalizacijo v evtektični karbonitrid. Ta karbonitrid je mnogo bogatejši z dušikom, kot karbonitridni izločki, ki nastajajo iz prenasičenega avstenita, zato se izredno počasi raztaplja v avstenitu pri ogrevanju do 1300° C. Hitrost raztapljanja kontrolira verjetno izmenjava med karbonitridnimi zrnji in avstenitom in je tako majhna, da je brez tehnološkega pomena.

avtorski izveček

UDK: 620.187:621.385.833.22  
ASM/SLA: M21e

Metalurgija — elektronski mikroskop

V. Kraševc

**Uporaba transmisijske elektronske mikroskopije pri metalurških raziskavah**

Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 s 199—208

Podan je kratek pregled razvoja transmisijske elektronske mikroskopije, najnovejših dosežkov in možnosti, ki jih ta metoda nudi na področju raziskav in materialov. Poleg osnovnih principov delovanja elektronskega mikroskopa in načina priprave vzorcev, so podani tudi številni praktični zgledi, ki demonstrirajo uporabnost transmisijske elektronske mikroskopije pri metalurških raziskavah materialov.

avtorski izveček

UDK: 621.77.014.3:669.11-418  
ASM/SLA: F23, 1-67

Metalurgija — hladno valjanje

M. Nikolič

**Vprašanje racionalne razdelitve želenega celotnega odvzema ali redukcije debeline pri hladnem valjanju trakov na ustrezno število parcialnih odvzemov ali vtikov.**

Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 s 209—212

Na osnovi iz geometrije valjanja izhajajočih odnosov je v stavku predložen postopek za ugotavljanje koeficienta trenja  $\mu$  in maksimalne absolutne redukcije debeline traku v vtiku  $\Delta h_{max}$ , kar je v danem primeru valjanja ključna podlaga za oblikovanje optimalne lestvice odvzemov in vtikov za dosego želenega celotnega odvzema po programu.

avtorski izveček

# INHALT

UDK: 669.14.018.233-174  
ASM/SLA: CNg, G5, N5

Metallurgie — Kaltmassivumformung — Rekristallisation der Stähle

A. Kveder, A. Razinger

**Die Rekristallisation der Stähle für die Kaltmassivumformung**  
Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 S 179—192

Untersuchungen der Verfestigung und Rekristallisation der Stähle für die Kaltmassivumformung. Die Exponente der Verfestigung, der unteren Rekristallisationstemperatur und der kritischen Verformung sind festgestellt worden. Grosse rekristallisierte Körner bilden sich nur bei unlegierten Stählen JMP 10 und JMP 15, sind jedoch nicht grösser als 5,5 nach ASTM. Das Glühen über dem Ac<sub>1</sub> Punkt wird nicht empfohlen. Auch zwei kaltverformte Erzeugnisse sind untersucht worden.

Auszug des Autors

UDK: 662-75  
ASM/SLA: RM-m

Wärmetechnik — Heizgase

B. Sicherl, D. Vodeb

**Probleme bei der Substitution der Heizgase in der Industrie**  
Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 S 161—178

Bei der Substitution der Heizgase, welche Wasserkohlenstoffe enthalten (Erdgas und die Gasphase des flüssigen Erdölgases) sind bei den Grundbedingungen, der konstanten Wärmebeanspruchung und konstantem Druck in der Gasleitung vor und nach der Substitution, die Substitutionsbedingungen, die Verhältnisse zwischen den charakteristischen Werten und der Verbrennungscharakteristik rechnerisch und in der graphischen Interpretierung bearbeitet worden.

Auszug des Autors

UDK: 620.187:621.385.833.22  
ASM/SLA: M21e

Metallurgie — Elektronenmikroskop

V. Kraševc

**Die Anwendung der Durchstrahlungselektronenmikroskopie bei den metallurgischen Untersuchungen**  
Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 S 199—208

Eine kurze Übersicht über die Entwicklung der Durchstrahlungselektronenmikroskopie, der neuesten Leistungsmöglichkeiten, welche von dieser Methode auf dem Gebiete der Materialuntersuchungen geboten werden, ist gegeben. Neben der Grundprinzipien der Wirkung des Elektronenmikroskopes und der Art der Probenvorbereitung, sind auch viele praktische Beispiele angegeben, welche die Anwendbarkeit der Durchstrahlungselektronenmikroskopie bei den metallurgischen Untersuchungen der Metallwerkstoffe demonstrieren.

