

# ŽELEZARSKI ZBORNIK

## VSEBINA

	Stran
Pribyl Robert — Linz, Austrija NOVA VRSTA VALJEV ZA VALJANJE ALUMI- NIJA IN CINKA	1
Pribyl Robert — Linz, Austrija NOVA VRSTA VALJEV ZA VALJANJE ALUMI- NIJA	9
Rodič Jože — Železarna Ravne KALJIVOST JEKEL OSNOVA ZA BOLJŠO EKO- NOMIKO, PRAVILNEJSO IN LAZJO IZBIRO JEKEL	15
Segel Jože — Železarna Ravne VPLIV TOPLOTNE OBDELAVE NA ZILAVOST BRZOREZNIH JEKEL	39
Černe Franc — Železarna Ravne MEROOBSTOJNOST NEKATERIH ORODNIH JEKEL	51
Goršek Martin — Železarna Štore RAZISKAVE VPLIVOV NA DIMENZIJE IN DRUGE LASTNOSTI ULITKOV IZ NODULAR- NE LITINE	61
Dobovišek Bogomir — Metalurški inštitut STUDIJ RAZKROJA CO MED REDUKCIJO ŽELEZOVIH OKSIDOV Z NJIM	69

1970 · LETO IV **1**



## VSEBINA

	Stran
Dir. Dr. Ing. Pribyl Robert, Linz — Austria <b>Nova vrsta valjev za valjanje aluminija in cinka . . . . .</b>	1
DK 621.944.07 : 669.71 : 669.5 ASM-SLA: W23, Al, Zn	
Dir. Dr. Ing. Pribyl Robert, Linz — Austria <b>Nova vrsta valjev za valjanje aluminija . . .</b>	9
DK 621.944 : 669.71 ASM-SLA: W23, Al	
Rodič Jože dipl. inž., Zelezarna Ravne <b>Kaljivost jekel osnova za boljše ekonomiko pravilnejšo in lažjo izbiro jekel . . . . .</b>	15
DK 620.179.3 ASM-SLA: J5	
Segel Jože dipl. inž., Zelezarna Ravne <b>Vpliv toplotne obdelave na žilavost brzorez- nih jekel . . . . .</b>	39
DK 539.55 : 669.14.018.252.3 : 621.785 ASM-SLA: Tsm; Q6jJ	
Černe Franc dipl. inž., Zelezarna Ravne <b>Meroobstojnost nekaterih orodnih jekel . . .</b>	51
DK 669.14.018.25 : 621.785.6/789 : 539.37 ASM-SLA: J1b, TSh	
Goršek Martin inž. fizike., Zelezarna Štore <b>Raziskave vplivov na dimenzije in druge last- nosti ulitkov iz nodularne litine . . . . .</b>	61
DK 621.746.019 ASM-SLA: 9-72	
Dr. Dobovišek Bogomir dipl. inž., Metalurški inštitut <b>Študij razkroja CO med redukcijo železovih oksidov z njim . . . . .</b>	69
DK 622.781 ASM-SLA: B16a	

## INHALT

	Seite
Dir. Dr. Ing. Pribyl Robert, Linz — Austria <b>Neuartige Warmwalzen für Aluminium und                      Zinkwalzwerke</b> . . . . .	1
DK 621.944.07 : 669.71 : 669.5	
ASM-SLA: W23, Al, Zn	
Dir. Dr. Ing. Pribyl Robert, Linz — Austria <b>Neuartige Warmwalzen für Aluminium-Walz-                      werke</b> . . . . .	9
DK 621.944 : 669.71	
ASM-SLA: W23, Al	
Rodič Jože dipl. inž., Železarna Ravne <b>Härtbarkeit — ein Grundmass für eine bessere                      Ökonomie, eine richtigere und leichtere Aus-                      wahl del Stähle</b> . . . . .	15
DK 620.179.3	
ASM-SLA: J5	
Segel Jože dipl. inž., Železarna Ravne <b>Einfluss der Wärmebehandlung auf die Zähig-                      keit der Schnellarbeitsstähle</b> . . . . .	39
DK 539.55 : 669.14.018.252.3 : 621.785	
ASM-SLA: TSm; Q6jJ	
Cerne Franc dipl. inž., Železarna Ravne <b>Die Massbeständigkeit einiger Werkzeugstähle</b>	51
DK 669.14.018.25 : 621.785.6/789 : 539	
ASM-SLA: J2b, TSh	
Goršek Martin inž. fizike., Železarna Store <b>Untersuchungen über die verschiedenen Ein-                      flüsse auf die Massänderungen und andere                      Eigenschaften der Gusskörper aus Sphäroguss</b>	61
DK 621.746.019	
ASM-SLA: 9-72	
Dr. Dobovišek Bogomir dipl. inž., Metalurški inštitut <b>Zersetzungsstudie des Kohlenmonoxyd wäh-                      rend der Reduktion der Eisenoxyde mit ihm</b> .	69
DK 622.781	
ASM-SLA: B16a	

## CONTENTS

	Page
Dir. Dr. Ing. Pribyl Robert, Linz — Austria <b>New type of rolls for rolling aluminium and zinc</b> . . . . .	1
DK 621.944.07 : 669.71 : 669.5 ASM-SLA: W23, Al, Zn	
Dir. Dr. Ing. Pribyl Robert, Linz — Austria <b>New type of rolls for rolling aluminium</b> . . . . .	9
DK 621.944 : 669.71 ASM-SLA: W23, Al	
Rodič Jože dipl. inž., Železarna Ravne <b>Hardenability of steels — basis for better economy, correcter and easier selection of steels</b> . . . . .	15
DK 620.179.3 ASM-SLA: J5	
Segel Jože dipl. inž., Železarna Ravne <b>Influence of heat treatment on toughness of high-speed steels</b> . . . . .	39
DK 539.55 : 669.14.018.252.3 : 621.785 ASM-SLA: TSm; Q6jJ	
Černe Franc dipl. inž., Železarna Ravne <b>Dimensional stability of some tool steels</b> . . . . .	51
DK 669.14.018.25 : 621.785.6/789 : 539 ASM-SLA: J2b, TSh	
Goršek Martin inž. fizike., Železarna Štore <b>Investigation of influences on dimensions and other propertiens of spheroidal graphite cast iron</b> . . . . .	61
DK 621.746.019 ASM-SLA: 9-72	
Dr. Dobovišek Bogomir dipl. inž., Metalurški inštitut <b>Study of CO dissociation during the reduction of iron oxides with it</b> . . . . .	69
DK 622.781 ASM-SLA: B16a	

## СОДЕРЖАНИЕ

- Dir. Dr. Ing. Pribyl Robert, Linz — Austria  
**Новый сорт валков для прокатки алюминия и цинка** . . . . . 1  
DK 621.944.07 : 669.71 : 669.5  
ASM-SLA: W23, Al, Zn
- Dir. Dr. Ing. Pribyl Robert, Linz — Austria  
**Новый сорт валков для прокатки алюминия** 9  
DK 621.944 : 669.71  
ASM-SLA: W23, Al
- Rodič Jože dipl. inž., Železarna Ravne  
**Закаливаемость стали-основание для лучшей экономики, правильным и более легком выборе стали** . . . . . 15  
DK 620.179.3  
ASM-SLA: J5
- Segel Jože dipl. inž., Železarna Ravne  
**Влияние термообработки на вязкость быстрорежущей стали** . . . . . 39  
DK 539.55 : 669.14.018.252.3 : 621.785  
ASM-SLA: TSm; Q6jJ
- Černe Franc dipl. inž., Železarna Ravne  
**Размерность некоторых инструментальных сталей** . . . . . 51  
DK 669.14.018.25 : 621.785.6/789 : 539  
ASM-SLA: J2b, TSh
- Goršek Martin inž. fizike., Železarna Štore  
**Исследование влияний на размеры и другие качества отливок с шаровидным графитом** 61  
DK 621.746.019  
ASM-SLA: 9-72
- Dr. Dobovišek Bogomir dipl. inž.,  
Metalurški inštitut  
**Студия разложения СО во время редукции железных оксидов с этим газом** . . . . . 69  
DK 622.781  
ASM-SLA: B16a

Dir. Dr. Ing. Robert Pribyl  
Linz — Austrija

DK: 621.944.07; 669.71; 669.5  
ASM/SLA: W 23, A 1, Zn

## Nova vrsta valjev za valjanje aluminija in cinka

Opisana je nova vrsta jeklenih kovanih in na poseben način plamensko kaljenih valjev za vroče valjanje aluminijeve in cinkove pločevine. Prednost teh valjev pred valji iz trde litine je predvsem v izredni žilavosti in odpornosti proti zlomom tudi pri najtežjih nezgodah. Valji so popolnoma odporni proti luščenju površine in proti tvorjenju vročih risov.

Valje iz trde litine novi VOEST-ovi valji daleč prekašajo v življenjski dobi storilnosti in gospodarnosti.

V romantični dolini Traisen leži na progi St. Pölten—Mariazell v bližini Zisterziškega samostana Zilienfeld — majhna vasica Marktl. Tukaj je sedež firme Fried v. Neuman, ki je bila leta 1780 ustanovljena kot kovačija. Ta je obstajala do l. 1920. Leta 1832 je bila zgrajena valjarna za črno pločevino, l. 1904 pa so jo preuredili za proizvodnjo cinka. Od leta 1946 valjajo tudi aluminijevo pločevino. Poleg vroče in hladne valjarne stoji tudi stiskalnica za stiskanje profilov. V Avstriji se nahaja 5 valjarn aluminija in samo ta valjarna cinka.

V tej valjarni valjajo čisti aluminij z 99,3 % do 99,85 % Al in tudi zlitine »Aluman« (Al-Mn), Anti-korodal (Al-Mg-Si) in »Peraluman« (Al-Mg 1,5 in Al-Mg 3). Pri cinku imamo opraviti samo s finim cinkom in nerafiniranim cinkom.

Oprema valjarne

Valjalno ogrodje:

enosmerni duo firme Krupp-Gruson/Magdeburg;

pogon preko odprtega zobatega predležja in pogonski motor 500 KS

maksimalni valjni pritisk na vsakem vretenu 500 t;

maksimalna hitrost valjanja ca. 63 m/min.;

maksimalna storilnost 5 t Al/uro;

valjni čepi tečejo v odprtih bronastih ležajih;

hlajenje valjev in mazanje z 15 % oljno emulzijo; čepi se dodatno mažejo z lojem.

### Karakteristike vročih valjev

premer valjev	725 mm se izkorišča do 690 mm
dolžina delovne površine	1450 mm
skupna dolžina	2610 mm
ležajni čepi	550 mm Ø × 330 mm dolž.
deteljica	450/310 mm Ø × 250 mm dolž.
teža:	
litih trdih valjev	6385 kg
kovanih valjev	6530 kg

### Valjajo se brame

debelina	155 — 185 mm (pri Zn 70 mm)
širina	500 — 600 mm
dolžina	ca. 1050 mm
teža	maks. 450 kg
	pretežno 260 kg do marca 1963
	350 kg od marca 1963

### Izvaljana vroča pločevina

najmanjša debelina	8 mm, pri cinku 12 mm
širina	550 do 1200 mm, pri cinku 600—110 mm
največja dolžina	10000 mm

Za ogrevanje aluminijevih blokov na temperaturo valjanja (500 — 620° C) služi moderna električno ogrevana peč s premičnimi gredami z največjo storilnostjo 3 t aluminija na uro. Ista peč se uporablja tudi za ogrevanje cinkovih blokov na temperaturo valjanja 200° C.

V opisanem vročem duo ogrodju so v začetku —odgovarjajoče takratnemu stanju tehnike — upo-

rabljali izključno lite valje s trdo skorjo, s trdoto delovne površine 60—70 shore D in naslednjo smerno analizo:

C 2,6 %, Si 0,7 %, Mn 0,3 %, P 0,4 %, S 0,09 %

#### Prednosti teh valjev so:

- so poceni
- imajo trdo, proti obrabi odporno površino, ki zagotavlja gladko in brezhibno površino pločevine vsaj toliko časa, dokler se ne izrabi čista trda površina valja
- zaradi visoke vsebnosti karbidov in naravne trdote so obstojni proti napuščanju, tako da se celo pri slabem hlajenju valjev ali pri obtičanju valjanca med valji trdota površine ne zmanjša

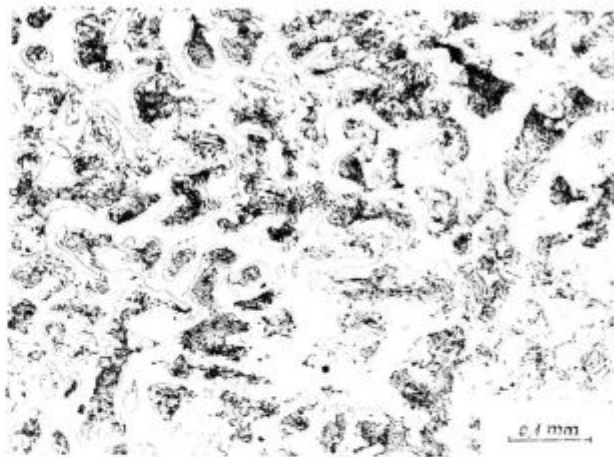
#### Slabe strani

- valji so zelo občutljivi na razne napetosti. Mehanske ali termične obremenitve lahko povzročijo lom valja ali čepa ali luščenje trde površine;
- so le slabo odporni proti temperaturnim spremembam in v precejšnji meri nagnjeni k tvorbi vročih risov;
- trda plast sega povprečno le 15 mm globoko; ko se ta obrabi, je delovna površina vedno mehkejša in poroznejša;
- zaradi navedb pod a do c imajo le zelo omejeno življenjsko dobo;
- zaradi temperaturne občutljivosti je treba valje previdno ogrevati, kar zmanjšuje proizvodnjo, ker se ogrevanje običajno izvaja v ogrodju;
- po obrabi trde zunanje plasti se valjev ne da več popraviti.

Opisane prednosti in slabe strani so odvisne od materiala in načina izdelave. Za izdelavo je predvsem važno, da se držimo ozkih analiznih mej skupno z odgovarjajočo hitrostjo ohlajanja v kalupu. Sestavo je treba tako izbrati, da se talina po odlitju v običajni peščeni kalup strdi sivo, torej z izločanjem grafita, in da se s hitrim ohlajanjem izločanje grafita zadrži in povzroči belo strjenje.

Znano je, da se lahko lito železo določene sestave (okoli 2,6 do 3,3 % C, 0,6 do 1,2 % Si, 0,3 do 1,2 % Mn, 0,5 % P in 0,1 % S), odvisno od ohlajevalnih pogojev, v istem odlitku strdi popolnoma belo (trda litina), popolnoma sivo (siva litina) ali delno belo, delno sivo (litina s trdo lupino).

Zadnjo možnost izkoriščamo pri izdelavi valjev s trdo lupino tako, da pri vlivanju v območje delovne površine uporabimo hladilne (kalilne) plošče in povzročimo belo strjenje zunanje cone delovne površine do določene globine, medtem ko se jedro in v pesek vlti čepi strdijo sivo. Vsa umetnost vlivanja je v tem, da vskladimo sestavo z ohlajevalno hitrostjo in presekom valja, da bi dosegli ozko omejene debeline belo strjene zunanje lupine delovne površine valja. Ta je sestavljena iz perlita in cementita, ki sta precej grobo porazdeljena (sl. 1), in je, odgovarjajoče visoki vsebnosti železovih karbidov, zelo trda, odporna proti pritisku in obrabi, vendar tudi zelo krhka. Pravzaprav predstavlja delovno površino valjev. Sivo strjeno jedro sestoji



Slika 1  
Struktura zunanje plasti valja iz trde litine

iz perlita in grafita in daje valju določeno žilavost. Prehod od belo strjene zunanje plasti k sivo strjenemu jedru ne sme biti oster. Vmes mora biti bolj ali manj široka prehodna cona, tako imenovana melirana cona, v kateri delež grafita od zunaj navznoter, odgovarjajoče pojemajoči hitrosti ohlajanja, narašča. Skupna hlajena globina sestoji iz čiste hlajene globine, ki je popolnoma bela; se torej strdi brez grafita in prehodne cone (sl. 2). Če je čista hlajena globina preplitva, potem je življenjska doba valjev prekratka, ker po obrabi bele zunanje plasti grafitne lamele prehodne cone izpadejo, kar ima za posledico porozno delovno površino valjev in vedno bolj hrapavo površino zvaljane pločevine. Če pa je čista hlajena globina pregloboka, potem močno narastejo lastne notranje napetosti in povzročijo lahko že po odlitju ali pa kasneje v valjarni zlome valjev. V praksi se je najbolje obnesla debelina hlajene tkzv. trde plasti — 15 mm.

V valjarni firme Fried. v Neuman sta bila za opisano valjarniško ogrodje stalno na razpolago 2 para trdih valjev. En par je bil vgrajen, drugi par pa v rezervi. Valjali so na dve dnini, pri čemer



Slika 2  
Trda zunanja plast in prehodna cona valja iz trde litine



so mesečno delali poprečno 40—45 dnin po 8 ur. Pri valjanju aluminija z začetnimi temperaturami od 500—620° C so valje hladili in mazali z emulzijo mineralnega olja. Vsak dan na začetku valjanja pa so nekaj blokov izvaljali brez emulzije in z majhnim pritiskom, da bi valje previdno ogreli. Odvisno od upora valjanca proti preoblikovanju se je vzpostavila na površini valja temp. od 45 do 60° C. Prave temperature v valjni regi se žal ne da izmeriti, računsko pa znaša približno polovico temp. bloka. Na vsake 3 ure so površino valjev v ogrodju obrusili s polirnim klinom, da bi odbrusili delce aluminija z njihove površine. Pri valjanju cinka so obratovali na suho, to je brez mazanja z emulzijo, čepe pa so hladili s čisto vodo. Valje so pred tem previdno ogreli na 150° C.

Temperatura valjanja je znašala 160° C. Običajno pa so cink valjali le ob koncu tedna, in sicer 3 do 4, največ pa 6 izmen na mesec.

Največje težave pri uporabi trdih valjev povzročajo znana nagnjenost teh valjev k tvorbi vročih risov. V obremenjeni delovni površini, ki je zelo krhek in slab toplotni prevodnik, se tvorijo fini risi, ki po številu, dolžini in globini stalno naraščajo, tako da je delovna površina obdana z mrežo risov. Kasneje pride na vozliščih teh risov do majhnih okruškov, končno pa večjih okruškov ali odlomov bele strjene zunanje plasti. Mrežasti risi povzročajo na vroče valjani površini mrežaste pozitivne odtise, iz katerih pri hladnem valjanju zaradi prevaljanja nastanejo luskine. Da se tem nezaželenim pojavom izognemo, smo prisiljeni risave valje kmalu obrusiti.

Pri firmi Fried. v. Neuman so se ob omenjenih obratovalnih razmerah pojavili vroči risi tako na novih kakor tudi na ponovno obrušeni valjih običajno že 3. ali 4. dan valjanja. Zaradi zelo dolgotrajne menjave valjev (trajala je 24 ur), jih ni bilo mogoče menjati v tako kratkih obdobjih. Prisiljeni so bili valjati naprej in do določene mere tolerirati vedno močnejšo mrežo na površini pločevine.

Po 3 do 4 mesecih so risi dosegli globino približno 3 mm. Valje je bilo treba prebrusiti, pri če-

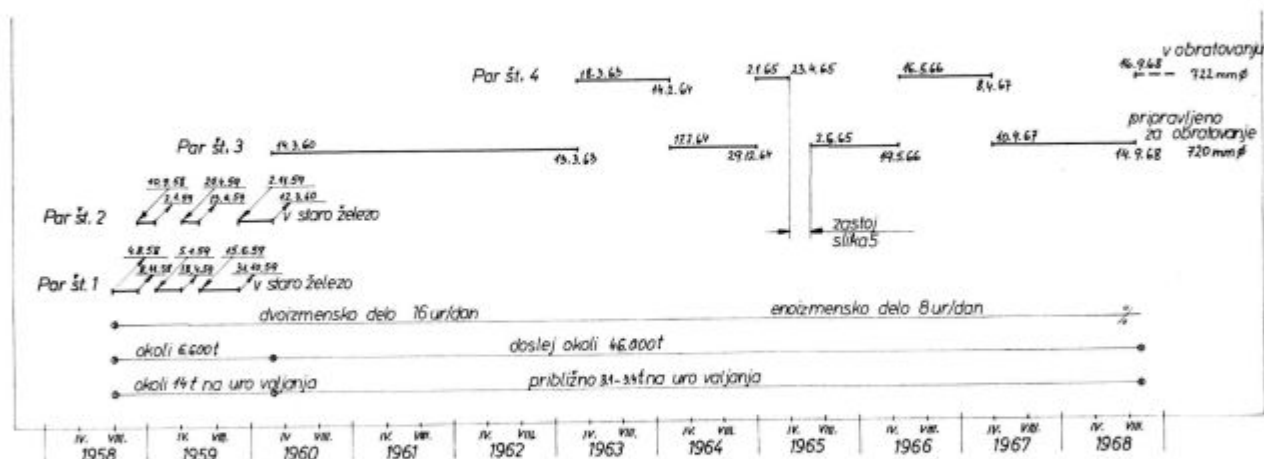
mer se je premer zmanjšal za 6 do 8 mm. Ker je trda, belo strjena zunanja plast povprečno debela 15 mm, so bili valji po dvakratnem brušenju, oziroma treh vgraditvah izrabljeni.

Obratovalni časi zadnjih dveh parov trdih valjev so zbrani v tabeli 1 in na sliki 7, in sicer za čas od 4. 8. 1958 do 12. 3. 1960. Kot je razvidno, je bila najdaljša doba enkratne vgraditve ca 4 1/2 meseca, najkrajša pa 1 mesec in 22 dni. Skupna življenjska doba prvega para valjev je bila ca. 11 mesecev, drugega pa 9 mesecev.

Opisane težave z vročo risavostjo in s tem pogojena mnogo prekratka življenjska doba valjev s trdo lupino, so pripravile razmeroma majhno firmo Fried. v. Neuman v začetku leta 1960, da je storila pionirski korak, ko je kot prva firma preizkusila popolnoma nov tip valjev in prevzela nase tudi odgovornost razvoja. Ta podjetniški pogum je treba ceniti še tembolj, ker je bila cena novih, v praktičnem obratovanju ne preizkušenih valjev skoraj dvakrat tolikšna, kot je cena trdih valjev.

Novo vrsto valjev je razvila firma Vereinigte Österreichische Eisen und Stahlwerke A. G. po postopku, ki je s patentom zaščiten že v 10 deželah, v 13 deželah pa je patent prijavljen. Gre za kovane, s Cr-Mo in vanadijem legirane jeklene valje, s plamensko kaljeno površino. Proizvodni postopek je tak:

jeklo, izdelano v 25 t električni peči vlijejo v bloke, ki jih prekujejo z odgovarjajočo stopnjo predelave. Surovce najprej normalizirajo in nato še mehko žarijo, ostružijo in z ultrazvokom pregledajo notranje napake. Sledi pred poboljšanje na trdnost 95 do 110 kp/mm<sup>2</sup>. V ta namen predstružene valje počasi in vseskozi ogrejejo na 940° C in nato, odgovarjajoče kemični sestavi, ker je kaljiv na zraku, razmeroma počasi ohlajajo na zraku. Neposredno za tem na zraku kaljene valje v napuščni peči napustijo pri 620° C, še enkrat pregledajo z ultrazvokom in ostružijo na mero pred brušenjem. Sledi najtežji del izdelave valjev, namreč kaljenje delovne površine in večinoma tudi čepov. Valji se ogrevajo na temp. kaljenja z gorilci



Slika 7  
Obratovalni časi zadnjih dveh parov trdih valjev

Tabela 1

par št.	tovarniška štev.	vgra-ditev št.	vgrajen dne	menjan dne	dnin na dan	dnin po 8 ur			izva-ljano t	zmanjšanje premera z odbrušenjem	specifična storilnost t/mm	ostane za odbrušenje v mm premera
						pri vsaki vgra-ditvi	na en par valjev	skupaj				
1	13439 13440	1.	4. 8. 58	8. 11. 58	2	137	491	804	okoli 6.600	16	220	0
		2.	5. 1. 59	18. 4. 59		151						
		3.	15. 6. 59	31. 10. 59		203						
2	13438 13441	1.	10. 11. 58	3. 1. 59	2	70	313	804	okoli 6.600	14	220	0
		2.	20. 4. 59	13. 6. 59		69						
		3.	2. 11. 59	12. 3. 60		174						
3	B 5784 A B 5785 A	1.	14. 3. 60	13. 3. 63	1	1.491	doslej 2.329	doslej 2.884	okoli 46.000	5	5.750	30
		2.	17. 2. 64	29. 12. 64		220						
		3.	2. 6. 65	14. 5. 66		249						
		4.	10. 4. 67	14. 9. 68		369						
4	B 6580 B 6581	1.	18. 3. 63	14. 2. 64	1	236	doslej 555	doslej 2.884	okoli 46.000	3	5.750	32
		2.	2. 1. 65	23. 4. 65		82						
		3.	16. 5. 66	8. 4. 67		237						
		4.	16. 9. 68	dato								

na plin — kisik na stružnici zelo hitro, v nekaj minutah, in to ne vseskozi, pač pa le do določene globine. Na enak način se tudi ohlajanje s kalilne temperature izvrši zelo hitro z vodnimi tuši. Tak način ogrevanja kakor tudi način ohlajanja sta v nasprotju z obstoječo teorijo, po kateri je treba na zraku kaljiva jekla ogrevati počasi in skozi ves presek in nato na zraku počasi ohlajati.