Auszug des Autors

UDK: 669.112.228.2; 669.15-194:669.293 621.385.833  
ASM/SLA: M21e, Ay-n

Metallurgie — Erstarrung des Stahles — Elektronenmikroanalyse — Niobkarbonitrid

F. Vodopivec, M. Gabrovšek, B. Ralič

**Die Lösung des eutektischen Niobkarbonitrides im Austenit bei der Erwärmung eines nioblegierten schweisbaren Stahles.**  
Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 S 193—198

Ein Teil des Niob bindet sich in mikrolegierten Stählen während der Kristallisation zum eutektischen Karbonitrid. Dieser Karbonitrid ist viel reicher an Stickstoff wie die Karbonitridausscheidungen, welche aus dem übersättigten Austenit entstehen. Beim Erwärmen bis zu 1300°C löst es sich sehr langsam im Austenit. Die Lösungsgeschwindigkeit wird wahrscheinlich durch den Austausch zwischen den Karbonitridkörnern und dem Austenit kontrolliert und ist so klein, dass es keine technologische Bedeutung hat.

Auszug des Autors

UDK: 621.77.014.3:669.11-418  
ASM/SLA: F23, 1-67

Metallurgie — Kaltwalzen

M. Nikolić

**Die Frage der rationellen einteilung der gewünschten Gesamtabnahme beim Kaltwalzen von Stahlband auf entsprechende Zahl der Partialabnahmen bzw. Stiehzahl.**  
Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 S 209—212

Auf Grund der durch die Walzgeometrie gegebenen Beziehungen wird ein Verfahren zum Bestimmen des Reibungsbeiwertes  $\mu$  und der maximalen absoluten Stichabnahme  $\Delta h$  max. vorgeschlagen, womit bei konkreten Walzbedingungen ein Anhaltspunkt für die Gestaltung der optimalen Stich- und Abnahmeeinteilung für die gewünschte Gesamtabnahme nach dem Walzprogramm gegeben wird.

Auszug des Autors



# СОДЕРЖАНИЕ

УДК: 669.14.018.233—174  
АСМ/СЛА: CNg, G5, N5

Металлургия — холодное массивное преобразование — рекристаллизация сталей.

A. Kveder, A. Razinger

**Рекристаллизация сталей для холодного массивного преобразования.**

Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 S 179—192

При исследовании упрочнения и рекристаллизации сталей для массивного преобразования определены показатели для упрочнения, нижние  $t$ -ные интервалы рекристаллизации и критические деформации. Большие зерна рекристаллизации могут образоваться только при нелегированных сталях марок JMP 10 и JMP 15 но их величина по АСТМ не превышает 5,5. Отжиг над точкой  $A_c$  не рекомендуется. Кроме этого исследовали также два изделия изготовленные при помощи деформации в холодном состоянии.

Автореф.

УДК: 662.75  
АСМ/СЛА: RM-m

Теплотехника — горючие газы

B. Sicherl, D. Vodeb

**Проблематика замены горючих газов в промышленности**

Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 S 161—178

При замене горючих газов которые содержат углеводороды (природный газ и газовая фаза жидкого нефтяного газа %), рассмотрены, при учете основных условий, т.е. при постоянной тепловой нагрузке и постоянным давлением в газовой, до и после замены, условия замены. Приведены взаимные отношения характерных величин и, при помощи расчетной и графической интерпретации, характеристики сгорания.

Автореф.

УДК: 620.187:621.385.833  
АСМ/СЛА: M21e

Металлургия — электронный микроскоп

V. Kgaževac

**Применение трансмиссионной электронной микроскопии при металлургических исследований.**

Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 S 199—208

Рассмотрен краткий обзор развития трансмиссионной электронной микроскопии, самых новых достижений и возможности, которые дает этот способ в области исследования материалов. Кроме основных принципов действия электронного микроскопа и способа приготовления образцов, приведены также многочисленные примеры из практики, которые демонстрируют применение трансмиссионной электронной микроскопии при исследовании металлургических материалов.

Автореф.

УДК: 669.112.228.2:669.15—194:669.293:621.385.833  
АСМ/СЛА: M21e, Ay-n

Металлургия — затвердевание стали — электронный микроанализ — карбонитрид ниобия.