Ogrevanje valja na temp. kaljenja v že omenjenih izmerah po dosedaj običajnem klasičnem postopku, t. j. v eni kalilni peči, traja več dni. Po patentiranem VÖEST postopku traja ogrevanje in kaljenje, torej poboljšanje v celoti, kljub večji kalilni globini in višji trdoti površine valja, vključno z zahtevanim hlajenjem, le okoli 80 minut.

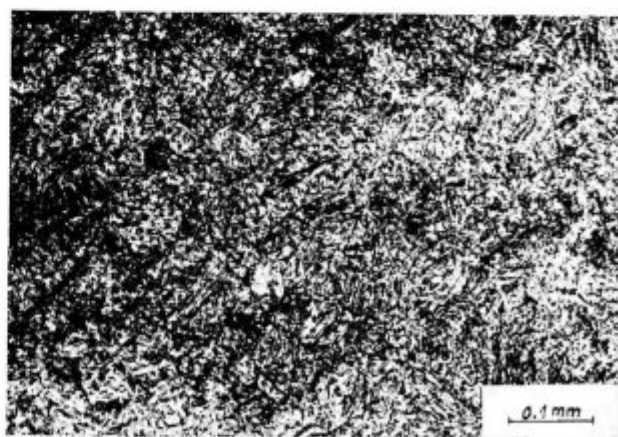
Po plamenskem kaljenju se valji napustijo, odvisno od namena uporabe, na trdoto površine od 70 do 75 Shore D (65—80 shore C ali 420—600 Vickersovih stopinj trdote), za kar je potrebna napuščna temperatura 525 do 325° C. Za tretjo ultrazvočno preiskavo sledi še brušenje na končno mero. Proces izdelave je s tem zaključen.

Mikrostruktura zunanje plasti kovanih plamensko kaljenih jeklenih valjev je v nasprotju s trdimi valji zelo homogena in fina (primerjaj sliko 3 s sliko 1).

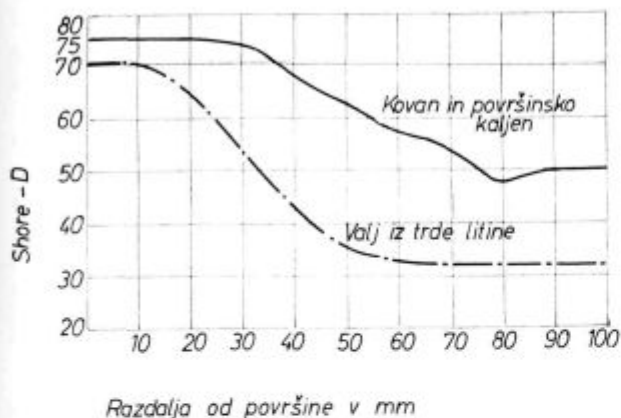
Potek trdote predstavlja slika 4. Značilna za te valje je velika kalilna globina, od 20 do 30 mm, in

pa blagi prehod od kaljene zunanje cone k nekaljenemu jedru. Na ta način poboljšani valji se lahko v premeru odbrusijo za 40 do 60 mm, ne da bi trdota delovne površine znatno padla. Za primerjavo je vrisan običajni potek trdot trdih valjev, za katerega je značilna nižja trdota površine, znatno manjša globina trde plasti in pa mnogo bolj strm padec trdote.

Nova vrsta VÖEST valjev za vroče valjane pločevine je bila v opisano ogrodje firme Fried v.



Slika 3  
Struktura zunanje cone plamensko kaljenega kovanega vročega valja znamke »GSL3«



Slika 4  
Diagram trdote za dva tipa valjev

Neuman prvič vgrajena 14. 3. 1960, in sicer s trdoto delovne površine 69, odn. 70 Shore-D in trdoto čepov 44 do 43 Shore-D. (Par valjev št. 3 po tabeli 1). Njihovo obnašanje v obratu so spremljali stalno in pozorno.

Najprej je bilo očitno, da se je pri valjanju prišlo delovne površine manj aluminija kot pri trdih valjih, in še to le v obliki nepretrganega tankega filma. Pri trdih valjih, kot smo že omenili, je bilo treba nalepljeni aluminij  $3\times$  v eni dnini s polirnim klinom odstraniti, pri novih valjih pa je zadostovalo, kljub dvakratni storilnosti, dvakratno čiščenje. Predvsem pa so izostali vroči risi, ki so se pri trdih valjih normalno pojavili že po 3—4 dneh valjanja. Za nadaljnje raziskave naj bi prvi par VÖEST valjev bil vgrajen do začetka nastajanja vročih risov. Od enega četrletja do drugega smo čakali zastoj. Prva vgraditev se je nehote končala 13. 3. 1963, ker so se zaradi okvare v mazilnem sistemu na enem čepu zelo močno pojavili vroči risi.

Prvi par valjev je bil torej polna tri leta, t. j. 1491 dnin nepretrgoma brez pojava risov v obratu. To pa je vsaj desetkrat dalj kot zadnja dva primerjalna para valjev iz trde litine. Razen tega so se risavi čepi z ostruženjem spet popravili, pri zmanjšanju premera za 16 mm, namreč od 550 na 534 mm premera. Tu pa se je pokazala nadaljnja prednost nove vrste valjev: pri trdih valjih si tako močnega zmanjšanja ležajnih čepov zaradi nevarnosti loma ne bi mogli privoščiti. Premer čepov sedaj znaša le 515 mm.

Druga vgraditev teh valjev je trajala od 17. 2. do 29. 12. 1964, nad 10 in pol meseca. Zaradi zastarelega mazilnega sistema so se spet tvorili vroči risi na čepih. Razen tega se je od l. 1963 s predelavo ogrevnih peči specifična storilnost valjarne povečala za 130 %, prešli pa so tudi na enodninsko obratovanje po 8 ur. Prav tako so narasle tudi zahteve glede kvalitete površine, tako da smo postavili enoletno vgraditev za normalno. Vročih risov na delovni površini tudi po drugi vgraditveni periodi ni bilo.

Tretja vgraditvena perioda se je začela 2. 6. 1965 in končala podogovoru 14. 5. 1966, ne da bi odkrili samo sled vročih risov na delovni površini.

Četrta vgraditev je trajala od 10. 4. 1967 do 14. 9. 1968. Valji so še vedno brez risov, čeprav so obratovali doslej skupno 76 mesecev ali 2329 izmen. **Že sedaj je njihova življenjska doba 5,8-krat daljša glede na število izmen**, odnosno obratovalnih ur proti prej uporabljenim valjem s trdo lupino. Valj je imel dne 14. 9. 1968 premer 790 mm in se ga je v več kot šestih letih obratovanja obrusilo le za 5 mm, pri čemer je trdota delovne površine ostala enaka. Ker se ti valji v opisanem ogrodju lahko uporabljajo do najmanjšega premera 690 mm, je na razpolago še 30 mm v premeru. Če po dosedanjih izkušnjah zmanjšamo premer z enkratnim brušenjem za 1 mm, potem lahko valje teoretično še 30-krat prebrusimo. Če traja ena vgraditev 1 leto, potem bi valji imeli pred seboj še 30 let delovne dobe. Skupna delovna doba pa bi bila šestintrideset let. Prava življenjska doba pa v tem posebnem primeru ni omejena z vzdržnostjo delovne površine, temveč z vzdržnostjo čepov (nezadostno mazanje).

Na osnovi v največji meri zadovoljivih rezultatov s prvo izvedbo novih VÖEST vročih valjev so leta 1962 naročili drugi enaki par (B 6580 in B 6581), par št. 4 v tabeli 1), ki so ga marca 1963 vgradili. Trdota delovne površine valjev je bila 72, oziroma 71 Shore D, čep pa je imel 51 Shore D trdote. Obratoval je do 14. 2. 1964 brez risov, torej skoraj eno dogovorjeno leto. Ta dan je padel na zgornji valj pokrov ležaja in napravil majhno vdrtino, ki pa jo je bilo mogoče z normalnim brušenjem za ca. 1 mm premera odstraniti.

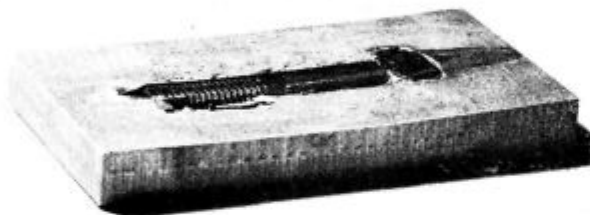
Ta par valjev je spet začel obratovati 2. 1. 1965 in je normalno obratoval do 23. 4. 1965, ko je prišlo do težje okvare. Med valjanjem je pri dviganju valjev odtrgalo valjčnico in jo potegnilo med valje ter jo konično stisnilo, kakor kaže sl. 5. Pri tem



Slika 5  
Del stisnjene valjčnice

je nastala na prehodu k čepu precejšnja razpoka (glej puščico). Prelomila se je tudi 450 mm debela pogonska gred, kar daje šele pravo sliko o silah, ki so tisti trenutek vladale v celotni napravi. Valji so vzdržali. Nastali vtisi na površini valjev pa so se dali z normalnim obrušenjem za ca. 1 mm odstraniti. Prav ta poškodba, zaradi katere je bilo ogrožje v popravilu od 23. 4. do 2. 6. 1965, je prepričljiv dokaz o kvaliteti novih VÖEST vročih valjev. Skoraj ne moremo dvomiti, da se valji iz trde litine pri tako nenavadni obremenitvi ne bi zlomili.

Na tem mestu lahko omenimo še drug primer, ki se je zgodil pri paru št. 3. Med valjanjem je padel na pločevino približno 125 mm dolg 3/4" vijak, ki so ga valji skupaj s pločevino potegnili skozi valjčno rego, pri čemer se je vijak vtisnil v 22 mm debelo pločevino tako močno, da je glava vijaka na drugi strani gledala iz pločevine (sl. 6). Delovna površina je pri tem ostala nepoškodovana, lahko so takoj nadaljevali z valjanjem.



Slika 6  
V vročo pločevino uvaljani vijak

Pri tretji vgraditvi je delal drugi par valjev od 16. 6. 1966 do 8. 4. 1967, torej spet skoraj eno leto, ne da bi se pojavili vroči risi.

Cetrlič so vgradili valje 16. 9. 1968. Valja, ki sta bila dobavljena v marcu 1963, sta bila 30. 9. 1968 že 28 mesecev ali 555 dni v obratovanju in sta še dalje v obratu. Po 3-kratnem prebrusenju znaša delovni premer še vedno 722 mm in so torej z vsakokratnim brušenjem zmanjšali premer za 1 mm. Trdota površine je ostala ves čas enaka, od 71 do 72 Shore D. Predračun končne življenjske dobe nam da podobne rezultate kakor pri prvem paru.

Stevilčna primerjava med nazadnje uporabljema dvema paroma valjev iz trde litine in sedaj uporabljenimi VÖEST-vročimi valji nam da naslednje rezultate: skupna storilnost prvih parov (iz trde litine) je približno 6600 ton, medtem ko sta zadnja dva para že do sedaj prevaljala okoli 46000 ton, torej približno 7-krat več in imata nekajkrat tolikšno storilnost še pred seboj.

Posebno močno prekašajo novi VÖEST-ovi vroči valji valje iz trde litine, če primerjamo izvaljane

tone na mm zmanjšanja premera z odbrusenjem. To zmanjšanje je znašalo pri valjih iz trde litine skupno 30 mm. Glede na izvaljano količino od 6600 t dobimo specifično storilnost 220 t/mm. Z obema paroma VÖEST-ovih vročih valjev so doslej izvaljali 46000 ton, pri skupni izgubi premera 8 mm. Specifična storilnost je torej znašala 5750 t/mm, kar je že sedaj 26-krat več kot pri valjih iz trde litine. Ker so pri obeh VÖEST valjih odbrusili šele 8 mm in lahko skupno odbrusijo  $2 \times 35 = 70$  mm, se bo specifična storilnost še dalje povečevala v korist VÖEST-ovih valjev.

V valjarni aluminija in cinka firme Fried v. Neuman od marca 1960 delajo izključno z novimi plamensko kaljenimi kovanimi jeklenimi valji firme VÖEST. Tukaj obratujeta prva na novo razvita para valjev. Na osnovi dosedanjega obratovanja lahko napravimo naslednje zaključke:

1. Valji so predvsem zaradi svoje sestave, kovanja, brez predpoboljšanja in posebne vrste kaljenja (plamensko kaljenje in razmeroma visoka temperatura za popuščanje napetosti) žilavi in popolnoma varni pred zlomi. Tako valj kot čep se nista zlomila niti pri najtežjih nezgodah.

2. Valji so popolnoma varni pred luščenjem. V osemipolletnem obratovanju se površina ni oluščila niti pri najtežjih poškodbah.

3. Valji so odporni proti tvorjenju vročih risov. V osemipolletnem obratovanju nikoli niso ugotovili teh risov. Zaradi tega dajejo ti valji gladko površino vroče valjanega traku, kar je obenem zagotovilo za brezhibno površino hladno valjanega traku (brez luskin).

4. Plamensko kaljenje daje v primerjavi z valjanjem iz trde litine znatno višjo trdoto delovne površine in približno 2-krat debelejšo delovno plast.

5. Zahvaljujoč preje navedenim lastnostim novo razviti VÖEST-ovi vroči valji daleč prekašajo preje uporabljene valje iz trde litine, tako v pogledu storilnosti kakor tudi gospodarnosti.

Prvi par ima že sedaj po dneh 5 do 8-kratno življenjsko dobo, oziroma 26-kratno specifično storilnost v t/mm odbrusene premera, ki se bo do najmanjšega možnega premera še večkrat povečala. Nabavni stroški na izvaljano tono znašajo pri novem tipu valjev kljub dvakrat višji ceni pri do sedaj izvaljani količini od 46000 ton le še približno 1/7 nabavnih stroškov valjev iz trde litine in se bodo še dalje zniževali. Sem je treba prišteti še pocenitev stroškov brušenja, ki so v tem slučaju znašali 9500 S (šilingov) za en par in eno brušenje.

Ce upoštevamo pod 1 do 5 navedene prednosti in če pomislimo, da obrabljene kovane valje z enkratnim ali večkratnim naknadnim kaljenjem spet polno usposobimo, potem nam postane jasno, da bodo v valjarnah aluminija in cinka v bodoče uporabljali le še novovrstne plamensko kaljene

kovane valje in da valji s trdo skorjo spadajo v preteklost. Enak razvoj lahko predvidevamo tudi za valjarne barvastih kovin.

V drugem članku bom poročal o praktičnih rezultatih, ki so jih dosegli v neki moderni valjarni

alumijskih trakov z novimi VÖEST-ovimi vročimi valji v težkih obratnih razmerah in strogih zahtevah glede kvalitete površine vroče valjanega traku v primerjavi s klasično kaljenimi angleškimi kovanimi valji.

### ZUSAMMENFASSUNG

Es ist ein neuartiger Warmwalzentyp, dass von der Firma VÖEST entwickelt worden ist, beschrieben. Es handelt sich um geschmiedete, Chrom-Molybdän-Vanadium legierte Stahlwalzen mit flammgehärteter Oberfläche. Der Vorteil dieser neuentwickelten Stahlwalzen im Vergleich zu den Schalenhartgusswalzen ist vor allem in der

ausserordentlichen Zähigkeit und der absoluten Bruch-sicherheit auch bei den schwersten Schadensfällen.

Die Walzen sind absolut sicher gegen die Bildung von Schalenausbrüchen und Warmrissen. Die neuartigen Vöest-Warmwalzen sind den vorher verwendeten Hartgusswalzen leistungsmässig und wirtschaftlich weit-aus überlegen.

### SUMMARY

New type of steel rolls, forged and flame-quenched in a special way, for hot rolling of aluminum and zinc sheet is described. Advantage of these rolls over the rolls made of chilled cast iron is mainly due to extraordinary toughness and fracture resistance also at the heaviest

accidents. The rolls are quite resistant against the surface shelling and the hot cracking. Life time, productivity, and economy of the new VÖEST rolls are far better than those of rolls made of chilled cast iron.

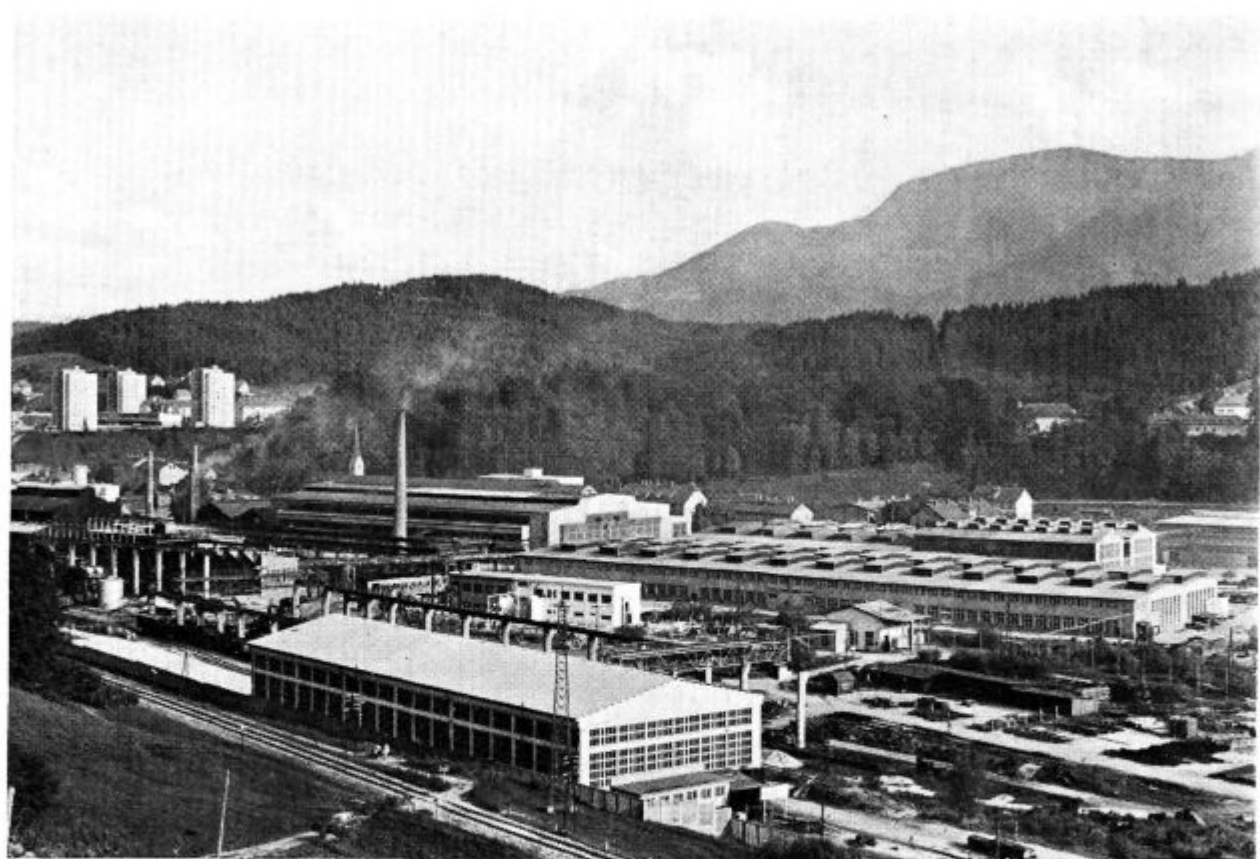
### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Описан новый сорт откованных стальных валков закалённых специальным пламенным способом предназначенных для горячей прокатки листов алюминия и цинка.

Преимущество этих валков в сравнении с валками из твёрдого чугуна состоит в том, что эти валки имеют весьма высокую

вязкость и устойчивость проти излому даже при самых тяжёлых случаях. Эти валки устойчивы также против лущиться и горячих трещин.

Новые валки из твёрдого чугуна завода VÖEST (Австрия) имеют высокую выносливость; таким образом их употребление рекомендуется с экономической точки зрения.



Ravne na Koroškem

## Nova vrsta valjev za valjanje aluminija

V tem članku je podana primerjava med plamensko kaljenimi kovanimi jeklenimi valji firme Vöest in kovanimi valji drugih proizvajalcev, ki so jih uporabljali v vroči valjarni Ranshofen. Navedene so bistvene prednosti Vöestovih valjev, kakor višja trdota delovne površine in čepov, za okrog trikrat daljša življenjska doba, višja specifična storilnost v tonah na mm odbrušenega premera in s tem tudi nižji stroški predelave.

V prejšnjem članku (glej stran 1 do 7) je podan natančen opis izdelave in pa rezultati dolgoletne praktične preizkušnje nove vrste valjev za valjanje aluminija in cinka pri firmi Fried. fv. Neuman v Marktl-u, Niederösterreich. To novo vrsto valjev je razvila firma »Vereinigte Österreichische Eisen- und Stahlerke Aktiengesellschaft«.

Ti rezultati seveda ne morejo zadostovati za dokončno oceno nove vrste valjev, ker je primerjava v Marktl-u uporabljenih valjev izdelana izključno z valji s trdo lupino, ker so valjali le lahke bloke in ker se od tople valjane pločevine ne zahteva ekstremno kvalitetne površine.

Za tak strožji preizkus se je ponudila firma »Vereinigte Metallwerke Ranshofen — Berndorf Aktiengesellschaft«, s sedežem v Braunau na reki Inn, Oberösterreich. To pomembno podjetje prištevamo s sedanjo letno proizvodnjo surovega aluminija (približno 68000 ton) k največjim proizvajalcem te vrste v Evropi. Predelovalni obrati imajo zmogljivost okoli 25.000 ton valjanega aluminija in okoli 6500 ton stiskanih proizvodov letno.

Najbolj značilni podatki vroče valjarne v Ranshofen-u:

### Valjčno ogrodje:

Duo-reverzno ogrodje firme Demag-Duisburg	
Moč motorja	2580 KM
Valjčni pritisk na vretenu	max. ca. 900 t
hitrost valjanja	max. 190 m/min.
nastavitev valjev	električna
zmogljivost valjarne	max. 30 t/h
hlajenje, oz. mazanje	
valjev in čepov	emulzija mineralnega olja

Ležaji so iz umetne smole z bombažasto tkanino; dovodnim in odvodnim valjčnicam se da regulirati hitrost na dolžini 75. oz. 95 m\*/dolžine.

\* Od srede 1967 se z uspehom uporabljajo enojno in dvojno konične Vöest-ovo plamensko kaljenje valjčnice.

### Valji:

Dolžina valja	800 mm
	koristna do ca. 750 mm
premer valja	1800 mm
skupna dolžina	3770 mm
ležajni čepi	600 Ø × 550 mm dol.
čepi sklopke	470 Ø × 360 mm dol.
teža valja	10.680 kg

### Valjanje aluminija v blokih in vseh vrst aluminijeve zlitine:

debelina	180 do 310 mm
širina	600 do 1280 mm
dolžina	1500 do 2400 mm
teža	750 do 2400 kg

### Toplo valjani trakovi:

Najmanjša debelina	5 mm
širina	660 do 1650 mm
največja dolžina	93.000 mm

Za ogrevanje blokov na temp. valjanja služijo tri moderne električno ogrevane peči s premečnim dnom in s prisilnim kroženjem zraka. Bloki se — kot je običajno — valjajo najprej na predvideno širino in nato na dolžino, delno pa tudi le na dolžino, in to ob močnem hlajenju z oljno emulzijo, da bi se pri zel orazličnih širinah valjancev elestično prilagodili različni »rasti« valja. Prvi vtiki se izvedejo pri močno zmanjšani količini emulzije. Ob zmanjšanem hlajenju se v celoti valja del aluminijevih zlitin, posebno trdih zlitin.

Začetne temperature valjanja so odvisne od sestave valjanca in znašajo od 250 do 580° C. Površina valja se pri tem segreje od 55 do 140° C. Temperatura površine valja v valjčni legi, to je v kontaktu z valjancem, je znatno višja in doseže računsko približno polovico temperature valjanca. V valjarni Ranshofen so valji izpostavljeni posebno močnim obremenitvam iz naslednjih razlogov:

1. Izdelujejo predvaljance za valjanje folij, ki jih dobavljajo tujim firmam, pri čemer je površina valjanca izpostavljena posebno strogim zahtevam.

2. Iz tople valjanih trakov se skoraj izključno hladno valja posebna pločevina z visokim sijajem in s posebnimi zahtevami glede kvalitete površine, na primer pločevine za anodno oksidacijo. Ta pločevina z visokim sijajem iz Ranshofena uživa doma in na tujem, tudi v ZDA, velik sloves. Tudi za te namene je potreben toplo valjan trak z visoko kvalitetno površino.