F. Vodopivec, M. Gabrovšek, B. Ralič

**Растворение эвтектического карбонитрида ниобия в аустените при нагревании сваривающей стали легированной с ниобием.**

Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 S 193—198

В микросплавных сталях часть ниобия во время кристаллизации соединяется в эвтектический карбонитрид. Этот карбонитрид гораздо богаче азотом в сравнении с карбонитридными выделениями, которые образуются из перенасыщенного аустенита, вследствие чего эти выделения растворяются в аустените при нагревании до 1300° Ц очень медленно. Возможно что быстрота растворения, которая очень незначительная и не имеет значение на ход технологического процесса зависит от обмена между зернами карбонитрида и аустенитом.

Автореф.

УДК: 621.77.014.3:669.11—148  
АСМ/СЛА: F23, 1-67

Металлургия- холодная прокатка.

M. Nikolič

**Вопрос рационального распределения желаемого общего обжатия или редукции толщины холодно-катаных полос на соответствующее число частичных программных обжатий или пропусков.**

Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 S 209—212

На основании из геометрии прокатки результированных отношений в статье приведен способ определения коэффициента трения  $\mu$  и максимальной абсолютной редукции толщины полос в пропуске  $\Delta h$  макс., что в данном примере прокатки представляет собой основание для формирования относительной шкалы программного совокупного обжатия.

Автореф.

# CONTENTS

UDK: 662-75  
ASM/SLA: RM-m

Heat engineering — Fuel gases

B. Sicherl, D. Vodeb

**Problematics of conversion of fuel gases in industry**  
Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 P 161—178

Conditions of conversion fuel gases containing the hydrocarbons (natural gas and the gaseous phase of the liquid gas) are treated at the normal conditions, constant thermal load and pressure in the pipe line before and after conversion. Relations of characteristic parameters and combustion characteristics are presented mathematically and graphically.

Author's Abstract

UDK: 669.14.018.233-174  
ASM/SLA: CNg, G5, N5

Metallurgy — High-reduction cold forming — Recrystallization of steel

A. Kveder, A. Razinger

**Recrystallization of steel for cold volume forming**  
Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 P 179—192

Investigations of hardening and recrystallization of steel for volume forming: Powers in the hardening equation, lower recrystallization temperatures, and critical deformations were determined. Coarse recrystallized grains can appear only in unalloyed JMP 10 and JMP 15 steel but they are not bigger than 5.5 by ASTM scale. Annealing above  $A_c$  is not recommendable. Also two cold formed pieces were checked.

Author's Abstract

UDK: 669.112.228.2; 669.15-194:669.293 621.385.833  
ASM/SLA: M21e, Ay-n

Metallurgy — Solidification of steel — Electron microanalysis — Columbium carbonitrid

F. Vodopivec, M. Gabrovšek, B. Ralič

**Dissolution of eutectic columbium carbonitride in austenite in heating weldable steel alloyed with columbium**  
Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 P 193—198

A part of columbium in micro-alloyed steel is bound into eutectic carbonitride during crystallization. This carbonitride is much richer in nitrogen than carbonitride inclusions precipitated from the over-saturated austenite. Therefore it dissolves extremely slowly in austenite in heating to 1300°C. The dissolution rate is probably controlled by the exchange between the carbonitride grains and the austenite and it is so low that it has no technological meaning.

Author's Abstract

UDK: 620.187:621.385.833.22  
ASM/SLA: M21e

Metallurgy — Electron microscopy

V. Kraševc

**Application of transmission electron microscopy in metallurgical investigations**

Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 P 199—208

A short review of the development of TEM, of the latest achievements and possibilities which this methods yields in material science are described. Beside the basic principles of operation of an electron microscope, and the way of preparation of specimen, numerous practical examples demonstrating the applicability of TEM in metallurgical investigations of materials are presented.

Author's Abstract

UDK: 621.77.014.3:669.11-418  
ASM/SLA: F23, 1-67

Metallurgy — Cold rolling

M. Nikolič

**Rational distribution of total reduction in cold rolling of strips on the corresponding number of partial passes**  
Zelezarski zbornik 10 (1976) 4 P 209—212

Based on the geometry of rolling the method for determining the friction coefficient  $\mu$  and the maximal absolute reduction of the strip thickness per pass,  $\Delta h_{max}$ , is proposed. This is the basis for composing the optimal scale of passes and reductions to achieve the total wanted reduction according to the program.