3. Termične obremenitve so zelo velike, ker valjajo do 93 m dolge trakove, ki dajo zelo dolge kontaktne čase, kakršna je pač dolžina. Razen tega imajo težki bloki tudi veliko toplotno kapaciteto. Končno se valjajo tudi zelo trde zlitine, kakor n. pr. zlitina za metalne smuči »Perradur S« (Al, Zn, Mg, Cu 1,5), pri kateri zaradi visoke deformacijske upornosti naraste temperatura valja od

120—140°. Pri tako neugodnih razmerah je nevarnost za tvorbo vročih risov posebno velika.

4. Program valjanja je močno mešan. Zelo pogoste so dobave v majhnih količinah in širinah od 660—1650 mm, kar se, razumljivo, zelo negativno odraža na vzdržljivosti valjev.

Od julija 1950, ko je valjarna začela obratovati, so doslej nabavili 7 parov vročih valjev (tabela 1).

Tabela 1

Podatki o vseh doslej uporabljenih vročih valjih  
(800 Ø × 1800 × 3770 mm, teža valja 10.680 kg)

Par. št.	Tovarniška št.	Proizvajalec	Trdota delovne površine Shore D povprečno	Prvič vgrajen	Konec obratovanja	Število prebrušenj	Zmanjšanje premera v mm	Povprečna izguba premera na eno prebrušenje	Izvaljano ton	Specifična storilnost v t/mm odbrusa
1		D					25	0.83		
2						ca. 30				
3	22057 A 22286 B1	E	66 65,5	7. 2. 57	15. 5. 65	37	27	0.73		
4	C 5701 C 5702	E	64,5 65,5	3. 2. 58	8. 8. 64	27	27	1.00		
3/4	22286 C 5701	E		2. 8. 65	13. 11. 65				183043	3390
5	B 7165 B 7166	Vöest	79,3 77,6	28. 9. 64	še obratuje	18*	11	0.61		
6	B 7961 B 7962	Vöest	78,2 79,2	24. 1. 66	še obratuje	12*	6	0.50	109073*	6414
7	B 8636 B 8637	Vöest	76,1 76,6	2. 9. 68	še obratuje					

\* do dne 31. 7. 68

Prvi par valjev je bil izdelan iz trde litine in je bil dobavljen skupno z valjavskim ogrodjem. Ta par valjev je kmalu popolnoma odpovedal, saj so se že po prvih dneh začeli kazati mrežasti risi, ki so terjali takojšnje obrušenje za 2—3 mm v premeru. To se je večkrat ponovilo, dokler valje niso izključili kot neuporabne. Kasneje niso več uporabljali valjev s trdo lupino.

Drugi par valjev je prav tako dobavila neka kontinentalna železarna, vendar v kovanem in poboljšanem stanju. Ta par so prvič uporabili v juliju 1950 in se je pri takratnih lažjih obremenitvah prav dobro obnašal do izločenja zaradi premehke površine v oktobru 1956. Valja sta bila tridesetkrat prebrušena, pri čemer se je premer zmanjšal za 25 mm, to je 775 mm, kar je na eno prebrušenje povprečno 0.83 mm. Ta dva para valjev pri nadaljnjih primerjavah ne bomo več upoštevali, ker sega ta čas že predaleč nazaj in ker se takratne obratne razmere z današnjimi ne dajo več primerjati.

Tretji par s števkami 22057 A in 22286 B1 je bil dobavljen od nekega svetovno znanega neevropskega proizvajalca valjev. To so bili s Cr-Mo in V legirani jekleni kovani valji s poboljšano delovno površino valjev. Po podatkih iz atesta sta valja imela 66 Shore trdo delovno površino. Valja sta bila prvič vgrajena 7. 2. 1957. Zaradi preloma valja št. 22057 A so morali ta par valjev 15. 5. 1965 izločiti. Do tega dne je bil ta par osemindesetkrat uporabljen.

Po sedemintridesetem prebrušenju se je premer valja zmanjšal za 27 mm, to je na 773 mm. Poprečno se je zmanjšal premer pri enem obrušenju za 0.73 mm in je bil zelo majhen.

Od istega izdelovalca je bil tudi četrti par s tovarniško številko C 5701 in C 5702, prav tako v kovanem in poboljšanem stanju in z enako sestavo. V dobavljenem stanju je imel par po tovarniškem atestu 12. 11. 1957 od 64 do 66 Shore trdote na delovni površini. Naknadna preiskava z aparatom



za Shore D trdoto je dne 24. 1. 1958 pokazala le od 62 do 64 Shore D trdote. Par so 2. 3. 1958 prvič vgradili. Njegova življenjska doba se je končala 8. 8. 1964 zaradi premehke površine. Po 27-kratnem prebrušenju se je zmanjšal premer za 27 mm. Povprečno pa se je zmanjšal premer pri vsakem prebrušenju za 1.0 mm.

Pri zadnjih dveh parih valjev št. 3 in 4 je bila obrabna trdnost delovne površine pod takratnimi obratnimi razmerami popolnoma zadovoljiva. Vendar pa so bili valji v drugem pogledu slabi. Ležajni čepi namreč niso bili dovolj odporni proti obrabi. Že po štirih tednih so opazili globoke zajede, ki so terjale obrušenje čepov za ca. 3 mm v premeru. Ta nenavadno visoka obraba čepov je razvidna iz tabele 2. Hrapavost čepov je imela tudi za posledico predčasno obrabo uporabljenih ležajev iz umetne snovi, ker so ti ležaji zelo občutljivi na povišano temperaturo. Po drugi strani pa so se zaradi povečanega trenja prekomerno ogreli tudi ležajnim čepom bliže ležeči deli valja in povzročili valovitost robov na toplo valjanih trakovih.

Tabela 2

**Obraba čepov pri obeh neevropskih parih valjev št. 3 + 4**

Par št. 3			Par št. 4		
Datum	Premer čepa	Izguba premera	Datum	Premer čepa	Izguba premera
7. 2. 57	600,00				
29. 6. 60	587,50	12,50	2. 3. 58	600,00	
10. 11. 61	583,35	16,65	20. 8. 60	595,80	4,20
2. 3. 63	580,00	20,00	5. 1. 62	592,70	7,30
30. 5. 63	572,95	27,05	18. 1. 64	573,00	27,00
Izguba premera na eno vgraditev 0,71 mm					0,96 mm

Pri novi vrsti Vöestovih valjev se lahko tudi čepi plamensko kalijo in poboljšajo do približno 93 Shore D, tako da postanejo močno odporni proti obrabi. Zaradi lažje izdelave pa je pametneje, da sta trdoti čepa in delovne površine enaki.

Prvi par Vöestovih valjev (par št. 5, v tabeli 1 št. B 7165 in B 7166) je bil dobavljen 27. 5. 1964 s srednjo trdoto delovne površine 79,3 oz. 77,6 in trdoto čepov 73,7, oz. 73,9 Shore D in je bil 28. 9. 1964 prvič vgrajen.

Do 31. 7. 1968 je bil par 18-krat prebrusen, pri čemer se je zmanjšal premer valja za 11 mm, t. j. na 798 mm. Povprečna izguba v premeru na eno obrušenje znaša 0,61 mm in je manjša kot pri vseh doslej uporabljenih konkurenčnih valjih. Trdota delovne površine se ni spremenila. Par je še naprej uporaben.

Ta uspeh je opogumil firmo v Ranshofenu, da je naročila pri firmi Vöest drugi par v enaki izvedbi (par št. 6 v tabeli 1). Par nosi tovarniško številko B 7961 in B 7962 in je bil dobavljen 2. 12. 1965, in sicer s srednjo trdoto 78,2, oz. 79,2 Shore D in srednjo trdoto čepov 73,8, oz. 75,2 Shore D. Valja sta bila v času obratovanja od 24. I. 1966 do 31.

7. 1968 12-krat prebrušena, pri čemer se je zmanjšal delovni premer valja le za 6 mm. Povprečna izguba premera znaša le 0,50 mm, to je najmanjša kdajkoli dosežena vrednost. Trdota površine se ni spremenila. Valja sta še dalje v uporabi.

Tretji enak par valjev (par št. 7 v tabeli 1) je prvič šel v obratovanje 1. 9. 1968. Vroča valjarna firme »Vereinigte Metallwerke Ranshofen — Bernsdorf A. G.« dela od januarja 1968 izključno z novimi Vöest-ovimi valji.

Poleg boljše delovne površine je posebna prednost teh valjev visoka obrabna trdnost plamensko kaljenih čepov. Čepi ostanejo popolnoma gladki, kar se ugodno odraža na življenjski dobi ležajev iz umetne snovi, kakor tudi na tolerancah debeline in na ravnosti toplo in hladno valjanih trakov.

Glede tvorjenja vročih risov je treba omeniti, da so se pri prvem paru valjev iz trde litine pojavili risi že po prvih dneh obratovanja in ni bila mogoča uspešna uporaba tega para valjev. Pri naslednjih treh parih kovanih jeklenih valjev so se sicer tudi pojavili vroči risi, vendar šele po nekaj mesecih življenjske dobe in v mnogo manjši meri. V Ranshofen-u so namreč zelo pazili, da so valje že prej, kot so se pojavili vidni risi, le na osnovi videza površine toplo valjanega traku zamenjali in prebrusili, najkasneje pa pri prvih znakih risavosti na površini valja, preden so le-ti postali globlji.

Prvi par Vöestovih valjev je obratoval 16 mesecev popolnoma brez risov. Prvič so opazili posamezne fine rise v februarju 1966, ki so bili vidni na okoli 1/4 obsega valja in so verjetno nastali pri kakšni zagozditvi bloka med valje. Z odbrušenjem za 0,5 mm v premeru so izginili. Od takrat na tem paru niso odkrili niti sledi risov več. Tudi pri drugem paru so se doslej le enkrat pojavili fini risi, ki so se po 10 mesecih izoblikovali v tipične vroče rise z močnejšo oblogo aluminijskega oksida, vendar ni bilo potrebno nikakršno nenormalno odbrušenje.

Glede »vgrajevanja« ali tudi »čakanja« valjev od enega prebrušenja do drugega je treba povedati, da v Ranshofenu zamenjajo valje najkasneje takrat, kadar kvaliteta površine toplo valjanega traku to zahteva. Ker so zahteve glede kvalitete površine v zadnjih letih stalno naraščale, zato »čakalni časi« v daljšem obdobju ne morejo služiti kot merilo. Razen tega v Ranshofenu od leta 1967 vsakih 4 do 5 tednov napravijo inventuro v skladiščih in ob tej priložnosti tudi menjajo valje, čeprav površina še ni izrabljena.

Kot merilo kvalitete lahko najprej uporabimo zmanjšanje premera v mm pri enkratnem prebrušenju. Pri približno enakih »čakalnih časih«, oz. pri enaki izvaljani količini in približno enakem programu se bodo mehkejši, proti obrabi manj odporni valji močnejše obrabili kot trši.

Če torej povzamemo rezultate obeh parov št. 3 in 4 in te primerjamo z rezultati obeh parov št. 5 in 6, dobimo, kakor je razvidno iz tabele 1, naslednjo sliko:

Prva dva para št. 3 in 4 sta bila  $37 + 27 = 64$  krat prebrušena, pri čemer se je zmanjšal premer za  $27 + 27 = 54$  mm. Iz tega izračunamo zmanjšanje premera v mm — na eno obrušenje znaša  $54 : 64 = 0.844$  mm. Para 5 in 6 sta bila  $18 + 12 = 30$  krat prebrušena. Premer se je zmanjšal za  $11 + 6 = 17$  mm in povprečno pri enem obrušenju za  $17 : 30 = 0.567$  mm. Iz primerjave je razvidno izboljšanje za  $0.844 - 0.567 = 0.277$  mm ali 33 %. Ker so neevropski valji po obrušenju za 27 mm izčrpani in ker je pri Voestovih valjih garantiran odbrus za okoli 50 mm, pomeni, da predstavlja izračunano izboljšanje  $3 \times$  daljšo življenjsko dobo. Ta uspeh se da razložiti z znatno višjo trdoto površine in skoraj dvakrat tolikšno kalilno globino.

Proti taki primerjavi bi lahko tudi ugovarjali, ker smo primerjali že izločena para valjev 3 in 4 s 27 mm zmanjšanim premerom z valjavskega paroma 5 in 6, kjer se je premer zmanjšal le za 11, oziroma 6 mm, ki še vedno obratujeta in bi pri obrušenju za 27 mm ali celo za 50 mm tudi postala mehkejša. Takšen ugovor pa ni sprejemljiv, ker enaki valji s prav tako 800 mm premera obratujejo v valjarni kvalitetne jeklene pločevine pri temp. 850 do 1100° C, torej v težjih obratnih razmerah že od 9. 10. 1964 in ki so že bili odbrušeni za 37 mm (a so še v uporabi), ne da bi se prvotna trdota 75 Shore D znižala. Tudi povprečno zmanjšanje premera z odbrušenjem, namreč 0,76 oz. 0,74 mm se z manjšim premerom ni povečala (glej časopis »Bänder Bleche Rohre« 1968, str. 469/72 ali »Iron Age Metalworking International«, nov. 1968, str. 38/39).

Kot drugo merilo kvalitete služi lahko tudi specifična storilnost v tonah na mm zmanjšanja pre-

mera z odbrušenjem. Ta kvocient je iz gospodarnih ozirov posebno pomemben, ker direktno vpliva na stroške valjanja. Z omenjenima paroma valjev 3 in 4 so do izločenja izvaljali skupno 183.043 t (tabela 1) kri zmanjšanju premera za  $27 + 27 = 54$  mm. Iz tega izračunana specifična storilnost znaša 3390 ton na mm odbrusa. Z obema še obratujočima paroma valjev 5 in 6 so do dne 31. 7. 1968 izvaljali skupno 109.073 t, pri zmanjšanju premera za  $11 + 6 = 17$  mm. Specifična storilnost na eno odbrušenje je znašala 6.414 t na mm odbrusa, kar že sedaj predstavlja povečanje storilnosti za 89 % nasproti prej uporabljenima neevropskima paroma valjev. Ker je cena valjev fco Ranshofen za te in za Voestove valje približno enaka, velja tudi za pocenitev enak procentni iznos. Do končnega izločanja para št. 5 in 6 se bodo primerjane številke predvidoma še izboljšale v prid tema dvema paroma.

V celoti lahko ugotovimo, da se tukaj pokazani rezultati s tistimi v predhodnem članku v osnovi povsem ujemajo. Dobljene primerjalne številke v obeh člankih se razlikujejo le v absolutnih vrednostih, ker so v prvem članku vzeti za primerjavo le valji iz trde litine, v drugem pa visokovredni kaljeni kovani jekleni valji. V prvem članku v točkah od 1—4 našete glavne prednosti novega tipa valjev veljajo v enakem smislu tudi za to poročilo.

Gospodu inž. Martinu Langeggerju, tehničnemu direktorju firme Vereinigte Metallwerke Ranshofen — Berndorf Aktiengesellschaft sem za njegovo velikodušno in razumevajočo pomoč pri tem delu dolžan vso zahvalo.

## ZUSAMMENFASSUNG

In diesem Artikel ist ein Vergleich zwischen den flammgehärteten Schmiedestahlwalzen der Firma Voest und den Schmiedestahlwalzen anderer Erzeuger welche im Warmwalzwerk Ranshofen gebraucht wurden, gegeben. Als besonderer Vorteil der neuartigen Walzen ist neben der besseren Ballenoberfläche die hohe Verschleissfestigkeit der flammgehärteten Zapfen zu nennen. Für den weiteren Qualitätsvergleich müssen noch andere Qualitätsmaßstäbe herangezogen werden. Zunächst der Durchmesserverlust in mm je Abschleiff. Er beträgt 0.567 mm im Durchschnitt bei den neuartigen Voest-Walzen, gegenüber 0.844 Millimeter bei den früher verwendeten ausserkontinentalen

Walzen, was eine Verbesserung von 33 % darstellt. Und wenn man beachtet, dass die ausserkontinentalen Walzen nach einem Durchmesserabschleiff von 27 mm erschöpft waren und bei den Voest Walzen ein Abschleiff von 50 mm garantiert wird, ist die errechnete Verbesserung mit einer dreifachen Lebensdauer verbunden. Als zweiter Qualitätsmaßstab dient die spezifische Walzleistung in Tonnen je mm Durchmesserabschleiff. Sie war schon vor dem endgültigen Ausscheiden der Voest Walzenpaare um 89 % höher als bei den zwei ausserkontinentalen Paaren. Beim ungefähr gleichen Walzenpreiss fco Ranshofen für die beiden Walzenarten ergibt sich auch ein gleich hoher Verbilligungsprozentsatz.

## SUMMARY

Comparison between flame quenched forged steel rolls by Voest and forged rolls by the other manufacturers which were used in hot rolling mill Ranshofen is presented in the paper. As a special advantage of the new roll type a greater wear resistance of flame quenched necks beside the better surface must be mentioned. In further comparison of qualities also some other parameters must be taken in account. The first one is reduction of diameter by grinding-off. In average this reduction takes 0.567 mm for the new Voest rolls, and it was 0.844 mm with the pre-

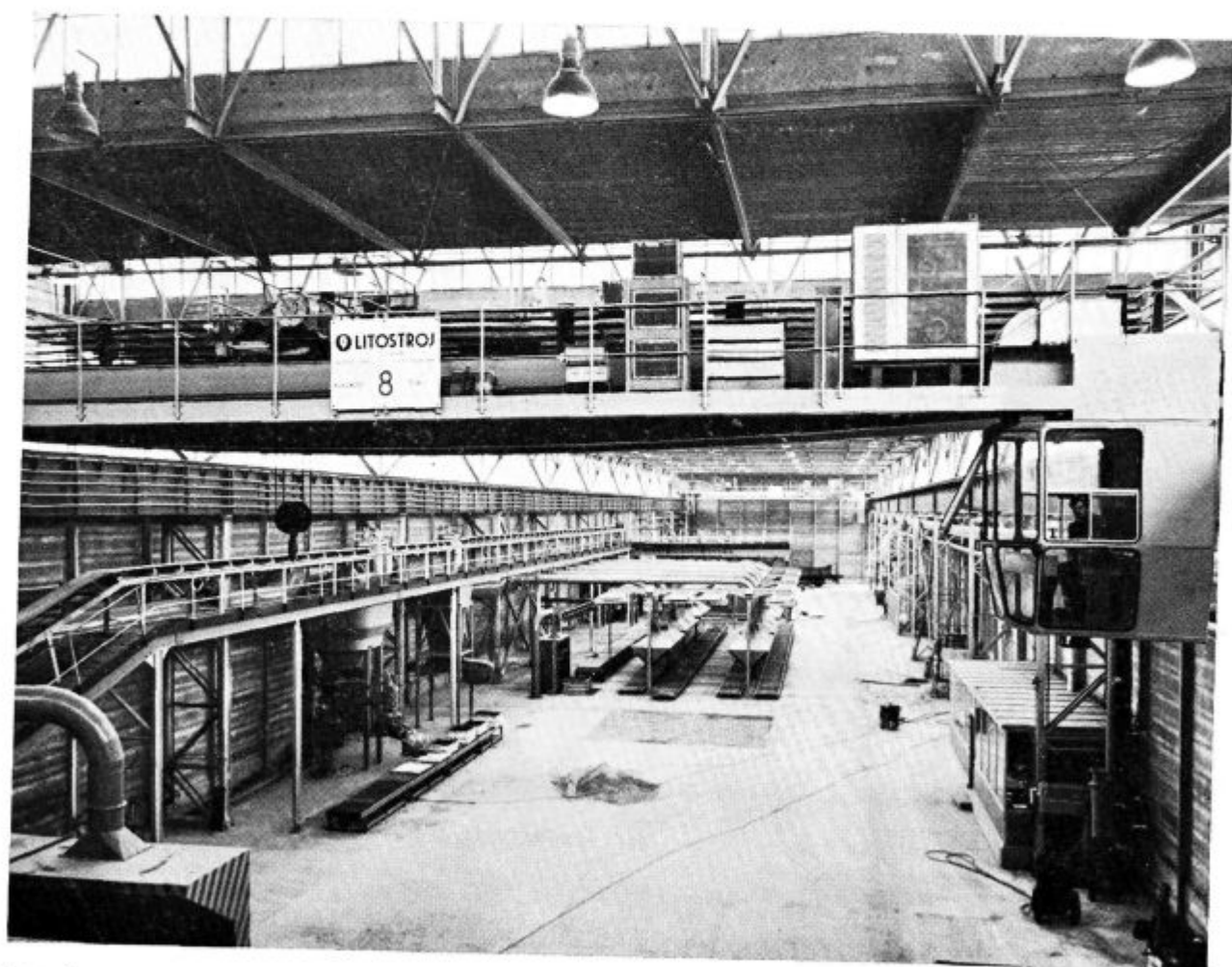
viously used rolls, what means improvement for 33 %. Taken also in account that these overseas rolls were exhausted after 27 mm of grinding, and the new Voest rolls have guaranteed grinding-off of 50 mm, the life time is thus improved for three times. The second quality parameter is a specific throughput in tons per mm of the ground-off diameter. This throughput was for 89 % higher for the Voest rolls than for the both pairs of overseas rolls before they were finally taken out of operation. As the price of both rolls fco. Ranshofen is nearly the same the actual costs are thus smaller for the same percentage.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

При контроле качества оцинкованной жести горячего проката обнаружены многочисленные недостатки. Покрытие цинка имело неравномерную толщину, было слишком тяжелое; кристаллы покрытия были тусклыми и недостаточно выразительными; оцинкованная жесь была очень низкого изгиба. Обнаружен также большой процент брака как следствие многочисленных непокрытых с цинком мест.

На основании предположения, что на упомянутые недостатки влияют многочисленные факторы, приступили к испытанию жести

от приготовления поверхности до конечного оцинкования. В частности задержались при испытании влияния температуры расплавленного металла, времени задерживания в ванне, быстроты вытаскивания из ванны и влияния остальных факторов на тяжесть цинка, величину фаз, вида поверхности итд. В связи с частыми повреждениями ванны с расплавленным цинком (пролома ванны) проведено испытание влияния температуры на быстроту плавления железа.



Notranjost nove livarne v Zelezarni Store

## Kaljivost jekel - osnova za boljšo ekonomiko, pravilnejšo in lažjo izbiro jekel

*Jominyjeva metoda določanja kaljivosti se je za srednje kaljiva jekla uveljavila po vsem svetu. Tudi v jugoslovanskih podjetjih jo precej uporabljajo, vendar premalo izkoriščajo informacije, ki jih preizkušanje po metodi omogoča. Metoda s svojo reproduktivnostjo in preprosto izvedbo odlično služi kot kriterij za kontrolo kvalitete jekla, lahko pa nam mnogo pomaga že pri izbiri jekla za določene potrebe, ali pa nam olajša oceno potrebnih pogojev toplotne obdelave.*

S člankom želimo pomagati pri razširjanju uporabe te metode in prikazati njene možnosti. Zato so podane najnужnejše teoretične osnove; kratek opis metode in standardiziranih pogojev preizkušanja ter različne možnosti praktične uporabe rezultatov. S številnimi primeri so prikazane različne možnosti praktične uporabe rezultatov preizkušanja s pomočjo nomogramov, ki omogočajo neposredne informacije. V članku so podani ti nomogrami za praktično uporabo.

Poseben pomen imajo pasovi garantirane kaljivosti. Železarna Ravne trenutno razpolaga s pasovi garantirane kaljivosti za večino svojih jekel. Ti pasovi so izdelani s statistično obdelavo rezultatov preizkušanja velikega števila šarž na osnovi 95 % statistične gotovosti. Specifikacija zahtev garantirane kaljivosti so največkrat nepravilne, zato so v članku prikazani tudi standardni načini zahtev kaljivosti po vzoru SAE in AISI standardov.

### UVOD

Zaradi mehanizacije, avtomatizacije, povečanja produktivnosti in predvsem zaradi zahtev po enakomernosti lastnosti toplotno obdelanih jeklenih izdelkov zahteva potrošnik od proizvajalca jekla jamstvo kvalitetnih lastnosti. Ena najvažnejših zahtev je kolikor mogoče enakomerna kaljivost jekla v garantiranih mejah in na zadovoljivem povprečnem nivoju.

Kaljivost je značilna lastnost jekla, ki je odločilna pri izvajanju toplotne obdelave, obenem pa predstavlja važno merilo za uporabnost jekla. Še poseben praktičen pomen ima, če jo lahko vnaprej predvidevamo.

Razumljivo je, da mora proizvajalec dobro poznati vse značilne lastnosti svojih jekel, če hoče resno jamčiti potrošniku njihovo uporabnost. Za spoznavanje lastnosti jekla, predvsem pa za resno

jamstvo kvalitetnega nivoja in enakomernosti je potrebna dovršena metodika preizkušanja, smotrna in dosledna tekoča kontrola, sistematična dokumentacija in statistična obdelava podatkov. Po statistični obdelavi rezultatov velikega števila poizkusov lahko proizvajalec daje svojemu potrošniku podatke o povprečnih lastnostih svojih jekel in z določeno statistično gotovostjo jamči meje odstopanj od povprečja.

Pri reševanju problemov toplotne obdelave jekla in kontrole kaljivosti je odločilne važnosti izbira metode preizkušanja, ki zadošča zahtevam s svojo enostavnostjo, zadovoljivo točnostjo in reprodukcijsko vrednostjo rezultatov. Rezultati preizkusne metode ne smejo služiti le medsebojnim primerjavam, ampak morajo biti predvsem praktičnega značaja, da lahko nudijo oporo pri izbiri pogojev toplotne obdelave za dosego zahtevanih lastnosti.

Preizkušanje kaljivosti pri konstrukcijskih jeklih je zaradi specifičnih potreb in odločilnega vpliva na mehanske lastnosti pri različnih vrstah in različnih dimenzijah posebno važno za oceno enakomernosti lastnosti toplotno obdelanega jekla po vsem preseku. Pri teh preizkusih kaljivosti želimo najti neko značilno vrednost, ki naj omogoči predvidevanje sposobnosti za poboljšanje. Ta vrednost naj omogoča določitev največjega preseka jekla, ki ga je še mogoče po vsem preseku poboljšati. Pod primerjalno kaljivostjo razumemo nagnjenost jekla k tvorbi martenzita pod enakimi pogoji avstenitizacije in ohlajevanja. Enakomerne lastnosti zagotavlja le poboljšanje preko martenzita. Zaradi tega spoznanja je Grossmann<sup>2</sup> s sodelavci razvil metodo, ki daje karakteristično vrednost za sposobnost poboljšanja. Problem predvidevanja lastnosti na osnovi kemijske sestave in pogojev toplotne obdelave so skušali najprej rešiti z računskimi metodami. Novejše raziskave so pokazale, da splošno veljavne računske metode preveč odstopajo od praktičnih ugotovitev, zato so se bolj uveljavili praktični poizkusi, med katerimi ima znani Jominyjev poizkus najvažnejše mesto.

Glavna prednost Jominyjevega poizkusa je preprosta izvedba, široko območje uporabnosti in predvsem dobra reprodukcijska vrednost rezultatov. Dovolj natančno daje podatke o doseženi trdoti za vse ohlajevalne hitrosti od 600 — 2<sup>o</sup> C/sekundo z enim samim preizkusom. Seveda je tudi uporabnost Jominyjevega poizkusa omejena. Ta

metoda v standardni izvedbi ni dobro uporabna za plitko kaljiva jekla in prav tako ne za jekla, ki kalijo na zraku in se odlikujejo z veliko prekalilno sposobnostjo. Z ustreznimi spremembami in dodatnimi napravami si modificirani Jominyjev poizkus vedno bolj utira pot tudi na ta področja.

Vrednost Jominyjevega poizkusa kot metode, ki jo proizvajalec uporablja za kontrolo in predvidevanje kalilnih lastnosti jekla, je prišla prav do izraza šele z uvedbo pasov garantirane kaljivosti in z izdelavo in uporabo raznih nomogramov. Nomogrami podajajo medsebojne odvisnosti dimenzij kaljenih kosov, različnih kalilnih globin, ugotovljenih Jominyjevih krivulj in ohlajevalnih intenzivnosti kalilnih sredstev. Nomogrami so izdelani na osnovi ustreznih ohlajevalnih hitrosti po preseku kaljenega kosa in Jominyjeve probe na različnih oddaljenostih od kaljenega čela. S številnimi praktičnimi poizkusi so statistično potrjeni.<sup>3</sup>

Če napravimo Jominyjev poizkus, lahko iz Jominyjeve krivulje s pomočjo teh nomogramov z zadovoljivo natančnostjo predvidevamo potek trdot po vsem preseku različnih dimenzij kosov, kaljenih z različno ohlajevalno hitrostjo. Če Jominyjevo probo po čelnem kaljenju še popustimo na zahtevano temperaturo, dobimo še podatke o spremembi trdot pri popuščenju. Jominyjeva krivulja v popuščenem stanju daje podatke o poteku trdot po preseku kosa v poboljšanim stanju.

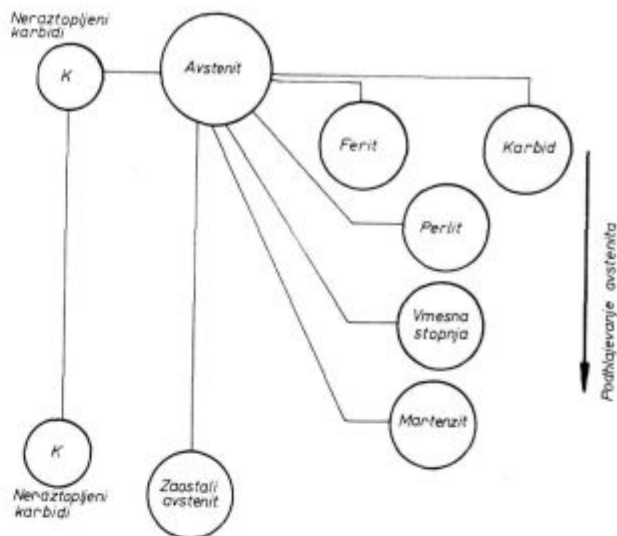
Zal moramo ugotoviti, da je Jominyjev poizkus razmeroma malo znan in uporabljan. Poleg tega pa še tisti, ki ga kot ocenjevalni kriterij zahtevajo ali izvajajo, malokateri natančneje vedo, kakšne podatke nam Jominyjev poizkus lahko daje in kaj lahko iz rezultatov sklepamo za prakso toplotne obdelave. Največ se uporablja kot kontrolna metoda brez prave uporabne osnove. Odločitve pri toplotni obdelavi največkrat prepuščamo ugibanju na podlagi izkustev, medtem ko bi nam Jominyjev poizkus pri tem služil s praktičnimi podatki za jeklo, ki ga toplotno obdelujemo pri danih pogojih.

Preden preidemo na obravnavo in kritično ocenjevanje poizkusov za določanje kaljivosti jekla, moramo nekoliko osvežiti teoretske osnove kaljenja in kaljivosti.

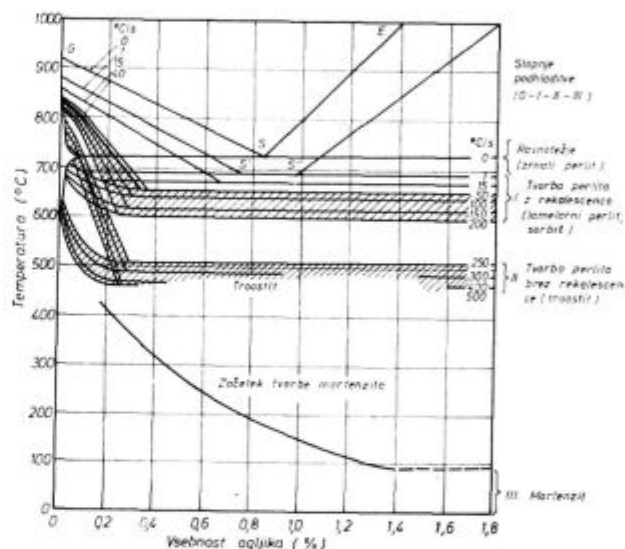
## OSNOVE KALJENJA IN KALJIVOSTI

### — Osnovni pojmi

S pojmom kaljivosti označujemo sposobnost, ki omogoča, da s hitro ohlavitvijo jekla iz avstenitnega območja zadržimo premeno avstenita v perlit. Pri določeni hitrosti ohlajevanja, ki je odvisna od vrste jekla in temperature avstenitizacije, nastane vmesnostopenjska struktura, pri še večji hitrosti pa martenzit. (Slika 1) S tem dosežemo visoko trdoto, ki se pri manjši prekaljivosti jekla omejuje na površino ali obrobno plast. Če dosežemo visoko trdoto po vsem preseku, pa pravimo, da jeklo prekali.



Slika 1  
Produkti premen avstenita

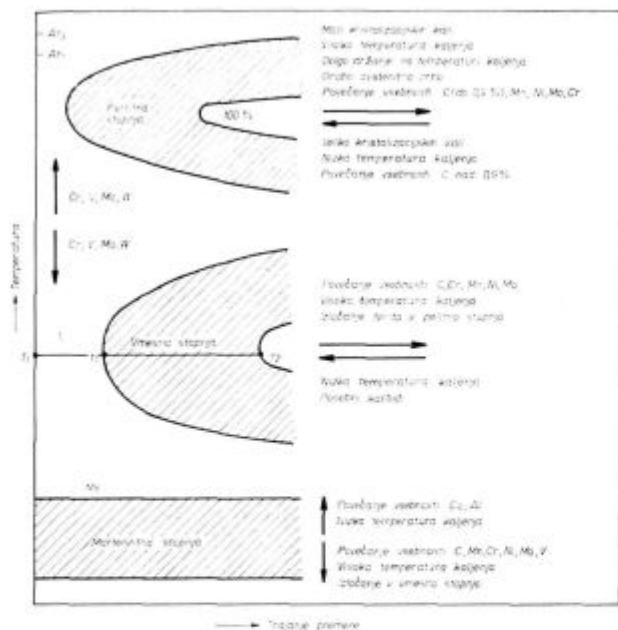


Slika 2  
Vpliv podhladitve za oglikova jekla (Wever — Rose)<sup>4</sup>

Znani Wever-Rosejev<sup>6</sup> diagram (slika 2) prikazuje, kako se evtektoidna točka S v diagramu železo — cementit z rastočo hitrostjo ohlajevanja pomika proti nižjim vsebnostim ogljika in obenem tudi k nižjim temperaturam.

Najmanjšo hitrost ohlajevanja, ki ravno še zadošča, da dobimo po kaljenju v jeklu martenzit, imenujemo **kritično ohlajevalno hitrost**. Ta je odvisna od sestave jekla. Z naraščanjem vsebnosti ogljika do 0,9 %, s povečevanjem vsebnosti legirnih elementov ter z zviševanjem kalilne temperature se kritična ohlajevalna hitrost zmanjšuje, kar kaže pomikanje premenskih območij k daljšim časom (sl. 3).

Kritična ohlajevalna hitrost je pri oglikovih nelegiranih jeklih zelo velika, zato kalimo ta jekla v vodi. V notranjosti večjih profilov so ohlajevalne hitrosti manjše kot na površini in ne dosega



Slika 3  
Vplivi na kinetiko premen

kritične ohlajevalne hitrosti. Zato ostane v srednjem delu preseka jeklo nekaljeno.

Pri metalografskem pregledu kaljenega nelegiranega podvektoidnega jekla lahko pri večjih dimenzijah ugotovimo strukture od martenzita na površini preko vmesnih struktur do ferita in perlita v sredini. Enako kot struktura, je tudi trdota jekla po preseku različna.

Ohlajevalna hitrost, ki jo jeklo pri kaljenju doseže, je odvisna od:

- specifične toplote in toplotne prevodnosti jekla,
- ohlajevalne intenzivnosti kalilnega sredstva,
- velikosti, oblike in površine komada.

Kalilna sredstva se po ohlajevalni intenzivnosti med seboj zelo razlikujejo. Ohlajevalno intenzivnost kalilnega sredstva določimo s praktičnim poizkusom in jo izrazimo s faktorjem ohlajevalne intenzivnosti  $H$ .

V literaturi<sup>7, 8, 15, 23</sup> najdemo orientacijske vrednosti faktorjev ohlajevalne intenzivnosti za različne načine ohlajevanja in kalilna sredstva.

Normalnemu kaljenju v vodi ustreza največkrat vrednost  $H = 2$ , normalnemu kaljenju v olju pa  $H = 0,4$ . Pri ostrejšem ohlajevalnem sredstvu, ali pri močnejšem mešanju sredstva, ali gibanju komadov pri kaljenju je vrednost  $H$  ustrezno večja.

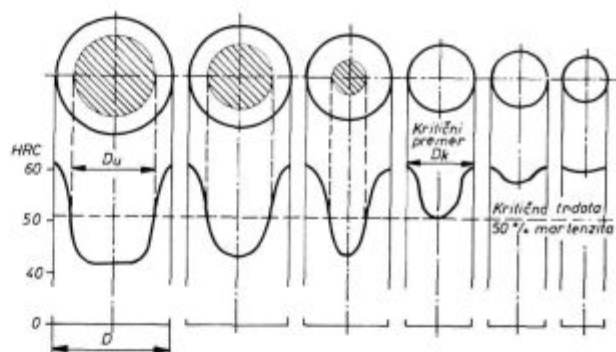
### — Ohlajevalna intenzivnost $H$

Pri določanju kaljivosti in pri praktični uporabi podatkov o kaljivosti je velike važnosti ohlajevalna sposobnost kalilnih sredstev, ki jo moramo na primeren način označiti. Med različnimi načini označevanja ohlajevalne intenzivnosti

je najpomembnejši način, ki ga je razvil Grossmann in se že dolgo uporablja v ZDA ter tudi v Evropi.

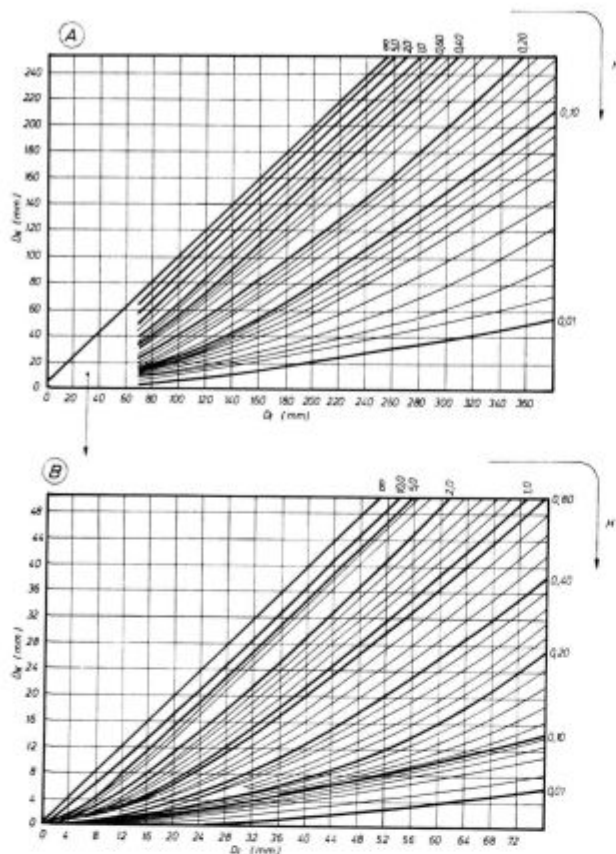
Skušajmo prav na kratko razložiti osnovo tega označevanja ohlajevalne intenzivnosti.

Vzemimo vrsto okroglih palic različnih premerov iz nelegiranega ali malolegiranega jekla in jih kalimo na enak način v istem ohlajevalnem sredstvu. Splošno je znano, da ugotovimo pri večjih premerih na prelomu ali pa na jedkanem obrusu v sredini nekaljeno cono, ki je na sliki 4 označena s premerom  $D_u$ . Krivulja poteka trdote ima pri tem najstrmejši padeč in običajno prevojno točko. Tu je meja tako imenovane kalilne globine. Mikroskopska preiskava pokaže na tem mestu preseka približno 50 % martenzita. Grossmann je tej točki ustrezno trdoto imenoval **kritična trdota**. Pri zmanjševanju premera palice pridemo do nekoga določenega premera, pri katerem ravno že izgine nekaljena cona in pri tem dobimo v sredini preseka kritično trdoto ter mikrostrukturo s 50 % martenzita. Ta premer palice imenujemo po Grossmannovi definiciji **kritični premer ( $D_k$ )**. Kritični premer je odvisen od načina kaljenja in kalilnega sredstva. Zato je Grossmann razvil za medsebojne primerjave še pojem **idealnega kritičnega premera ( $D_t$ )**, ki pripada neki fiktivni ohlajevalni intenziv-



Slika 4  
Potek trdote po preseku različno debelih palic<sup>23</sup>

nosti  $H = \infty$ . To je tista ohlajevalna intenzivnost, pri kateri bi temperatura površine v trenutku začetka ohlajevanja v neskončno kratkem času dosegla temperaturo okolice. Torej je s kritičnim premerom in ohlajevalno intenzivnostjo  $H$  kaljivost popolnoma določena, idealni kritični premer pa nam služi kot osnova za medsebojne primerjave in ga določamo s pomočjo snopa krivulj na slikah 5 A in 5 B. Če smo npr. določili kritični premer  $D_k = 45$  mm in ohlajevalno intenzivnost  $H = 0,8$ , dobimo iz slike 5 B idealni kritični premer  $D_t = 70$  mm. Ta vrednost idealnega kritičnega premera predstavlja karakteristiko jekla, ki označuje kaljivost, neodvisno od kalilnega sredstva in načina kaljenja. S pomočjo te vrednosti lahko pretvarjamo rezultate kaljivosti enega kalilnega sredstva na pričakovano kaljivost v drugem kalilnem sredstvu ali z drugim načinom kaljenja.



Slika 5

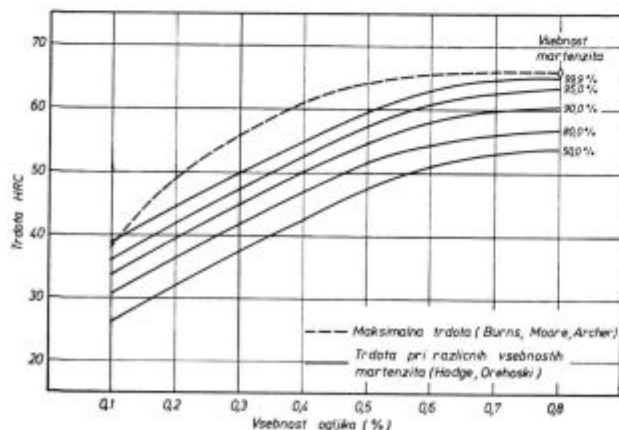
Zveza med idealnimi kritičnimi premeri  $D_i$  in kritičnimi premeri  $D_k$  pri različnih ohlajevalnih intenzivnostih

#### — Vpliv legirnih elementov na kaljivost

Posebna skupina legirnih elementov se veže z ogljikom v karbide, zato je poznano ime karbidotvorni element. Karbidotvorna moč narašča pri teh elementih v sledečem vrstnem redu:

Mn, Cr, W, V, Mo, Ti, Nb, Ta.

Ti karbidotvorni elementi pomikajo eutekoidno točko S v diagramu železo cementit proti levi, t. j. proti nižjim vsebnostim ogljika.



Slika 6

Vpliv vsebnosti ogljika in deleža martenzitne strukture na trdoto jekla

Znano je, da legirni elementi le neznatno vplivajo na doseženo trdoto določene strukture. Trdota, ki jo jeklo doseže pri določenem deležu martenzita, je odvisna v glavnem od vsebnosti ogljika v jeklu<sup>9</sup> (sl. 6). Legirni elementi pa odločilno vplivajo na globino kaljene plasti — torej na sposobnost prekaljivosti jekla. Vsi navedeni elementi zmanjšujejo kritično ohlajevalno hitrost jekla in prav zato vsi, razen kobalta, povečujejo kalilno globino. Posebno Mn in Ni močno povečata kalilno globino, zato jih dodajamo jeklom, od katerih pričakujemo z dobro prekaljivostjo pobojšanje velikih presekov.

Vsi karbidotvorni elementi, posebno Cr, W, V in Mo zahtevajo zvišanje kalilne temperature v primeri z nelegiranimi jekli, če jih dodajamo za povečanje prekaljivosti. S tem dosežemo raztapljanje karbidov. Če se karbidi zaradi prenizke kalilne temperature ne raztopijo, ostanejo karbidi pri kaljenju nespremenjeni, v karbidih vezani elementi pa izgube svoj vpliv na prekaljivost (sl. 1).

To ugotovitev lahko potrdimo s preprostim praktičnim primerom.

Nadevtektoidno orodno jeklo, legirano z volframom (1,2 % C in 1 % W), pod normalnimi pogoji kaljenja (780° C — voda) plitko kali. Površina je trda, martenzitna struktura sega le v globino 2 do 3 mm, jedro pa je žilavo. Če kalilno temperaturo zvišujemo, bo globina kaljene plasti naraščala, pri temperaturi 1100° C pa vidimo, da komad preseka 20 × 20 mm popolnoma prekali. Naj omenimo, da v tem primeru tega ne želimo. Zaradi že prej omenjenih vplivov s povišanjem kalilne temperature seveda lahko dosežemo, da tudi nelegirana ogljikova jekla prekalijo. Vendar je v takem primeru kalilna temperatura navadno že previsoka in postane jeklo grobozrnato ter kaže znake pregretja, kar slabo vpliva na žilavost.

#### — Razdelitev jekel po kaljivosti

V metalurgiji nam daje razdelitev jekel po uporabi dve osnovni skupini: konstrukcijska in orodna jekla.

Konstrukcijska jekla so sestavljena tako, da v glavnem vsa prekalijo (seveda, do gotove debeline), medtem ko z ozirom na prekaljivost razdelimo orodna jekla v dve podskupini:

— Orodna jekla, ki ne prekalijo. Često jih imenujemo plitko kaljiva jekla, ker pri kaljenju postanejo zelo trda na površini, v sredini pa ohranijo veliko žilavost.

— Orodna jekla, ki prekalijo in dosežejo visoko trdoto enakomerno po vsem preseku.

Te različne lastnosti jekel so odločilne pri izbiri primerne metode za določanje kaljivosti.



## JOMINYJEV PREIZKUS KALJIVOSTI

### — Področja uporabnosti standardnega Jominyjevega preizkusa

Jominyjev preizkus kaljivosti je postal po vsem svetu standardna metoda za določanje in kontrolo kaljivosti. Tudi področje uporabnosti tega preizkusa se je zelo razširilo. Dandanes nam služi pri skoraj vseh vrstah konstrukcijskih nelegiranih in legiranih jekel. Pri **cementacijskih jeklih** nam služi za določanje osnovne kaljivosti cementacijskega jekla, poleg tega pa se je v zadnjih letih razvila še posebna metoda za določanje obrobne kaljivosti<sup>11</sup> cementiranih jekel, za kar se uporabljajo cementirane jominyjeve probe. Posebno uporabna je ta metoda za vsa nelegirana in legirana **jekla za poboljšanje**, vedno bolj pa si utira pot tudi v področje nizkolegiranih **orodnih jekel**.

Prednost jominyjevega preizkusa pred vsemi ostalimi metodami za določanje kaljivosti je v tem, da z enim samim razmeroma preprostim poizkusom omogoča hitro določitev stopnje kaljivosti za široko in zvezno območje vseh ohlajevalnih hitrosti, ki pridejo praktično v poštev. Na eni sami probi dobimo kalilne karakteristike in tudi dejanske trdote za celo vrsto ohlajevalnih hitrosti.

Prav posebno primeren je jominyjev preizkus za jekla, katerih kritična ohlajevalna hitrost ne presega 38° C/sek.

Natančnost poizkusa se nekoliko zmanjša pri največjih in najmanjših ohlajevalnih hitrostih. Zato ta poizkus v standardni izvedbi ni dovolj točen, da bi ga lahko uporabljali za oceno tvorbe martenzita v velikih kosih iz plitko kaljivega nelegiranega ali nizkolegirane jekla.

Prav tako ta poizkus ni uporaben pri drugi skrajnosti — pri jeklih, ki kalijo na zraku.

Pogoji ohlajevanja probe so točno določeni in ves postopek je normiran po **JUS C.A2.051 — 1959**.

### — Priprava probe in kratek opis standardnega poizkusa

Celoten preizkus je predpisan po **JUS**, zato bomo v naslednjem le opozorili na nekaj najvažnejših in odločilnih zahtev.

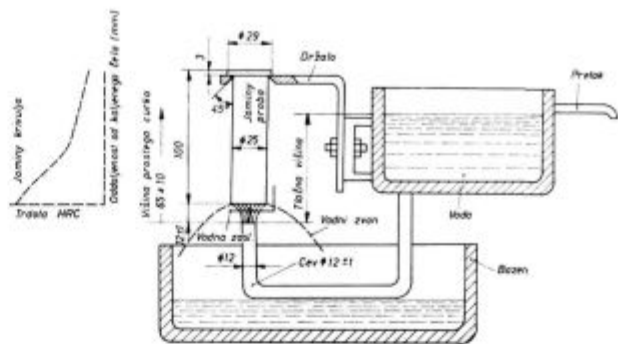
Standardna jominyjeva proba  $\varnothing 25 \times 100$  mm mora biti stružena iz palice, kovane ali valjane na 30 mm  $\varnothing$ . Zaradi izcej in drugih metalurških vplivov ne smemo vzeti probe iz nekega dela večjega profila, ampak mora ta predstavljati celoten presek. Če je na probi kakršna koli napaka, jo brezpogojno zavržemo in vzamemo drugo.

Obliko in dimenzije probe ter skico kalilne naprave za jominyjev preizkus kaže slika 7.

Izceje posameznih elementov, predvsem C, Mn in Cr lahko povzročijo, da je kaljivost jekla v posameznih predelih različna. V splošnem bodo imele probe, vzete pri glavi ingota, boljšo kaljivost od onih iz sredine in noge ingota.

Struktura jekla pred kaljenjem lahko močno vpliva na kalilne karakteristike, ki jih s poizkusom dobimo. Zato kovano ali valjano palico pred struženjem na končno dimenzijo probe obvezno normaliziramo, pri orodnih jeklih pa žarimo.