Author's Abstract



# Vsebina X. letnika »Železarskega zbornika«

	stran		stran
Dobovišek Bogomir — Metalurški inštitut, Ljubljana		Sikošek Dušan	
<b>Vpliv nekaterih dodatkov na električno prevodnost žilindre, ki nastaja pri proizvodnji FeCr carbure</b>	1	<b>Novi varilni praški iz proizvodnje Zelezarne Jesenice</b>	103
Dobovišek Bogomir — Metalurški inštitut, Ljubljana		<b>Društvene vesti</b>	104
<b>Vpliv temperature karbonizacije na oksireaktivnost goriv izdelanih iz kosovskega lignita, aplikacija DTA</b>	7	Zalar Bogdan, J. Wohinz, A. Valant — Metalurški inštitut Ljubljana	
Vizjak Ferdo — Zelezarna Ravne		<b>Problematika utrjevanja piritnih peletov pri temperaturah praženja</b>	109
<b>Platiranje jekel</b>	13	Prešern Vasilij — Metalurški inštitut Ljubljana	
Arh Joža, A. Pavliček — Zelezarna Jesenice		<b>Pogoji nastajanja in izločanja oksidnih vključkov iz jeklene kopeli</b>	117
<b>Vpliv žvepla v grodlju in jeklu na izdelavo specialnih toplovaljanih trakov za globoki vlek</b>	25	Rodič Jože — Zelezarna Ravne	
Grešovnik Ferdo — Zelezarna Ravne		<b>Uporaba rastrske elektronske mikroskopije pri raziskavah ledeburitnih orodnih jekel</b>	125
<b>Študij elektrokemičnih lastnosti osnovne mase ledeburitnih orodnih jekel</b>	37	Rodič Jože — Zelezarna Ravne	
Tehnične novice	47	Vodopivec Franc, B. Ralič — Metalurški inštitut Ljubljana	
Rodič Jože — Zelezarna Ravne		<b>Preiskave jekla Č 4850 — OCR 12 VM na elektronskem mikroanalizatorju</b>	145
<b>Popuščni diagrami ledeburitnih orodnih jekel v razširjenem območju</b>	47	<b>Tehnične novice</b>	157
<b>Društvene vesti</b>	51	Pšeničnik Jože — Zelezarna Ravne	
Rodič Alenka — Zelezarna Ravne		<b>Novo orodno jeklo UTOP Mo 4 za delo v vročem v proizvodnem programu Zelezarne Ravne</b>	157
<b>Rekristalizacijski diagrami</b>	53	Sicherl Bogdan, FNT Ljubljana	
Rodič Jože, A. Segel — Zelezarna Ravne		Vodeb Dušan — Zelezarna Ravne	
<b>Vpliv kemijske sestave na premenske točke ledeburitnih orodnih jekel</b>	65	<b>Problematika zamenljivosti kurilnih plinov v industriji</b>	161
Uranc Franc — Zelezarna Ravne		Kveder Aleksander — Metalurški inštitut	
<b>Kvalitetnejša toplotna obdelava izdelkov iz utopnih jekel</b>	77	Razinger Anton — Zelezarna Jesenice	
Kuzman Karel — Kovaška industrija Zreče		<b>Rekristalizacija jekel za hladno masivno preoblikovanje</b>	179
<b>Vpliv preoblikovanega materiala na snovanje procesov hladnega masivnega preoblikovanja jekel</b>	83	Vodopivec Franc, Ralič Boško — Metalurški inštitut Ljubljana	
Tehnične novice	93	Gabrovšek Marin — Zelezarna Jesenice	
Pšeničnik Jože — Zelezarna Ravne		<b>O vzroku za stabilnost evtektičnega niobijevega karbonitrida v avstenitu pri ogrevanju varivega jekla, legiranega z niobijem</b>	193
<b>Novo orodno jeklo Č 9750 Utop CO<sub>2</sub> za delo v vročem</b>	93	Kraševac Viktor — Inštitut Jožef Štefan Ljubljana	
Pihalo Mirko — Zelezarna Ravne		<b>Uporaba transmisijske elektronske mikroskopije pri metalurških raziskavah</b>	199
<b>Akustične emisije — nova tehnika preiskave materiala brez porušitve in njena uporaba pri zasledovanju faznih transformacij v jeklu</b>	99	Nikolič Miroslav — Jesenice	
		<b>Vprašanje racionalne razdelitve želenega celotnega odvzema ali redukcije debeline pri hladnem valjanju trakov na ustrezno število parcialnih odvzemov ali vtikov</b>	209