Normalizirano ali žarjeno proba damo v peč, ki je na predpisani kalilni temperaturi in jo držimo 30 minut na



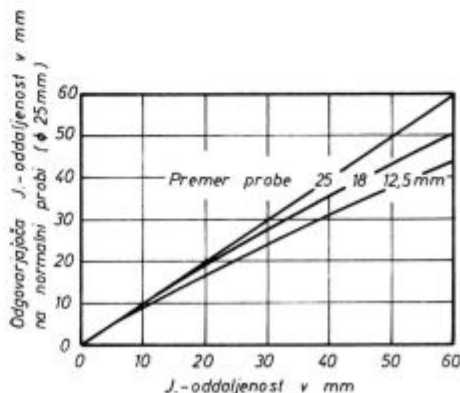
Slika 7  
Skica naprave za Jominy preizkus

temperaturi. (Stahl-Eisen Prüfblatt 1650-61 priporoča čas ogrevanja probe do kalilne temperature 30–40 minut in čas držanja na temperaturi 20 minut. V kolikor je čas ogrevanja krajši, mora biti skupen čas ogrevanja in držanja na temperaturi najmanj 50 minut.) Čas ogrevanja na kalilni temperaturi lahko precej vpliva na rezultate jominyjevega preizkusa. Pri tem moramo paziti, da posebno na čelni ploskvi preprečimo razogljčenje in držanje. Če nimamo v peči varovalne atmosfere, zaščitno proba tako, da jo postavimo v posodico iz ognjeodpornega jekla tako, da stoji čelna ploskev na grafitni podlagi, oglju ali litoželeznih ostružkih.

Po 30-minutnem ogrevanju na kalilni temperaturi vzamemo proba iz peči, jo največ v 5 sekundah vstavimo v jominyjevo napravo in kalimo z vodnim curkom, ki smo ga pred tem točno uravnali. Višina prostega curka mora znašati  $65 \pm 5$  mm. Premer cevi je  $12 \pm 1$  mm. Držalo probe mora biti suho. Med poizkusom mora biti zrak v prostoru mirujoč. Razdalja ustja cevi od čelne ploskve probe mora biti  $12 \pm 1$  mm.

Temperatura vode od 0–60° C ali dodatki do 6 % NaOH razmeroma malo vplivajo na rezultate. Kljub temu je predpisana temperatura vode 5–30° C. Čelno ohlajanje probe z vodnim curkom traja do popolne ohladitve, najmanj pa 10 minut. Šele po tem času lahko proba ohladimo v vodi.

Če so palice jekla, ki ga želimo preizkusiti, tanjše od 25 mm, si lahko pomagamo z jominyjevimi probami manjših premerov. Praktični poizkusi so pokazali, da je potek trdot vzdolž probe podoben in, da je tako odstopanje od normalnih pogojev dopustno le, če sorazmerno z zmanjšanjem premera probe zmanjšamo tudi premer šobe, iz katere brizga voda. Na tak način dajo celo jominyjeve probe do premera 12,5 mm rezultate z reprodukcijo vrednosti. Pri tankih probah je učinek stranskega odvajanja toplote nekoliko večji, zato priporoča **Wys<sup>23</sup>** popravke, ki jih podaja slika 8.

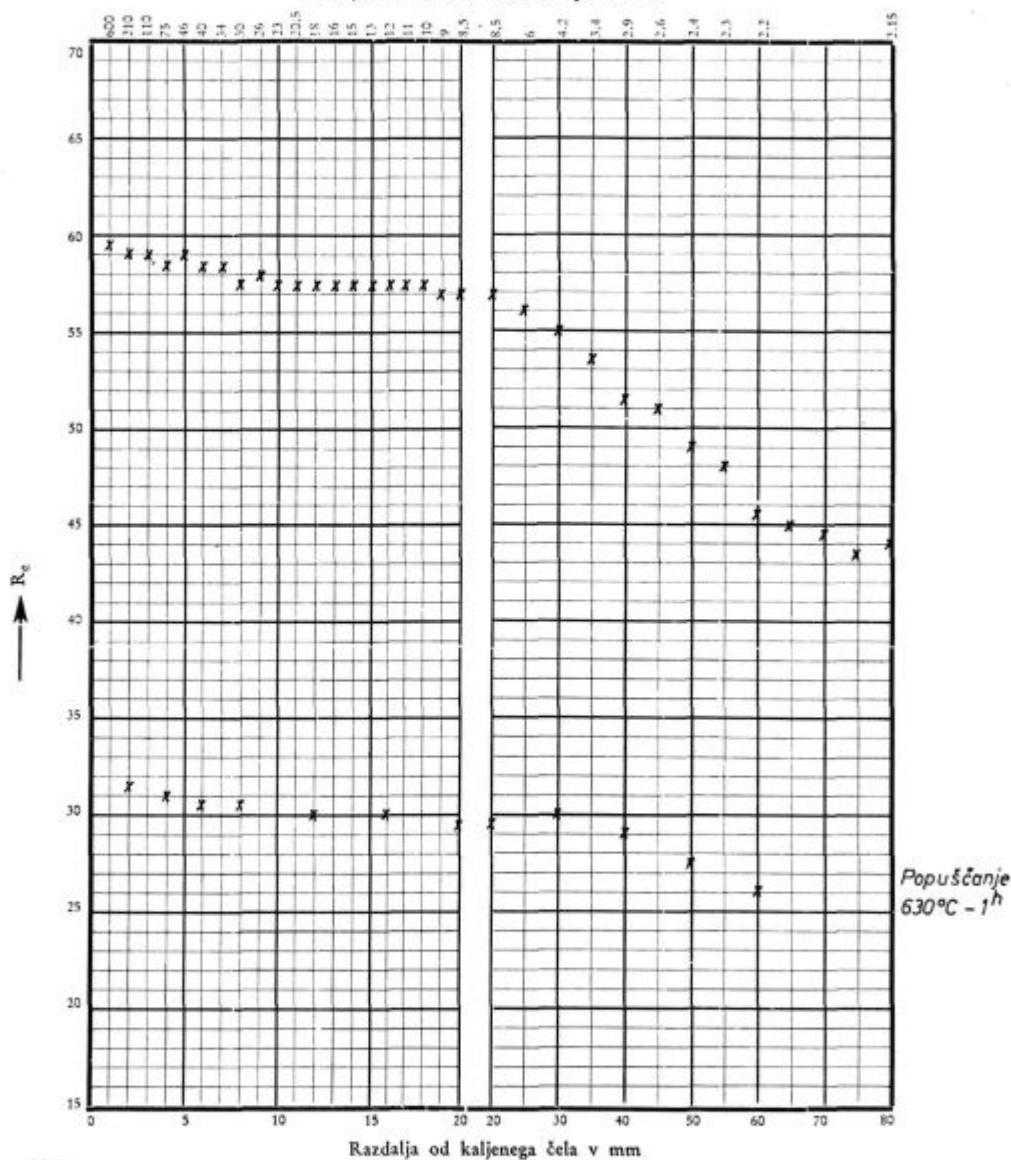


Slika 8  
Popravki za jominyjeve probe različnih premerov<sup>23</sup>

# Jominy preizkus št. 532

Izhodni profil $\phi 30$ mm	Šaržna št. 7330		Kvaliteta Č. 4830 VCV150				Št. kontrolnega lista					
+ + + + + + + + + + +	+001	+ + + + + + + + + + +	+ + + + + + + + + + +	+003	+ + + + + + + + + + +	Temperatura °C						
C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	W	Mo	V	Co	normalizacije	kaljenja
0,48	0,28	1,06	0,011	0,025	1,14				0,08		870	840
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

Ohlajevalna hitrost v °C/sek. pri 704 °C



REZULTATI:

J	25	30	35	40	45	50	55	D <sub>1</sub>	Zrno	Krivulja JE — X v predpisa- nem območju
mm						47		$\phi 173$	8	

Označiti odstopanja od predpisanih vrednosti!

Meril: ..... Kontroliral: .....

Slika 9

Primer formularja za jominyjev preizkus

V posebnih primerih še tanjših dimenzij lahko za informacijo o kaljivosti izdelamo in preizkusimo posebne vrste prob ob primerno prirejenih pogojih preizkušanja<sup>17, 18, 19</sup>.

Po kaljenju proba na dveh nasprotnih ploskvah vzdolžno odbrusimo za 0,4 mm (Stahl-Eisen Prüfblatt I650-61 predpisuje 0,8 mm) in nato na teh ploskvah izmerimo trdoto po Rockwellu C. Pri brušenju moramo biti zelo previdni, da ne pride zaradi pregrevanja ob prevelikih pritiskih ali zamazanih ploščah do sprememb strukture. S posebnim postopkom jedkanja<sup>17</sup> lahko ugotovimo, če je nastopilo pri brušenju lokalno ogretje in s tem popuščanje kaljene strukture.

Trdoto merimo do razdalje 20 mm od kaljenega čela na vsak milimeter, dalje pa na vsakih 5 mm. V diagram vnašamo srednjo vrednost trdot za enaki razdalji na obeh straneh probe. Rezultatov pod 20 HRC zaradi premajhne natančnosti meritve ne upoštevamo. V formular vpišemo poleg meritev trdot še:

- kemijsko analizo in eventualna odstopanja od predpisanih analitičnih mej,
- temperaturo normalizacije (žarjenja) in kaljenja,
- velikost avstenitnega zrna, ki jo določimo s posebno probo  $\phi$  20 mm iz istega jekla, kaljeno iz iste temperature.

Po želji lahko proba po merjenju trdot popustimo na določeni temperaturi in nato ponovno merimo trdote vzdolž probe. Tako dobimo jominyjevo krivuljo v popuščenem oziroma v poboljšanem stanju.

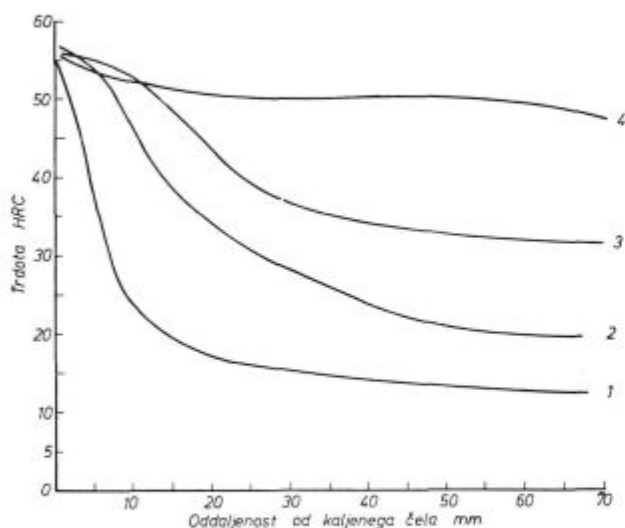
Slika 9 kaže vzorec formularja za neposredno vnašanje rezultatov jominyjevega poizkusa v diagram. Tak formular uporabljamo pri rednem delu v železarni Ravne.

Večkrat želimo rezultate poizkusa še iz vrednotiti na poseben način, tako da jih lahko med seboj primerjamo.

#### — Vrednotenje kaljivosti in primerjava rezultatov jominyjevega poizkusa

Kot karakteristično vrednost za vrednotenje in medsebojno primerjavo jominyjevih poizkusov podajamo največkrat razdaljo od kaljenega čela

Št.	Kvaliteta	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Normalizacija	Kaljenje
1	Č 1420	0,33	0,20	0,62	0,023	0,020	0,03	0,00	-	880*	850*
2	Č 48B	0,42	0,23	0,60	0,029	0,022	1,05	-	-	870*	840*
3	Č 4732	0,40	0,29	0,63	0,025	0,028	1,10	-	0,21	870*	840*
4	Č 5431	0,36	0,25	0,61	0,030	0,029	1,60	1,55	0,23	870*	840*



Slika 10  
Primerjava Jominy krivulj različnih vrst jekel za poboljšanje

za neko določeno trdoto kot »indeks kaljivosti«. Na primer:  $J 50 = 47$  mm pomeni, da imamo na jominyjevi probi pri oddaljenosti 47 mm od kaljenega čela trdoto 50 HRC. Največkrat vzamemo kot karakteristiko določene vrste jekla trdoto na tistem delu krivulje, kjer je padec trdote najhitrejši (tabela 1). Za to trdoto primerjamo pripadajoče oddaljenosti od kaljenega čela.

V nekaterih primerih močno prekaljivih jekel pa primerjava oddaljenosti za določeno trdoto ni primerna zaradi položaja jominyjevih krivulj. V takih primerih se odločimo za primerjave trdot pri izbrani karakteristični J.-oddaljenosti od kaljenega čela.

Rezultate jominyjevega poizkusa prikažemo s krivuljo, ki podaja odvisnost trdote od ohlajevalne hitrosti oziroma ustrezne oddaljenosti od kaljenega čela probe.

Že sam potek jominyjeve krivulje nam omogoča hitro in neposredno selekcijo jekel na osnovi kaljivosti. Na pogled lahko takoj ločimo jekla, ki kalijo plitko od onih, ki kalijo globoko (slika 10).

#### PRAKTIČNA UPORABA REZULTATOV JOMINYJEVEGA POIZKUSA KALJIVOSTI

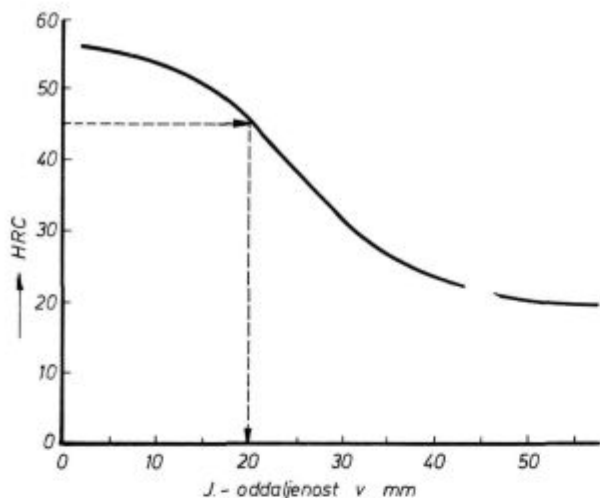
##### — Lamontova metoda določanja ohlajevalne intenzivnosti H z jominyjevim poizkusom

Grossmannov kriterij za oceno ohlajevalne intenzivnosti je osvojila velika večina raziskovalcev kaljivosti.

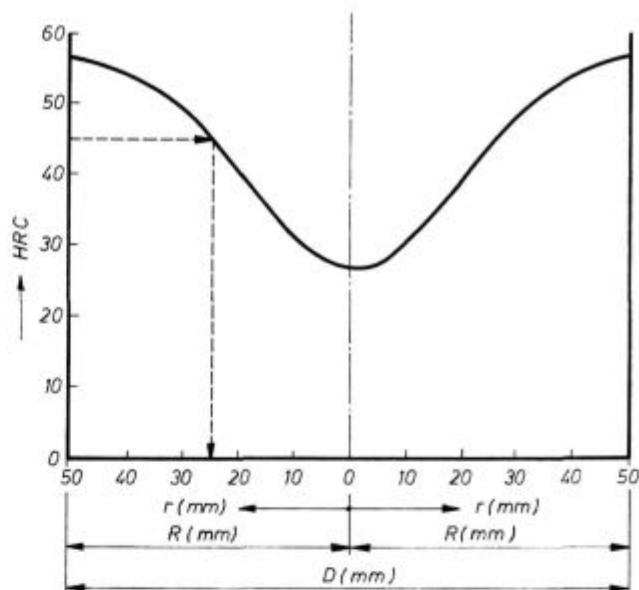
Lamont<sup>15</sup> je razvil metodo za določanje karakteristične številčne vrednosti H za ohlajevalno intenzivnost na osnovi jominyjevega poizkusa in kaljenja okrogle palice iz istega jekla. Premer palice mora biti tolikšen, da ta pri pogojih, za katere določamo vrednost H, le delno kali po preseku.

Vzemimo, da je kaljivost nekega jekla prikazana z jominyjevo krivuljo na sliki 11. Palico določenega premera smo po kaljenju prelomili, prelom previdno zbrusili in merili trdoto po preseku. Potek trdot po preseku kaljene palice  $\phi$  100 mm iz istega jekla je prikazan za primer z U — krivuljo na sliki 12. Pogoji avstenitizacije morajo biti pri jominyjevem poizkusu in pri kaljenju palice enaki. Nato izberemo neko vrednost trdote, npr. 45 HRC, ki jo najdemo na jominyjevi in na U — krivulji. Na sliki 11 je ta trdota pri J. — oddaljenosti 20 mm od kaljenega čela in na sliki 12 pri oddaljenosti  $r = 25$  mm od sredine kaljene palice s premerom  $D = 100$  mm ( $R = 50$  mm). Za izbrano trdoto 45 HRC določimo v tem primeru za kalilno globino razmerje  $r : R = 0,5$ .

Lamont<sup>15</sup> je izdelal diagrame, ki kažejo zvezo med ohlajevalno intenzivnostjo H, jominyjevo oddaljenostjo od kaljenega čela in premerom okroglih palic za različna razmerja kalilne globine  $r : R$ . Ti diagrami so prikazani na slikah 13/1 do 13/11.



Slika 11  
Jominyjeva krivulja nizkolegiranega jekla



Slika 12  
U-krivulja trdot po preseku kaljene palice  $\varnothing 100$  mm iz jekla, za katerega prikazuje slika 11 jominyjevo krivuljo

V navedenem primeru določimo ohlajevalno intenzivnost iz diagrama na sliki 13/6 za  $r : R = 0,5$ . Za  $D = 100$  mm in  $J = 20$  mm oddaljenost = 20 mm dobimo presečišče na krivulji ohlajevalne intenzivnosti  $H = 1,4$ .

Ko tako določimo  $H$  — vrednost ohlajevalne intenzivnosti za neko jeklo in določen način kaljenja, lahko to vrednost ohlajevalne intenzivnosti upoštevamo tudi za druga jekla in druge debeline, dokler obdržimo nespremenjene pogoje ohlajevanja.

Vzemimo, da smo za neko drugo jeklo kalili palico s premerom 60 mm in v sredini te palice izmerili enako trdoto kakor na jominyjevi probi pri oddaljenosti 23 mm od kaljenega čela. Iz slike 13/1 dobimo ohlajevalno intenzivnost  $H = 0,35$ . Če doseže jedro palice s premerom 120 mm enako trdoto kot jominyjeva proba pri oddaljenosti 34 mm od kaljenega čela, dobimo iz iste slike ohlajevalno intenzivnost  $H = 2,0$ .

Če doseže npr. palica s premerom 130 mm pri razmerju  $r : R = 0,6$  (to je 26 mm pod površino pri  $r = 39$  in  $R = 65$ ) enako trdoto kot jominyjeva proba pri oddaljenosti 30 mm od kaljenega čela, dobimo iz slike 13/7 ohlajevalno intenzivnost  $H = 0,7$ .

Slika 13/11 se nanaša na površino kaljene palice. Tako ne daje jominyjev poizkus samo informacij o poteku trdot po preseku kaljenih palic, ampak tudi podatke o pričakovanih trdotah na površini kaljenih delov.

#### — Uporaba Lamontove metode in diagramov pri izbiri jekel za določene zahteve

Opisana Lamontova metoda z diagrami na slikah 13/1 do 13/11 nam nudi prav pomembno pomoč tudi pri praktični izbiri jekel za določene

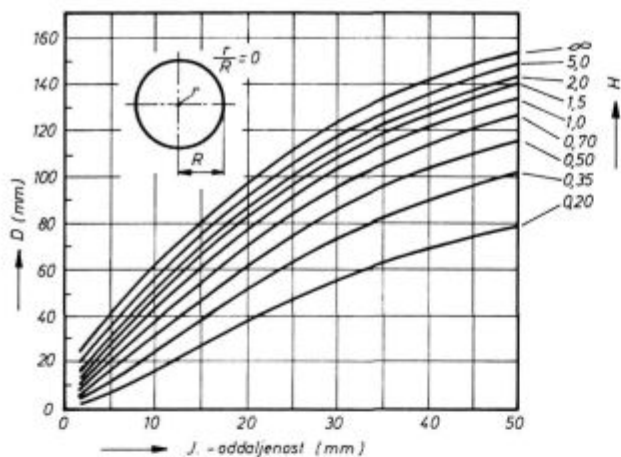
zahteve kaljivosti pri danih omejitvah pogojev (kalilno sredstvo in način kaljenja, dimenzije, kalilne karakteristike jekla). V principu je taka uporaba diagramov že opisana, vendar si kljub temu oglejmo še nekaj praktičnih primerov:

Vzemimo, da želimo vedeti, do katerega največjega premera bo jeklo določene vrste doseglo neko minimalno zahtevano trdoto po vsem preseku. Ohlajevalna intenzivnost je pri razpoložljivem postopku in pogojih kaljenja npr.  $H = 0,35$ . Ker gre za trdoto v sredini, uporabimo diagram na sliki 13/1 za  $r : R = 0$ . Za trdoto, ki jo zahtevamo, moramo poznati pripadajočo  $J = 20$  mm oddaljenost. Vzemimo, da je ta oddaljenost za dano vrsto jekla 34 mm. Iz omenjenega diagrama na sliki 13/1 dobimo odgovor na postavljeno vprašanje:  $D = 80$  mm.

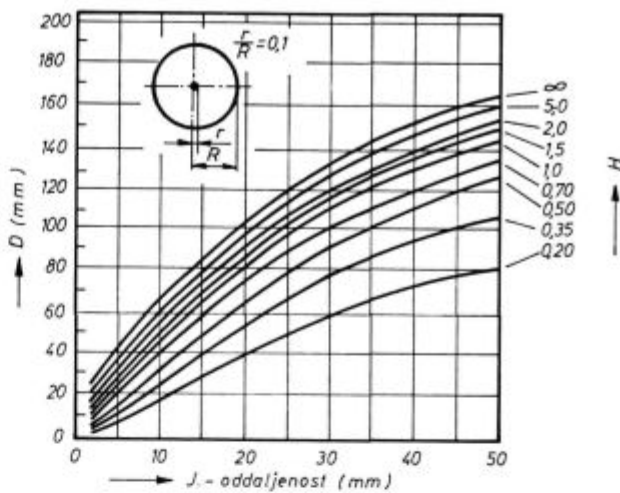
Jeklo, za katerega je prikazana jominyjeva krivulja na sliki 11 in U-krivulja na sliki 12, doseže trdoto 55 HRC na  $J = 6$  mm oddaljenosti. To trdoto lahko pričakujemo v sredini preseka palice pri kaljenju s  $H = 0,35$  le do  $D_{\text{maks}} = 15$  mm. Lahko pa bi želeli doseči pri istem jeklu trdoto 55 HRC v sredini palice s premerom  $D = 40$  mm. Isti diagram na sliki 13/1 nam pokaže, da je to mogoče, če dosežemo pri kaljenju ohlajevalno intenzivnost  $H = 5$ .

Poglejmo še en primer za isto vrsto jekla. Želimo določiti potrebno ohlajevalno intenzivnost, s katero bi pri palici  $\varnothing 80$  mm dosegli trdoto 55 HRC do globine 8 mm pod površino. Znani podatki so  $J_{35} = 6$  mm,  $D = 80$  mm,  $R = 40$  mm. Razmerje kalilne globine izračunamo:

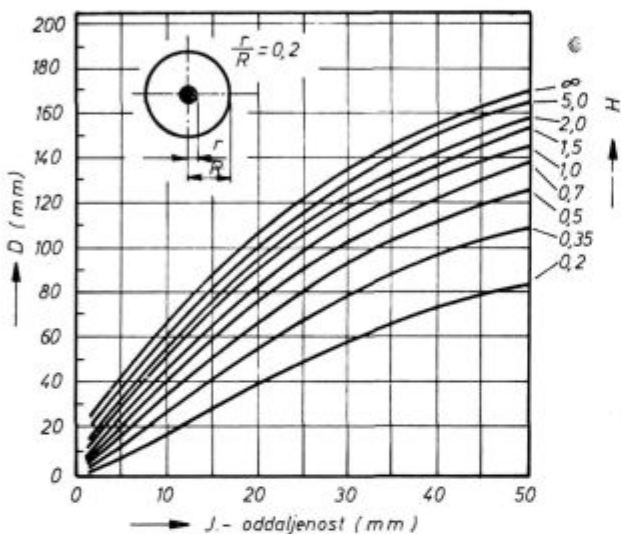
$$\frac{r}{R} = \frac{40 - 8}{40} = \frac{32}{40} = 0,8$$



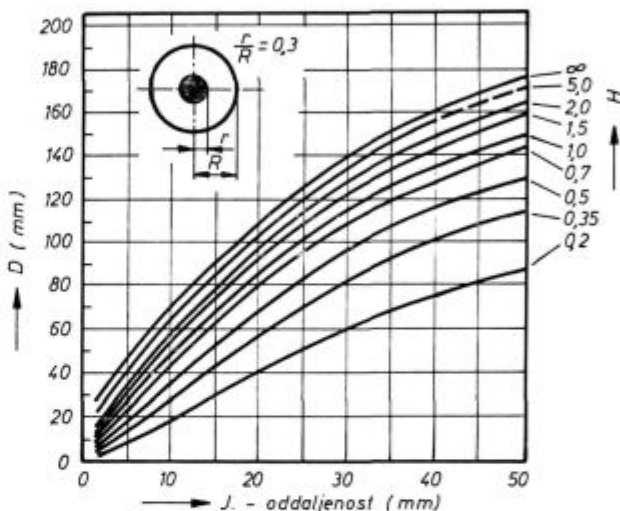
Slika 13/1



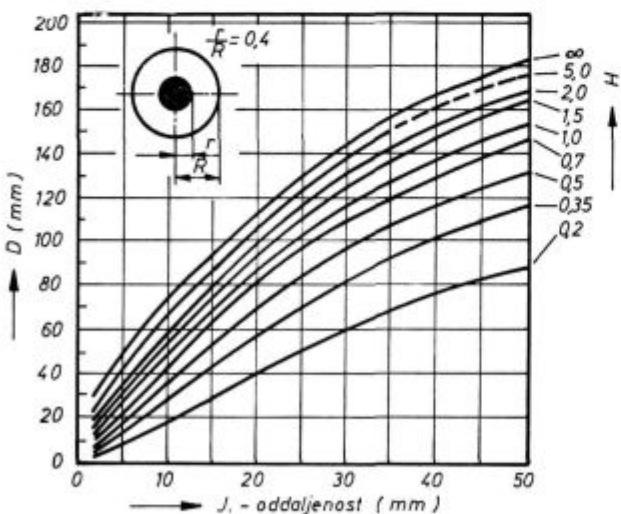
Slika 13/2



Slika 13/3

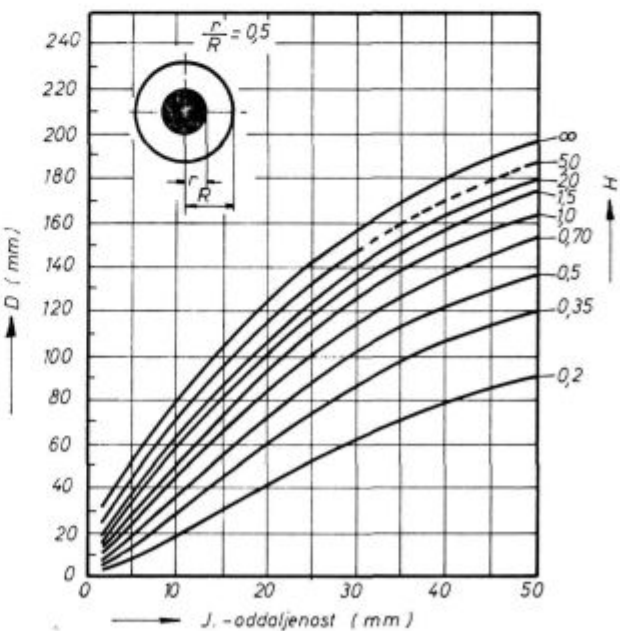


Slika 13/4



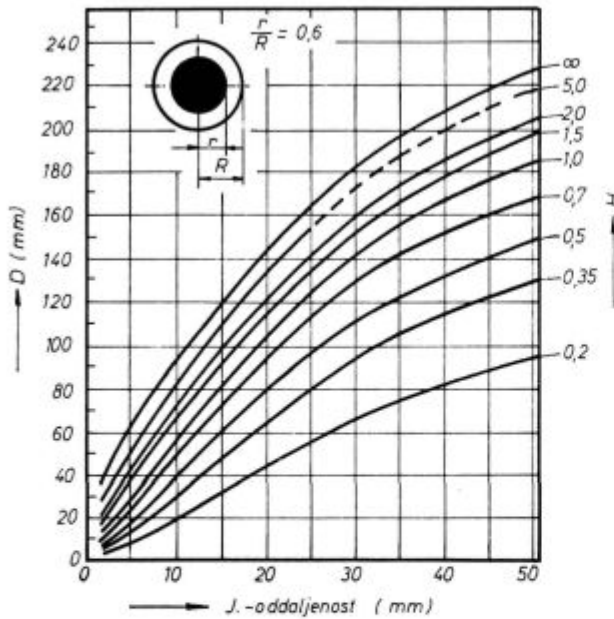
Slika 13/5

Slike 13/1 do 13/6



Slika 13/6

Zveza med ohlajevalno intenzivnostjo  $H$ , premerom okrogle palice  $D$ ,  $J$  - oddaljenostjo in razmerjem kalilne globine  $r : R$



Slika 13/7

Iz slike 13/9 določimo potrebno ohlajevalno intenzivnost  $H = 3$ , torej normalno kaljenje v vodi. Pri takem kaljenju bo palica  $\varnothing 80$  mm dosegla v sredini trdoto, ki ustreza oddaljenosti od kaljenega čela  $J = 17$  mm (glej sl. 13/1). Iz jominyjeve krivulje odčitamo pričakovano trdoto 48 HRC.

Pri tem moramo opozoriti, da niso samo ti podatki potrebni za odločitev o načinu kaljenja. Pokažejo nam le možnosti! Tej informaciji moramo dodati še izkušnje kalilca, ki nam povedo, če jeklo pri dani obliki in debelini prenese potrebno ohlajevalno intenzivnost pri kaljenju. Z jeklom za kaljenje v olju dosežemo iste trdote pri precej debelejših palicah, če ga kalimo v vodi. Tega pa si vedno ne moremo privoščiti zaradi nevarnosti pokanja in deformacij.

Po vseh opisanih primerih ni potrebno posebej omenjati, da s pomočjo Lamontovih diagramov iz podatkov jominyjeve krivulje lahko konstruiramo pričakovano U — krivuljo poteka trdot po preseku za kateri koli premer in katero koli ohlajevalno intenzivnost H.

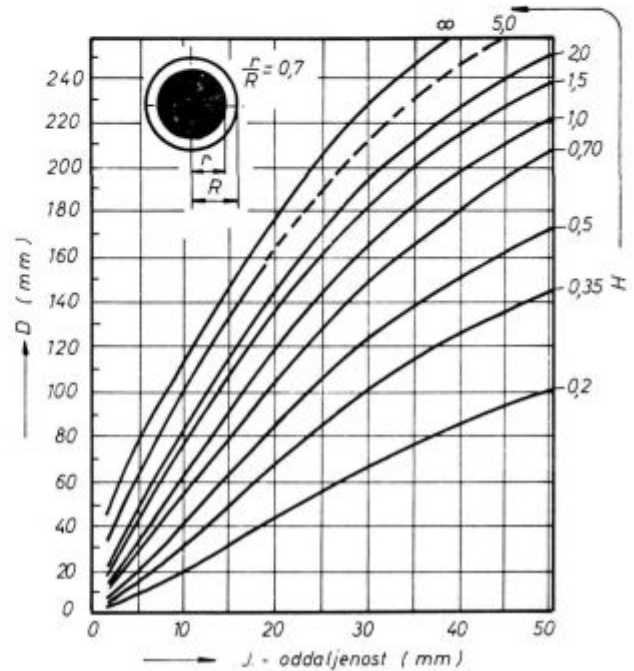
#### — Določanje poteka trdot po presekih kaljenih palic različnih dimenzij

Za določanje celotnega poteka trdot po preseku je Wyss<sup>23</sup> objavil nomograme, ki so za tako uporabo še primernejši od Lamontovih diagramov.

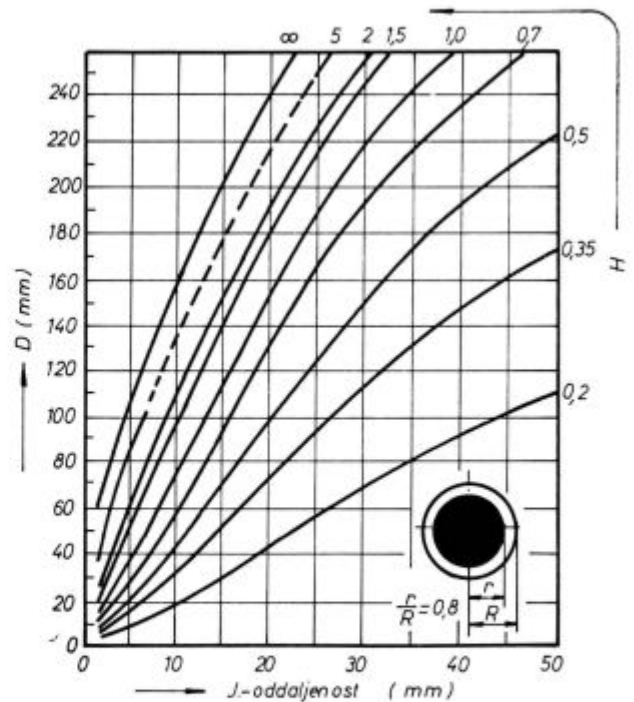
Oglejmi si osnove in razvoj takih nomogramov:

Trdota in mikrostruktura sta pri določeni vrsti jekla v odvisnosti od hitrosti ohlajevanja. Če se spomnimo, da nastopajo vzdolž jominyjeve krivulje kontinuirne spremembe ohlajevalne hitrosti, dobimo vzdolž probe tudi kontinuirne spremembe trdot v odvisnosti od nastalih mikrostruktur. Če hočemo ugotoviti potek trdot in spremembe mikrostruktur po preseku kaljene okrogle palice ali kakršnega koli drugačnega dela, moramo le po-

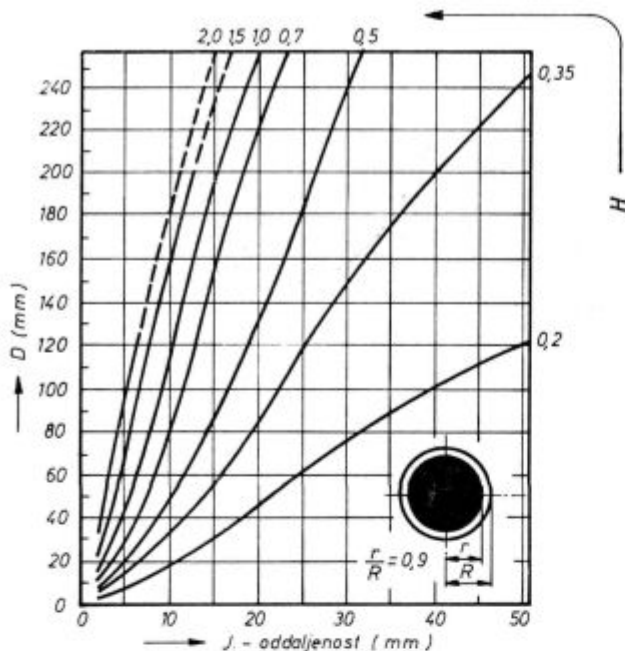
iskati medsebojno zvezo posameznih točk na preseku kaljenega kosa in oddaljenosti od kaljenega čela jominyjeve probe. Torej iščemo položaje na jominyjevi probi in na kaljenem kosu, ki imajo enake ohlajevalne hitrosti. Pri tem nastopajo težave, ker ohlajevalne hitrosti ne moremo preprosto določiti brez posebnega dogovora. Med ohlajevanjem namreč nastopajo premene, sproščanje toplote, zadrževanja padca temperature, rekalescenca in podobno.



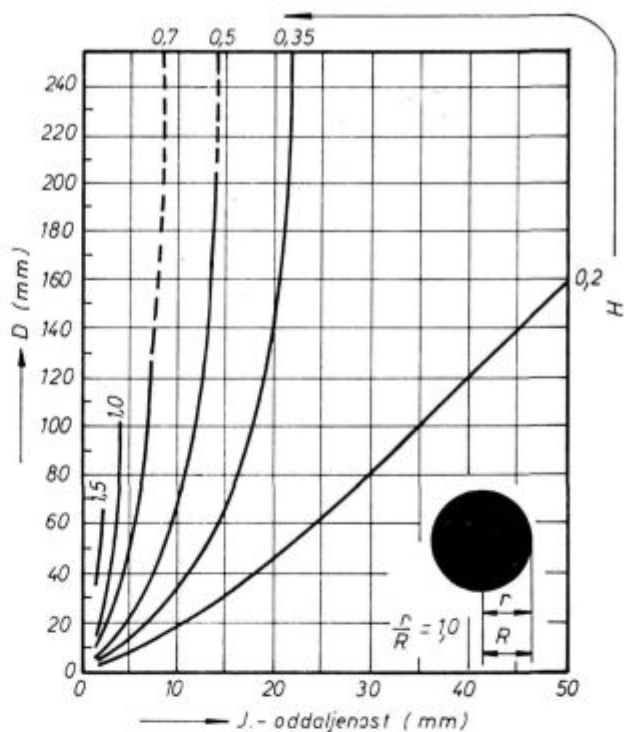
Slika 13/8



Slika 13/9



Slika 13/10



Slika 13/11

Slike 13/7 do 13/11

Zveza med ohlajevalno intenzivnostjo  $H$ , premerom okrogle palice  $D$ ,  $J$  — oddaljenostjo in razmerjem kalilne globine  $r : R$

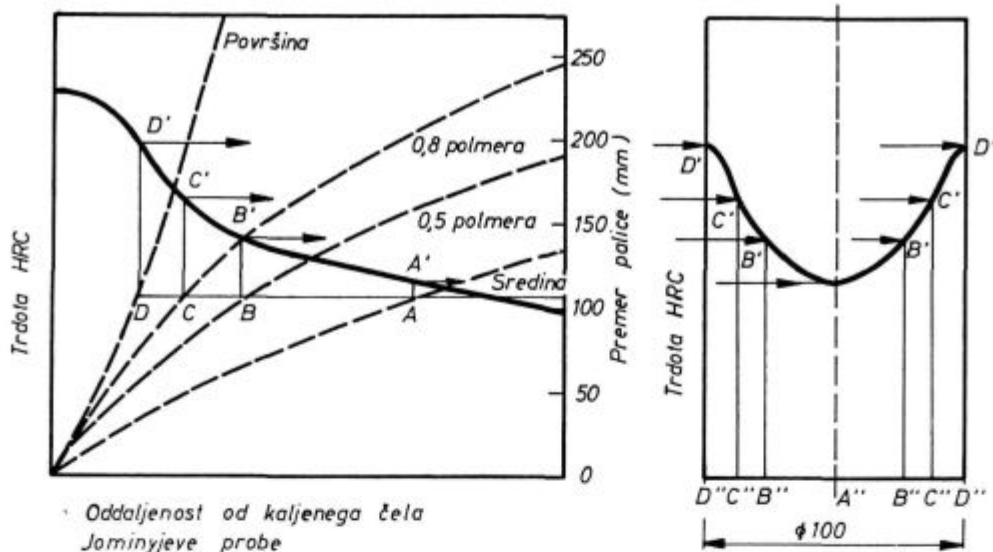
Kot merilo ohlajevalne hitrosti so največkrat upoštevali ohlajevalno hitrost kot tangento na krivuljo ohlajevanja (temperatura—čas) pri  $700^{\circ}\text{C}$ , ker v tem območju ni več premen.

Ker že poznamo Lamontove diagrame, nam bo lahko razumljivo, da s krivuljami za površino palice, različne deleže polmera in za sredino palice povežemo različne premere palic z ustreznimi oddaljenostmi od kaljenega čela jominyjeve probe na bazi enakih ohlajevalnih hitrosti. Lahko si pripravimo diagrame za neposredno prekrivanje jominyjevih krivulj (glej shemo na sliki 14). Diagram za prekrivanje mora imeti razdelitev na abscisi enako kakor jominyjev diagram, a velja za določene ohlajevalne pogoje (ohlajevalno sredstvo in način ohlajevanja), ki jih lahko označimo s faktorjem ohlajevalne intenzivnosti  $H$ . S takim diagramom lahko neposredno odčitavamo potek trdot po preseku in načrtamo  $U$  — krivuljo za določen premer in ohlajevalno intenzivnost. Na sliki 14 ustreza npr. ohlajevalna hitrost (s tem tudi trdota in mikrostruktura) na površini palice  $\varnothing 100\text{ mm}$  ohlajevalni hitrosti jominyjeve probe na oddaljenosti  $D$  od kaljenega čela. Na tem mestu smo izmerili trdoto  $D'$  in jo zato lahko pričakujemo na površini palice  $\varnothing 100\text{ mm}$ . Na enak način določimo tudi trdoto v sredini preseka in na vmesnih položajih med površino in središčem preseka palice. Tako preprosto in hitro nastane  $U$  — krivulja trdot.

Nekako na podoben način je podana zveza med kaljenimi kosi, jominyjevimi probami in TTT — diagrami določene vrste jekla. TTT diagrami nam dajejo zelo dobre in pregledne informacije o obnašanju določene vrste jekla pri toplotni obdelavi. Te odvisnosti bomo obravnavali posebej, v nadaljnjem pa se omejimo le na jominyjev preizkus.

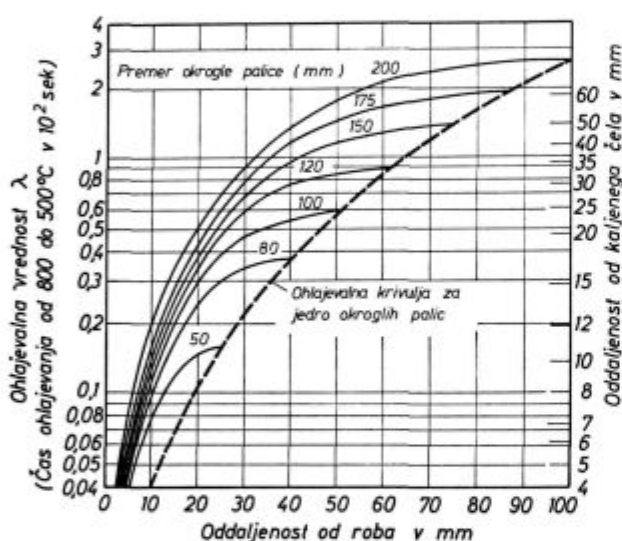
Z razvojem in širšo uporabo TTT diagramov pa je le prišlo do nekaterih sprememb v osnovi preračunavanja podatkov o kaljivosti:

Vemo že, da praktični ohlajevalni pogoji jekla sledijo precej zamotanim eksponentialnim funkcijam in zato podatki o ohlajevalni hitrosti veljajo samo v zelo ozkem temperaturnem območju. To za praktično toplotno obdelavo in predvsem za praktično neposredno uporabo informacij iz TTT diagramov ni bilo primerno. Nekateri avtorji<sup>21</sup> so odsvetovali uporabo ohlajevalne hitrosti za označevanje ohlajevalnih pogojev. Menili so, da bi boljše služila vrednost, ki naj bi obsegala potek ohlajevanja za določeno širše temperaturno območje. Ta karakteristična vrednost ne bi smela biti odvisna od temperature avstenitizacije. Tako ohlajevalno vrednost so označili<sup>21</sup> z  $\lambda$  in jo definirali kot čas ohlajanja od  $800$  do  $500^{\circ}\text{C}^{22}$ , izražen v sekundah. Vrednost je priporočljivo množiti z  $10^{-2}$ , da dobimo uporabnejše številke.



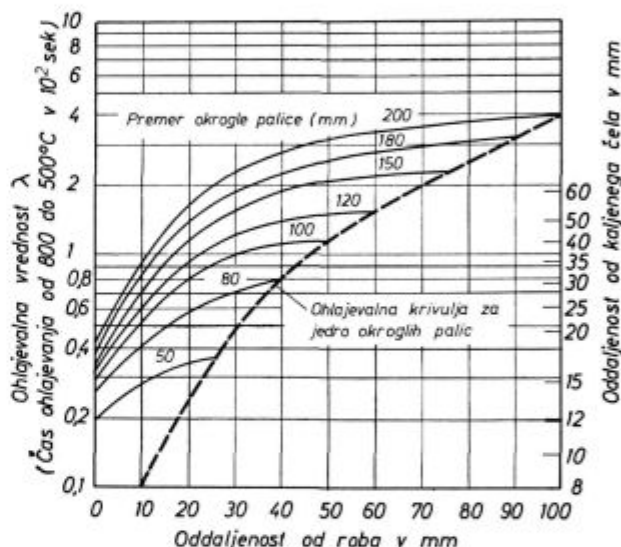
Slika 14

Diagram za prekrivanje Jominyjeve krivulje pri določanju pričakovanih trdot na površini in v notranjosti preseka kaljenih okroglih palic (shema)<sup>21</sup>



Slika 15

Spremembe ohlajevalnih vrednosti  $\lambda$  po preseku okroglih palic pri ohlajevanju v vodi<sup>21</sup>



Slika 16

Spremembe ohlajevalnih vrednosti  $\lambda$  po preseku okroglih palic pri ohlajevanju v olju<sup>21</sup>

V slikah 15 in 16 so zbrani in primerno izvednoteni podatki petnajstih glavnih literaturnih virov o praktičnih poizkusih z ohlajevanjem okroglih palic v vodi in v olju.

Ohlajevalna vrednost  $\lambda$  je podana na ordinati, na abscisi pa je merilo oddaljenosti od površine palice za krivulje, ki pripadajo navedenim premerom.

Določeni Jominyjevi oddaljenosti od kaljenega čela pripada seveda samo ena ohlajevalna vrednost  $\lambda$  in zato odčitamo to oddaljenost od kaljenega čela prav tako na ordinati kot enakovredno drugo merilo. Če so te ohlajevalne vrednosti podane še pri posameznih ohlajevalnih krivuljah

TTT diagramov, dobimo zvezo med strukturno sestavo in trdoto okroglih palic ter Jominyjevim poizkusom in TTT diagramom.

#### — Postopek uporabe nomogramov kaljivosti

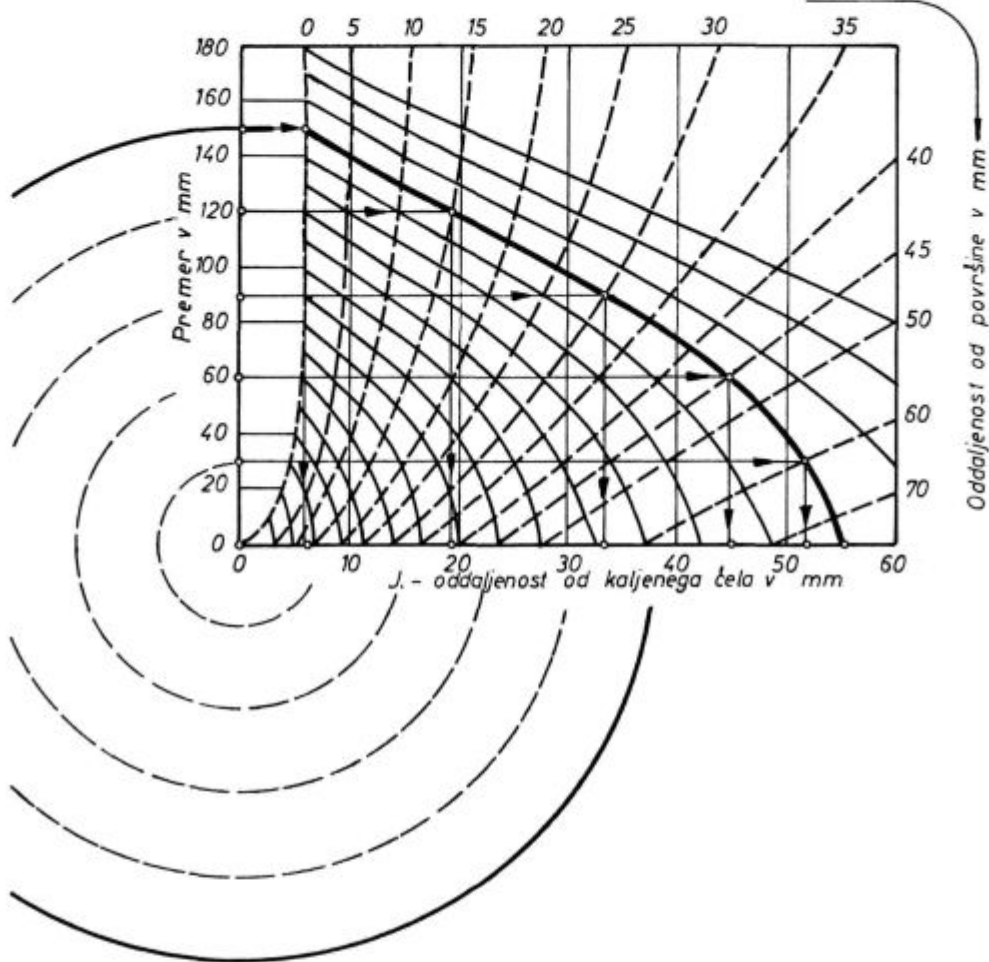
V literaturi<sup>23</sup> so podani že omenjeni nomogrami kaljivosti za ohlajevalne intenzivnosti  $H = 0,3; 0,4; 0,6; 1,0$  in  $2,0$ , kar obsega praktično celotno območje, ki pride v poštev od razmeroma milega kaljenja v olju do razmeroma intenzivnega kaljenja v vodi.

Slika 17 prikazuje tak nomogram kaljivosti za ohlajevalno intenzivnost  $H = 1$ . Na ordinati so podani premeri okroglih palic, na abscisi pa Jominyjeve oddaljenosti od kaljenega čela probe.



$$H=1$$

Mirno kaljenje v vodi  
ali  
izredno intenzivno kaljenje v olju  
(s pretakanjem, oblivanjem ali brizganjem)



Slika 17

Zveza med potekom trdot na jominyjevi probi in potekom trdot po preseku okroglih palic v vodi<sup>12</sup>

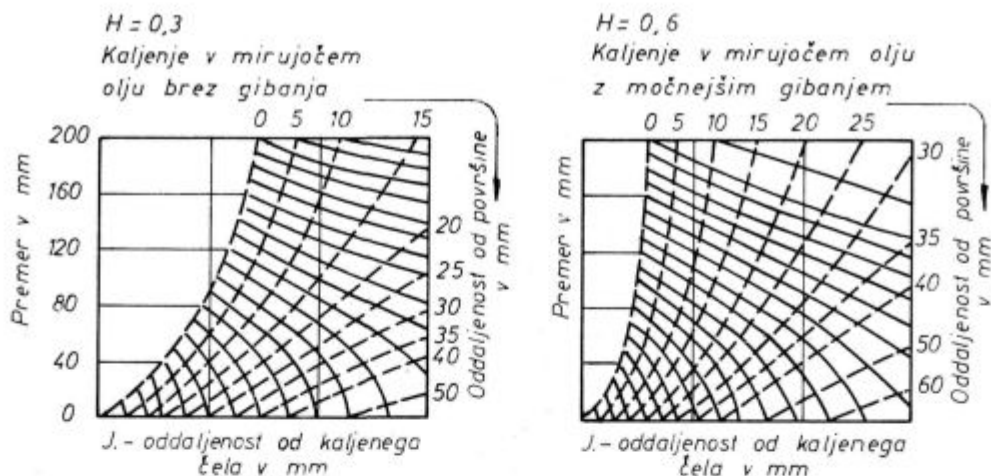
Vsaka izvlečena krivulja kaže zvezo med potekom trdote po preseku in pripadajočim potekom trdote vzdolž jominyjeve probe za določen premer palice. Premer palice, za katerega velja taka krivulja, izhaja iz izhodne točke na črtkani O — krivulji.

Na sliki 17 je za premer  $\varnothing 150$  mm krivulja debeleje izvlečena, zveza med posameznimi točkami preseka in oddaljenostjo od kaljenega čela pa je podana s puščicami. Iz tega primera vidimo, da na površini palice s premerom 150 mm lahko pričakujemo tako trdoto, kakršno doseže jominyjeva proba iz istega jekla pri oddaljenosti približno 6 mm od kaljenega čela, če palico kalimo z ohlajevalno intenzivnostjo  $H = 1$ . Pri 15 mm pod površino dobimo praktično enako trdoto kakor pri oddaljenosti 19 mm od kaljenega čela jominyjeve probe itd. Enako postopek odčitavanja ponovimo

za druge premere. S koncentričnimi krogi so naznačene ustrezne plasti po preseku.

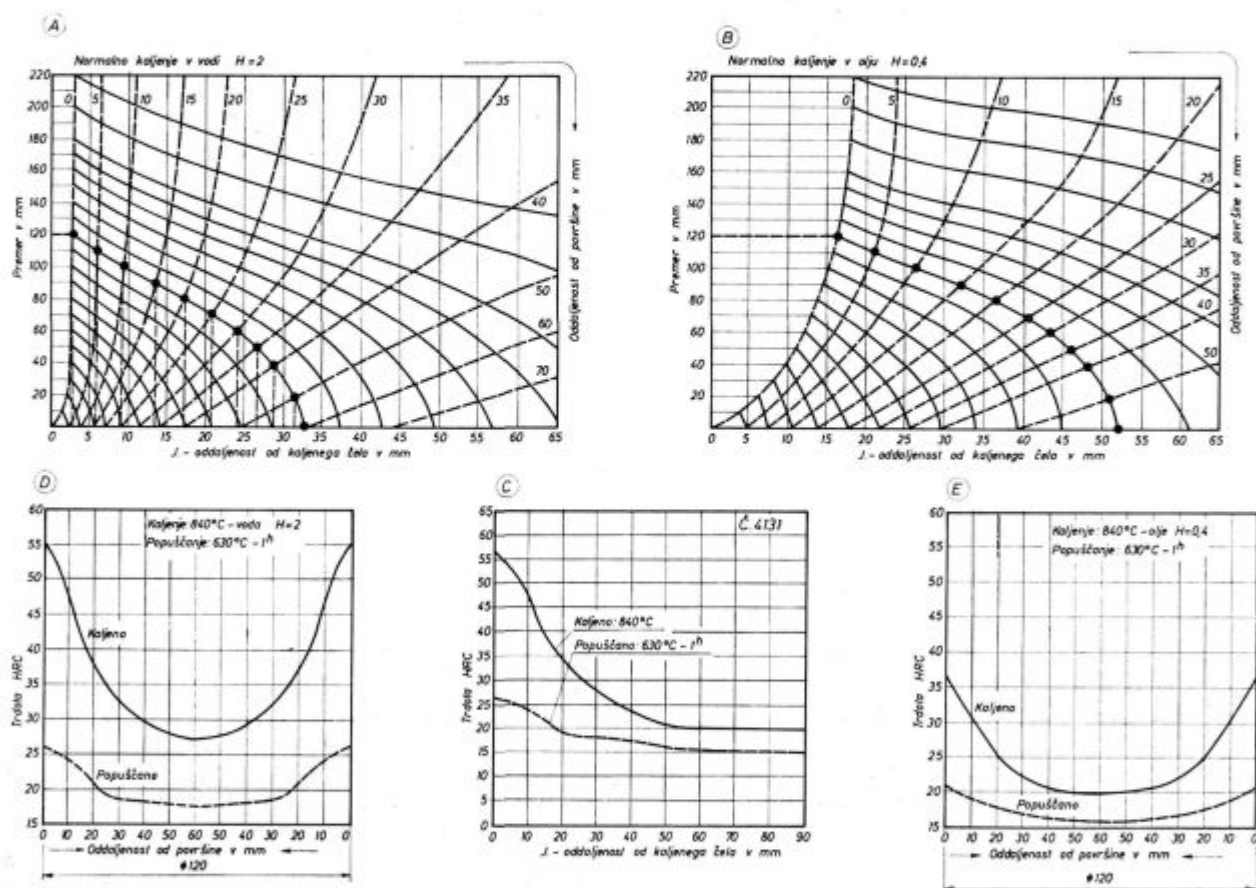
Na sliki 18 sta podana nomograma za  $H = 0,3$  in  $H = 0,6$ . Prvi ustreza mirnemu kaljenju brez gibanja v olju, drugi pa intenzivnosti ohlajevanja v olju, ki je nekoliko večja od normalnega načina kaljenja v olju, torej kaljenju v olju z razmeroma močnim gibanjem ali celo oblivanjem.

Največ se uporabljata nomograma za  $H = 0,4$  in za  $H = 2$ , ki sta prikazana na sliki 19. Ta slika skupno s tabelo preračunavanja za praktičen primer jekla Č.4131  $\varnothing 120$  mm nazorno prikazuje postopek uporabe teh nomogramov pri izdelavi U — krivulje za določen premer okrogle palice iz podatkov jominyjevega preizkusa. Ta postopek je velike praktične vrednosti in po izkušnjah v železarni Ravne nomogramsko določanje trdot po preseku dobro sovпада s praktičnimi meritvami.



Slika 18

Zveza med potekom trdot na jominyjevi probi in potekom trdot po preseku okroglih palic v olju<sup>23</sup>



Slika 19 Določanje U-krivulje s pomočjo nomogramov<sup>23</sup> za Jominyjev preizkus. Premer za jeklo Č. 4131 —  $\varnothing$  120 mm — kaljeno v vodi ali olju

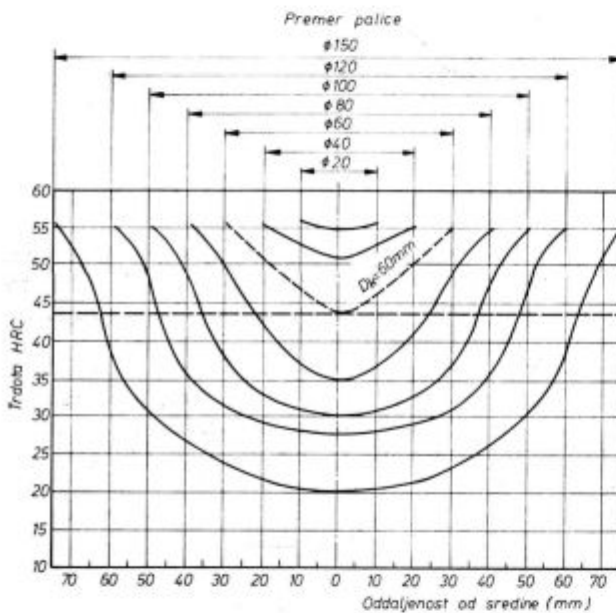
Na opisani način lahko iz enega jominyjevega poizkusa za določeno vrsto jekla in šaržo načrtamo U — krivulje trdot za celotno interesantno območje premerov.

Način prikazovanja U — krivulj je posebno priporočljiv, ker je dostopen vsakemu kalilcu. Če na osnovi velikega števila jominyjevih poizkusov

dobimo povprečno jominyjevo krivuljo za določeno vrsto jekla, dobimo lahko iz nje tudi povprečne (ali pa maksimalne in minimalne) U — krivulje te vrste jekla. Na slikah 20 in 21 sta podana primera povprečnih U — krivulj za jeklo Č.4131. Zelo nazorno je prikazana razlika med kaljenjem v vodi in v olju.

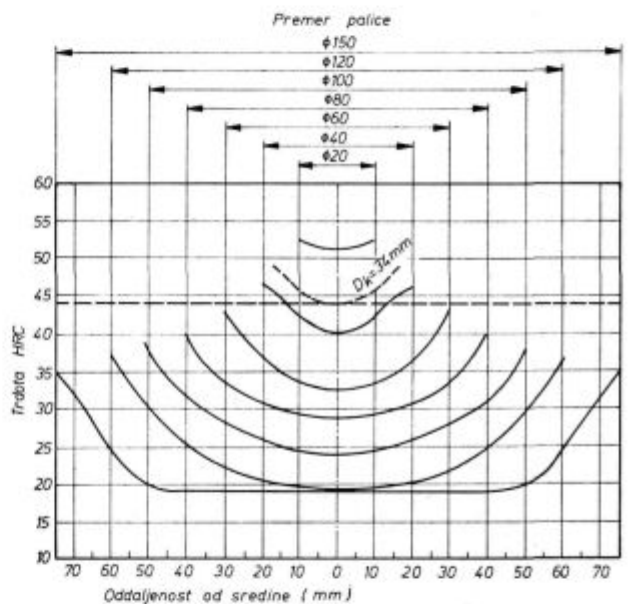
Tabela preračunavanja (za primer Č.4131 —  $\varnothing$  120 mm)

Oddaljenost od površine v mm	Odgovarjajoča J-oddaljenost v mm za kaljenje		Pripadajoča trdota HRC za kaljenje $\varnothing$ 120 mm v vodi H = 2			
	v vodi H = 2	v olju H = 0,4	v vodi H = 2		v olju H = 0,4	
			kaljeno	popuščano	kaljeno	popuščano
0	3	16	55	26	37	20,5
5	6,5	21	52,5	25	32,5	19
10	9,5	26,5	48	24	30	18,5
15	14	32	41	22,5	27	18
20	17	37	37	21	25	17,5
25	21	40,5	33,5	19	23	17
30	24	43,5	32	18,5	22	17
40	28,5	48	29	18,5	21	16,5
50	32	51	27,5	18	20	16
60	33	52,5	26,5	18	19,5	15,5



Slika 20

U-krivulje srednjih vrednosti trdot za jeklo Č. 4131 — kaljeno v vodi (H = 2)



Slika 21

U-krivulje srednjih vrednosti trdot za jeklo Č. 4131 — kaljeno v olju (H = 0,4)

Primer:

Valj  $\varnothing$  100 mm doseže pri H = 0,35 v sredini trdoto 45 HRC. Enako trdoto doseže pri H = 0,35 v sredini kvadratna palica s stranico 92 mm, ploščata palica  $68 \times 136 \text{ mm}$  ali platina debeline 63 mm (slika 27). Medsebojni odnosi se menjajo s spremembo ohlajevalne intenzivnosti.

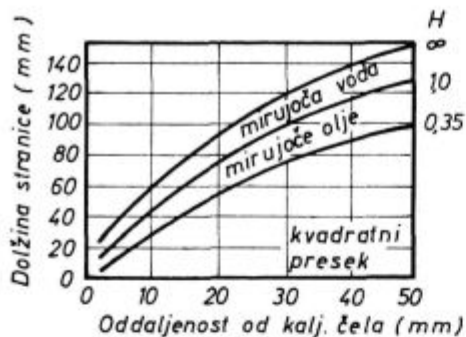
— Grossmann-Jominy metoda določanja kritičnega in idealnega kritičnega premera

Ta postopek ne potrebuje posebne razlage, zato ga prav na kratko opišimo.

Če upoštevamo Grossmannovo definicijo, da ima palica s kritičnim premerom v sredini preseka mikrostrukturo s 50 % martenzita, in ugotovitev,

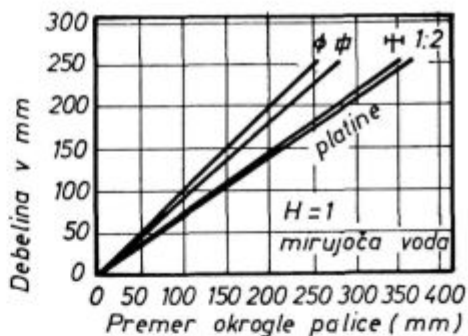
Iz opisanih nomogramov kaljivosti vidimo tudi, do katerih premerov lahko dovolj natančno na osnovi jominyjevega preizkusa določimo potek trdot po vsem preseku. Pri kaljenju v vodi dobimo te podatke nekako do premerov 150—200 mm, pri kaljenju v olju pa za premere do nekako 100—150 mm. Pri večjih presekih težko sklepamo o pričakovani kaljivosti na osnovi standardnega jominyjevega poizkusa. Za te primere so različni avtorji podali posebne predloge<sup>24, 25</sup>.

Nomogrami kaljivosti so prikazani za okrogle palice. Pri drugačnih presekih si pomagamo s podatki na slikah 22—27.



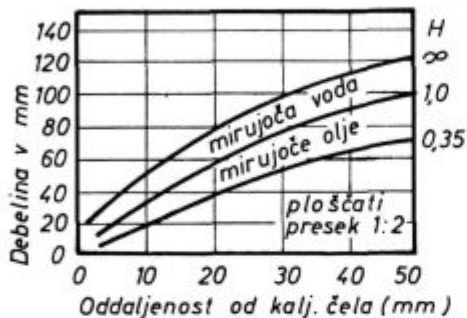
Slika 22

Položaj za Jominy probi, ki odgovarja sredini kvadratnega profila



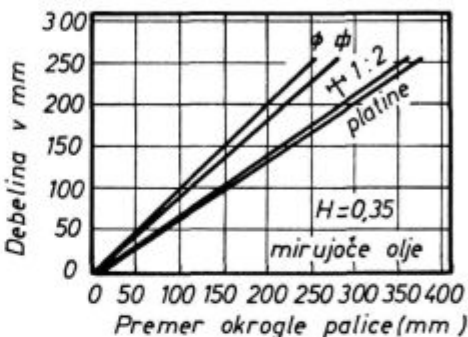
Slika 26

Odnos med različnimi profili pri kaljenju v vodi



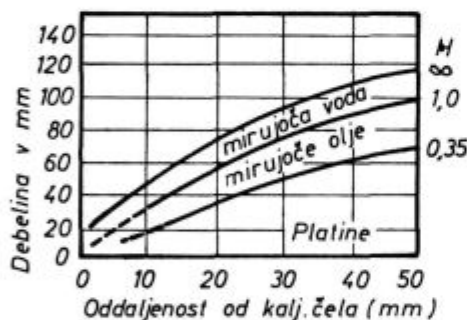
Slika 23

Položaj na Jominy probi, ki odgovarja sredini ploščatega preseka 1 : 2



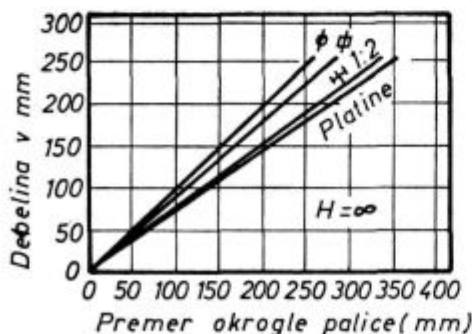
Slika 27

Odnos med različnimi profili pri kaljenju v olju



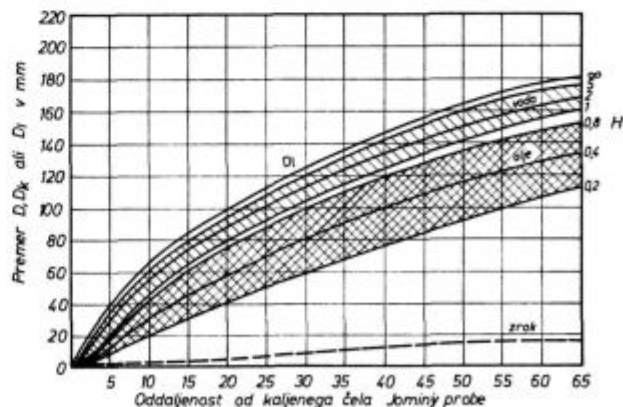
Slika 24

Položaj na Jominy probi, ki odgovarja sredini preseka platin



Slika 25

Odnos med različnimi profili pri idealnem ohlajevanju



Slika 28

Medsebojna odvisnost Jominy probe in palic različnih premerov z odgovarjajočo trdoto v sredini preseka<sup>29</sup>

da je trdota odvisna v glavnem le od vsebnosti ogljika (Hodge-Orehoski), lahko iz slike 6 za določeno vrsto jekla ali šaržo odčitamo kritično trdoto. Za kritično trdoto odčitamo iz jominyjeve krivulje pripadajočo oddaljenost od kaljenega čela. Zato za J. — oddaljenost in merjeni, ocenjeni ali poznani faktor ohlajevalne intenzivnosti odčitamo iz diagrama na sliki 28 kritični premer  $D_k$  ali pa za  $H = \infty$  idealni kritični premer  $D_i$  kot splošno karakteristiko kaljivosti preiskovanega jekla.

Poglejmo praktičen primer:

#### Podatki

Jeklo Č.4131 vsebuje 0,41 % C in jominyjeva krivulja je prikazana na sliki 19 c.

## Rezultati

- Kritična trdota je 43 HRC (slika 6).
- Pripadajoča J. — oddaljenost = 12 mm (slika 19 c).
- Kritičen premer za kaljenje:  
V vodi s  $H = 2$  znaša 60 mm (slika 28);  
v olju s  $H = 0,4$  znaša 35 mm (slika 28).
- Idealni kritični premer je 70 mm (slika 28).

## JOMINYJEVE KRIVULJE V POPUŠCENEM STANJU

### Studij vplivov popuščenja

Čelno kaljeno jominyjevo probo lahko po meritvi trdot v kaljenem stanju še popustimo. S tem vidimo, koliko se znižajo trdote na posameznih oddaljenostih od kaljenega čela pri popuščenju na določeno temperaturo. S tem dobimo torej podatke o poteku trdot pri določenem postopku poboljšanja.

Razumljivo je, da iz teh podatkov prav preprosto dobimo tudi U — krivulje trdot po preseku v poboljšanem stanju, kakor kaže slika 19.

Z večjim številom enako kaljenih jominyjevih prob, ki jih po kaljenju različno popustimo, lahko študiramo vpliv popuščenja v širokem območju popuščnih temperatur.

Pri plitko kaljivih jeklih — ta se v glavnem popuščajo le na nižje temperature in standardni jominyjev preizkus zanje sploh ni posebno interesanten — se s povečevanjem temperature popuščenja znižuje le trdota v začetnem delu jominyjeve krivulje.

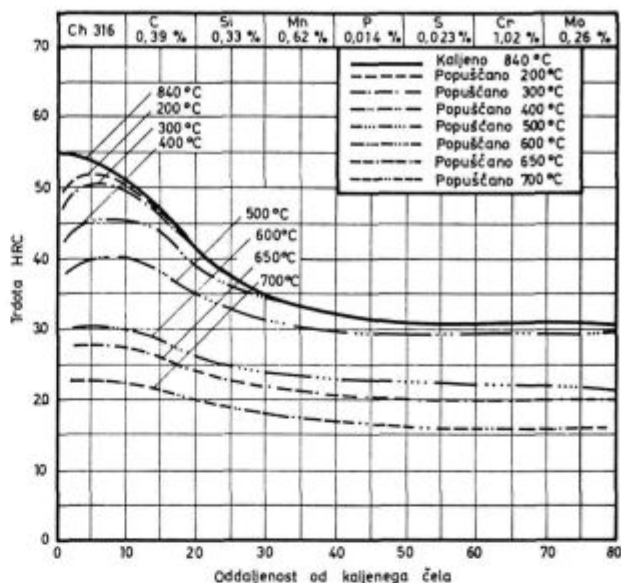
Pri srednje kaljivih jeklih vpliva popuščenje na nižje temperature le na znižanje začetnega dela jominyjeve krivulje. Pri temperaturah popuščenja nad  $500^{\circ}\text{C}$  pa se že zniža trdota po celotni dolžini jominyjeve probe. Prav to območje temperatur je interesantno pri legiranih jeklih za poboljšanje in zato je študij vplivov popuščenja zanje posebno zanimiv. Slika 29 kaže jominyjeve krivulje v popuščenem stanju za jeklo Č.4732.

Pri močno prekaljivih jeklih se kaže na jominyjevih krivuljah vpliv popuščenja enako po vsej dolžini probe. Tako dobimo vzporedne jominyjeve krivulje, kakršne kaže za jeklo Č.4751 slika 30. Na tej sliki vidimo efekt sekundarne trdote, ki je značilen za to legirano orodno jeklo za delo v vročem stanju. Trdota po popuščenju na  $500$  in  $550^{\circ}\text{C}$  je višja od trdote po kaljenju in to po vsej dolžini probe.

### — Določitev premenske točke $A_{c1}$ s popuščenjem jominyjevih prob

Če imamo na voljo dovolj kaljenih jominyjevih prob, lahko s postopnim zviševanjem temperature popuščenja dokaj natančno določimo lego premenske točke  $A_{c1}$ . Popuščna jominyjeva krivulja

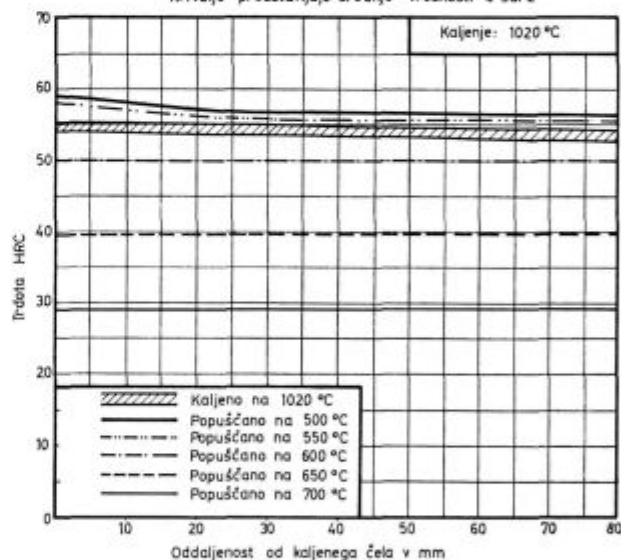
Č.4732 - VCMo 140



Slika 29  
Vpliv temperature popuščenja na Jominy probo

Č. 4751 - Utop Mo1

Krivulje predstavljajo srednje vrednosti 4 žarž



Slika 30  
Vpliv temperature popuščenja na potek trdot Jominy prob kaljenih na  $1020^{\circ}\text{C}$

se postopoma znižuje in pri temperaturi  $A_{c1}$  doseže minimalni nivo trdote ter postane vodoravna. Če prekoračimo temperaturo  $A_{c1}$ , pri popuščenju zopet nastopi delna avstenitizacija in po ohladitvi s popuščne temperature dobimo zopet nekoliko višjo trdoto.

Na tak način preprosto v kalilnici brez dilatometrije ugotovimo lego točke  $A_{c1}$ , s tem tudi najvišjo dovoljeno temperaturo popuščenja ter orientacijsko temperaturo žarjenja (pri podelkoidnih jeklih).

## JOMINYJEVI PREIZKUSI PRI RAZLIČNIH TEMPERATURAH AVSTENITIZACIJE

S serijo jominyjevih preizkusov pri različnih temperaturah avstenitizacije lahko v kalilnici na preprost način brez posebnih pripomočkov tudi za nepoznano vrsto jekla določimo s precejšnjo zanesljivostjo najugodnejšo temperaturo kaljenja.

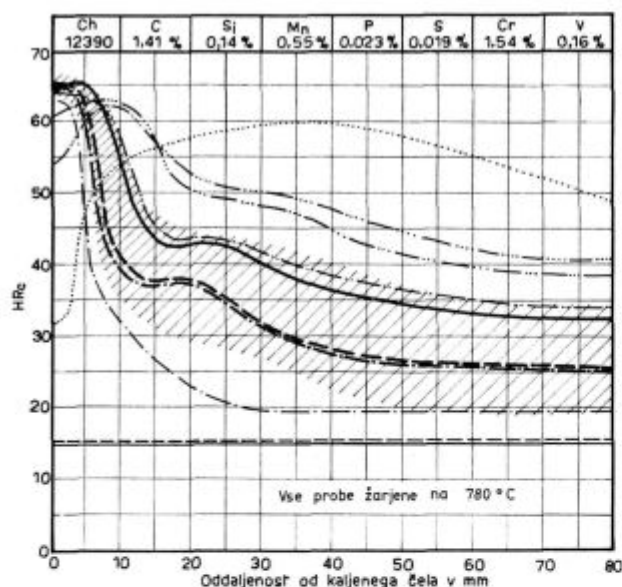
Prav tako lahko določimo orientacijsko temperaturo premenske točke  $A_{c1}$ . To je tista temperatura, ki pripada najvišji »horizontalni« jominyjevi krivulji, ki še ne kaže kalilnega efekta.

Pri nekaterih vrstah jekla zelo jasno ugotovimo začetek pojavov pregretja pri avstenitizaciji in pojav prekomerne količine zaostalega avstenita.

Slika 31 kaže zelo zanimive vplive avstenitizacijske temperature za jeklo Č.4840 — Merilo special: vodoraven potek krivulj za 730 in 760°C kaže, da pri teh temperaturah ni bila dosežena avstenitizacija. Za isto šaržo smo na dilatometru določili temperaturo začetka premene  $A_{c1}$  764°C.

Že pri 780°C je avstenitizacija močna, a še nepopolna. Dilatometriško določena temperatura konca premene je bila 776°C. To zopet potrjuje navedeno ugotovitev. Temperatura 780°C je sicer tik nad premeno v področju avstenita, a pri tako majhni temperaturni razliki bi bil za popoln potek premene potreben precej daljši čas. Temperature 810—890°C kažejo uporabno območje kalilnih

Č.4840 MERILO SP.



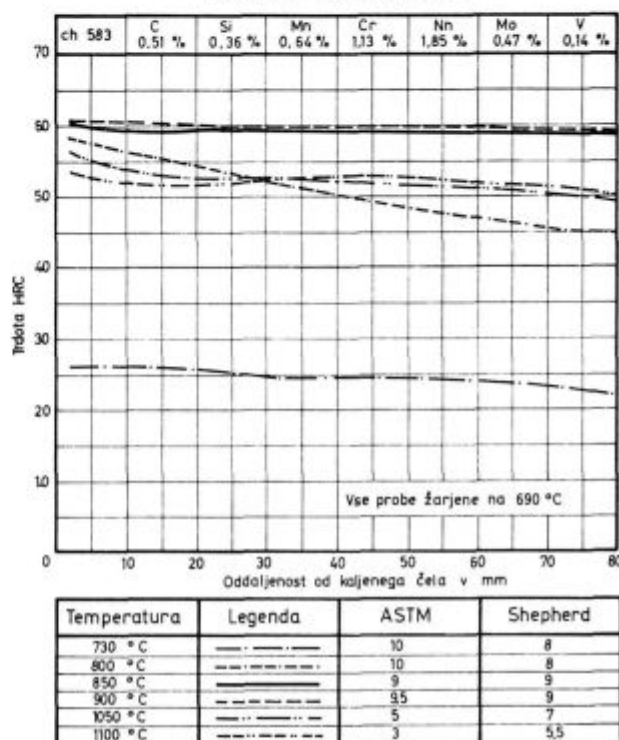
Temp. °C	Legenda	ASTM	Sheph.	Temp. °C	Legenda	ASTM	Sheph.
730	—	—	—	890	—	9	8
760	—	—	—	950	—	9	8
780	—	9	8	1000	—	—	—
810	—	9	8	1050	—	5	3
830	—	9	8		//////	pas gar. kaljivosti	
860	—	9	8				

Slika 31

Vpliv temperature avstenitizacije na kaljivost

temperatur. V tem intervalu moramo izbrati najboljšo temperaturo kaljenja z ozirom na potrebe kaljivosti, meroobstojnosti, trdote, obrabne obstojnosti rezilnosti ali podobne zahteve. Vse višje temperature kažejo jasne znake pregretja, znižanje trdote v začetnem delu in močno povečana prekaljivost. Poleg grobega zrna se pri najvišjih temperaturah pojavljajo tudi razpoke.

Č. 5742 - Utop extra 2



Slika 32

Vpliv temperature avstenitizacije na kaljivost

Zanimiv je tudi primer za močno prekaljivo jeklo Č.5742 — Utop ekstra 2 na sliki 32. Po tej informaciji bi brez dvoma izbrali pravilno temperaturo kaljenja med 850 in 900°C. Z dodatnimi poizkusi v nekoliko širšem območju bi določili skrajne meje območja kalilnih temperatur.

## UPORABA JOMINYJEVEGA PREIZKUSA PRI DOLOČANJU OBROBNE KALJIVOSTI CEMENTIRANIH JEKEL

V zadnjih letih je zavzel jominyjev preizkus zelo pomembno mesto tudi na področju preizkušanja kaljivosti in doseganja trdote cementiranih jekel. Metoda obrobne kaljivosti potrebuje precej obširno razlago, ki na tem mestu ni mogoča. Podrobnejši opis tega preizkušanja podaja članek v Železarskem zborniku<sup>11</sup>.

## PASOVI GARANTIRANE KALJIVOSTI

### — Pomen in potreba garantirane kaljivosti

Lastnosti jekel in med njimi prav gotovo tudi kaljivost so močno odvisne od tehnoloških pogojev izdelave jekla. Zato se jekla, ki imajo praktično enako kemijsko sestavo, lahko precej razlikujejo po svojih tehnoloških, mehanskih in fizikalnih lastnostih. Take razlike opazimo pri jeklih različnih proizvajalcev, lahko pa jih zasledimo celo v odvisnosti od agregatov, v katerih je jeklo izdelano, čeprav v okviru enega podjetja in v principu enake tehnologije.

Potrošnik mora često kupovati jeklo od raznih proizvajalcev in še to v deljenih pošiljkah. Tako dobi iste vrste jekel z različnimi lastnostmi posebno glede kaljivosti. Ekonomična množična proizvodnja mu ne dovoljuje spreminjanja pogojev toplotne obdelave za majhne količine. Posledica je neenakomernost produktov. Razumljivo je, da je potrošnik v tem položaju začel zahtevati od proizvajalca zajamčeno kaljivost v določenih mejah. Treba je bilo najti ustrezno metodo za kvantitativno določanje kaljivosti, nato problem statistično rešiti z analizo normalnih variacij v lastnostih jekel pod določenimi pogoji in in standardizirati vrste jekel.

S tem, da proizvajalec jamči potrošniku kaljivost svojih jekel v določenih mejah, je potrošnik nekako zavarovan pred prejemom slučajne pošiljke jekla, ki bi pri toplotni obdelavi zaradi prevelike kaljivosti pokalo in v enaki meri tudi pred slučajno pošiljko jekla s tako nizko kaljivostjo, da se jeklo ne bi normalno kalilo ali pa bi zahtevalo poseben postopek. Pri takih potrebah so se na zahtevo tržišča v Ameriki razvili pasovi kaljivosti, ki so določali minimalne in maksimalne jominyjeve krivulje trdot za standardna legirana jekla. Če je tak pas pravilno izdelan, nam meje pasu z določeno statistično gotovostjo jamčijo območje trosenja trdot. Pri tem je v uporabi jekel možno medsebojno nadomeščanje brez potreb po spremembi tehnološkega postopka toplotne obdelave.

Hkrati z jamstvom enakomernosti kalilnih lastnosti jekla imajo pasovi kaljivosti velik pomen tudi pri ekonomični izbiri jekla za posamezne namene. V legiranih konstrukcijskih jeklih številni legirni elementi vsak na svoj način in z različno jakostjo vplivajo na kaljivost in druge lastnosti jekla. V okviru predpisanih analiznih mej so možne številne kombinacije vsebnosti legirnih elementov, ki medsebojno slabijo ali pa, jačajo določene vplive. Preudaren uporabnik jekla bo kaj hitro ugotovil, da je kemijska sestava, čeprav v skoraj nedosegljivo ozkih mejah, prav slabo jamstvo za doseganje zahtevanih povprečnih lastnosti in njihove enakomernosti. Tak logičen preudarek vsekakor navaja uporabnika, da kot prevzemni kriterij proizvajalcu jekla postavlja garancijo tehnoloških ali mehanskih lastnosti v določenih

sporazumnih mejah, ki so za potrošnika potrebne, za proizvajalca pa dosegljive. Kemijsko sestavo predpisuje le še orientacijsko, v toliki meri, da določa vrsto jekla in stopnjo legiranosti. Če omejitve kemijske sestave sploh zahteva s predpisanimi mejami, pri tem dopušča večje tolerance, ker mu je važnejša garancija lastnosti jekla.

Vse te ugotovitve ne predstavljajo ničesar novega, saj temelje na več kot dvajsetletnih izkušnjah v Združenih državah Amerike. Znani razvoj pasov kaljivosti H jekel v Združenih državah Amerike je privedel do dveh možnosti pri izbiri kvalitetnih prevzemnih kriterijev za konstrukcijska jekla. Lahko jih naročamo z omejitvami kemijske sestave ali pa z omejitvami kaljivosti ob nekoliko širših tolerancah kemijske sestave. Naprednejši potrošniki jekel so se kaj hitro ogreli na osnovi logičnega preudarka za drugo varianto. Že leta 1951, ko so bili pasovi garantirane kaljivosti komaj poznani, so nekatere vodilne ameriške jeklarne že prodale okrog 15 % svojega paličastega jekla na osnovi zajamčene kaljivosti.<sup>4</sup> Po podatkih znane Bethlehem Steel Company je že leta 1956 delež jekel, prodanih na osnovi garantirane kaljivosti porasel na 75 %. Najnovejši podatki niso poznani, saj je ta kriterij v Združenih državah Amerike že tako udomačen, da nihče več ne dela o tem posebnih analiz.

Upoštevaloč vse dragocene izkušnje razvoja pasov garantirane kaljivosti v Ameriki je železarna Ravne že leta 1960 izdelala statistično metodo za določevanje pasov garantirane kaljivosti na osnovi 95 % statistične gotovosti.<sup>1</sup> Dobrih sedem let smo intenzivno zbirali podatke o kaljivosti vseh jekel našega proizvodnega programa z jominyjevimi preizkusi. Rezultate preizkušanja smo v etapah obdelovali z osvojeno metodo matematične statistike. Železarna Ravne je tako pričakala pripravljena zahteve svojega tržišča, na katerem se z naglim razvojem motorne in strojne industrije, predvsem pa z uvajanjem serijske in delno mehansirane toplotne obdelave, že pojavljajo potrebe po pasovih garantirane kaljivosti za konstrukcijska jekla. Od začetka leta 1968 razpolaga železarna Ravne s pasovi garantirane kaljivosti za večino jekel svojega proizvodnega programa. Ti pasovi so izdelani na osnovi praktičnih preizkusov velikega števila šarž.

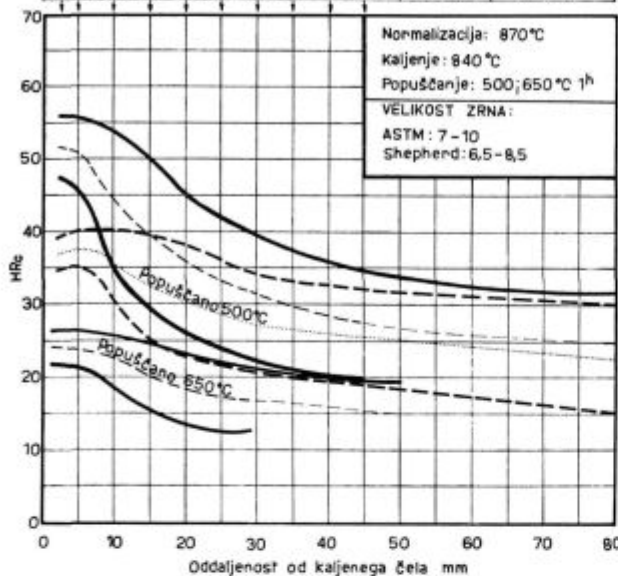
Slika 33 kaže primer pasu garantirane kaljivosti v kaljenem in popuščanem stanju za jeklo Č.4731-K.

### — Uporaba pasov garantirane kaljivosti in specifikacija zahtev

Nekateri naročniki niso pravilno informirani o načinu uporabe jominyjevih pasov garantirane kaljivosti in kot prevzemni kriterij preprosto predpisujejo, da mora biti Jominy krivulja dobavljene šarže znotraj pasu. To so preveč splošne in neupravičene zahteve, saj na primer pri tanjših dimenzijah trdote, ki ustrezajo veliki oddaljenosti

Č 4731-K (VCMo 135-K)	C%	Mn%	Cr%	Mo%
	0,29 - 0,38	0,45 - 0,85	0,85 - 1,30	0,15 - 0,30

Premeri okroglih palic z enako trdoto	Položaj	Kaljivost
100	Površina	v vodi
10 26 54 70 86 100 112 124 135 142	Sredina	H=2
7 15 42 98	Površina	v olju
5 10 28 42 54 68 80 90 98 106	Sredina	H=0,4



Slika 33

Pas garantirane kaljivosti jekla Č. 4731 - K, VCMo 135 - K

od kaljenega čela, sploh ne pridejo v poštev. Zahteve morajo biti realne in vsklajene z dejanskimi potrebami. Zato je treba upoštevati območje naročenih dimenzij in z ozirom na to predpisati najprimernejše območje Jominy pasu kot kriterij za kvaliteten prevzem. Najbolje je, če se seznanimo z ameriškim navodili<sup>5, 8</sup> za uporabo pasov garantirane kaljivosti in za specifikacijo zahtev, ki so dovolj preizkušena, da jih lahko v nespremenjeni obliki prevzamemo tudi v naši praksi:

Pri uporabi pasov kaljivosti za posebne zahteve lahko izberemo določene točke na krivulji, kakor prikazuje slika 34. Celotna dolžina krivulje v zahtevah ni določena. Za vsak pas naj se v zahtevah trdote pri posameznih oddaljenostih od kaljenega čela navede v tabelah, ker odčitavanje iz diagrama ni dovolj točno. V tabelah se vrednosti trdot zaokrožijo na 0,5 HRC.

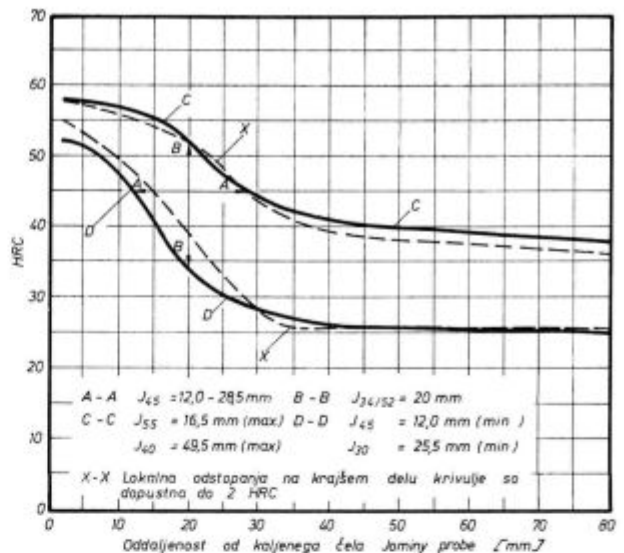
Pri določanju posebnih zahtev kaljivosti imamo sledeče osnovne načine<sup>5, 8</sup>:

a) Predpišemo najmanjšo in največjo J. — oddaljenost za določeno trdoto. Ta primer kažeta točki A-A na sliki 34. V tem primeru se glasi pogoj:

$$J_{45} = 12,0 - 28,5 \text{ mm}$$

b) Predpišemo najnižjo in najvišjo trdoto pri določeni oddaljenosti od kaljenega čela Jominy probe. Ta primer kažeta točki B-B na sliki 34. Pogoj zapišemo:

$$J_{34/52} = 20 \text{ mm}$$



Slika 34

Načini za določanje posebnih zahtev kaljivosti

Oddaljenost od kaljenega čela izbere potrošnik na Jominy krivulji v skladu z območjem uporabnosti.

c) Predpišemo maksimalno trdoto na dveh oddaljenostih od kaljenega čela, kakor kažeta točki C-C na sliki 34.

d) Enako lahko predpišemo dvoje minimalnih trdot na poljubnih oddaljenostih od kaljenega čela, kakor kažeta točki D-D na sliki 34.

Seveda pri posebnih zahtevah lahko izberemo katerokoli točko na spodnji ali zgornji krivulji, ali pa tudi celoten pas, če je taka zahteva upravičena.

SAE in AISI priporočata v primerih, kjer se zahteva več kakor dve točki na pasu kaljivosti, toleranco 2 HRC na majhnem delu krivulje. To je potrebno, ker Jominy krivulje posameznih talin in tudi posameznih prob nekoliko odstopajo od mejnih normalnih pasov.

To odstopanje je le majhno v eni ali več točkah na celotni krivulji, kar prikazujeta črtkani krivulji v točkah x-x na sliki 34.

Pri dopuščanju odstopanja trdot od mejne krivulje je treba upoštevati tudi samo natančnost jominyjevega preizkusa in razne faktorje, ki znatno vplivajo na kaljivost, četudi včasih samo lokalno.

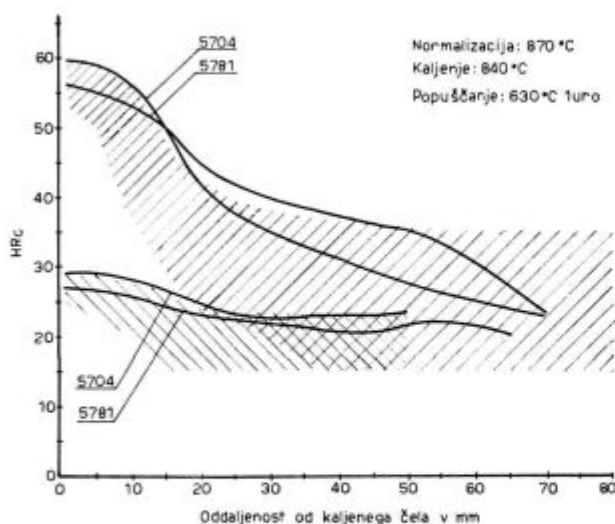
Samo izceje lahko povzročijo lokalno odstopanje 2—4 HRC.<sup>5</sup>

### PREGLED PRIMEROV JOMINYJEVIH KRIVULJ ZA TALINE IZVEN ANALIZNIH MEJ JUS STANDARDOV

Nekaj naslednjih primerov nam bo služilo za ilustracijo vrednosti jominyjevega preizkusa v redni kontroli kvalitete ob uporabi pasov kaljivosti. Jominyjeve krivulje za taline izven analiznih mej JUS standardov nam bodo pokazale, kolikšna



Kvaliteta	C %	Mn %	Cr %		
Č 4131	0,38-0,44	0,50-0,80	0,90-1,20		(JUS)
Č 4131-K	0,37-0,45	0,45-0,85	0,85-1,25		(Predlog ŽR)



Šarža	C %	Mn %	Cr %	Odstopa
5704	0,54	0,69	1,03	C
5781	0,40	0,65	1,37	Cr

Slika 35

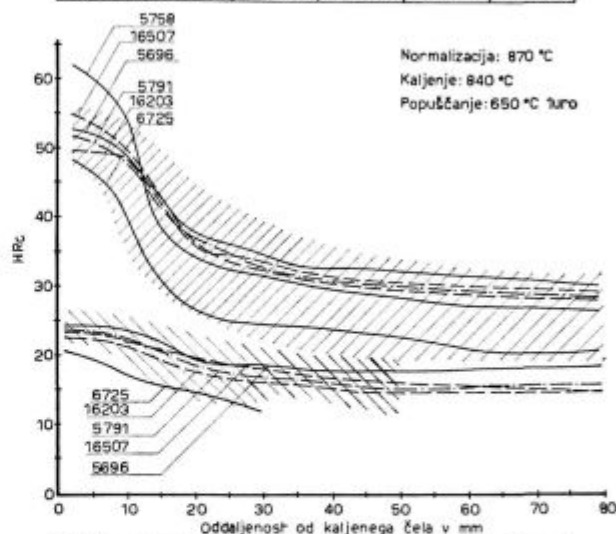
Jominy krivulje za taline izven analiznih mej

je občutljivost jominyjevega preizkusa za ugotavljanje kaljivosti nenormalnih šarž.

Slika 35 nam kaže za jeklo Č.4131 jominyjevi krivulji dveh šarž v primerjavi s pasom garantirane kaljivosti. Obe šarži sta odstopali od predpisanih analiznih mej. Talina 5704 kljub velikemu odstopanju vsebnosti ogljika razmeroma malo odstopa od zgornje meje pasu kaljivosti. Jominyjeva krivulja taline 5781 ima previsok krom, kar vpliva na povečanje prekaljivosti. V začetnem delu kaže jominyjeva krivulja normalno kaljivost, pri J. — oddaljenosti nad 13 mm pa so trdote previsoke. Pri kaljenju v vodi dobimo pri palicah do max. Ø 65 mm, pri kaljenju v olju pa do max. Ø 36 mm po vsem preseku popolnoma normalne lastnosti v pogledu kaljivosti (v skladu z nomogramom na sliki 19). Za manjše dimenzije torej lahko jamčimo normalno kaljivost kljub odstopanju v kemijski analizi.

Na sliki 36 je prikazana kaljivost šestih šarž jekla Č.4731, ki odstopajo od predpisane kemijske sestave pri enem ali pri več elementih. Med navedenimi šaržami so tri take, ki so imele analizo izven mej Č.4731, pač pa znotraj predlaganega razširjenega območja za jeklo z zajamčeno kaljivostjo Č.4731-K. Razen teh sta imeli dve talini C za 0,01 % izven analiznih mej, ena nad zgornjo, druga pa pod spodnjo mejo. Vse taline imajo jominyjeve krivulje v območju pasu kaljivosti za to jeklo. Položaj teh krivulj je popolnoma v skladu z razlikami v kemijski vsebnosti.

Kvaliteta	C %	Mn %	Cr %	Mo %	
Č 4731	0,30-0,37	0,50-0,80	0,90-1,20	0,15-0,25	(JUS)
Č 4731-K	0,29-0,38	0,45-0,85	0,85-1,30	0,15-0,30	(Predlog ŽR)



Šarža	C %	Mn %	Cr %	Mo %	Odstopa
5696	0,34	0,65	1,26	0,23	Cr
5791	0,34	0,66	1,26	0,25	Cr
16203	0,30	0,63	1,23	0,22	Cr
16507	0,38	0,64	1,06	0,38	C
6725	0,29	0,48	1,06	0,22	C, Mn
5758	0,63	0,92	0,15	0,15	zamenjava jekla

Slika 36

Jominy krivulje za taline izven analiznih mej

Na sliki 36 je prikazan primer, kako uporabimo jominyjev pas tudi za kontrolo eventualnih zamenjav jekla. Za talino 5758 kaže jominyjeva proba popolnoma drugačno krivuljo kaljivosti. S kontrolno kemijsko analizo je bila ugotovljena zamenjava jekla in logično potrjen potek jominyjeve krivulje.

Na sliki 37 so prikazane jominyjeve krivulje štirih šarž jekla Č.4732 z analiznimi odstopanji v primerjavi s predpisanim pasom garantirane kaljivosti.

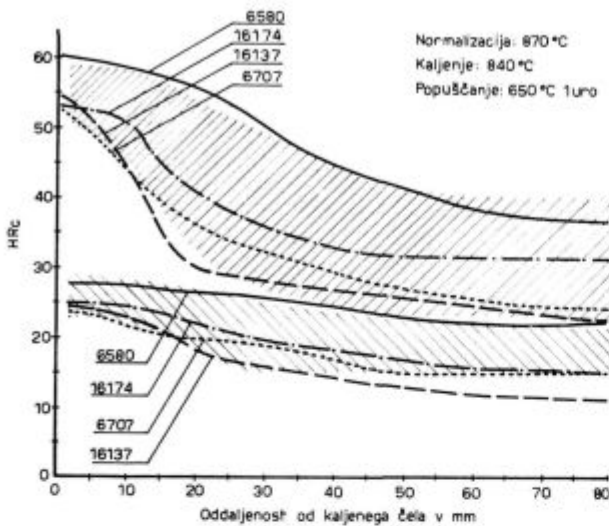
Kako se kaže odstopanje ogljika?

Talina 6580 je zaradi previsokega ogljika, previsokega molibdena in visoke vsebnosti kroma popolnoma izven pasu kaljivosti. Pod spodnjo mejo pasu pade talina 16137, ker so bile vsebnosti vseh glavnih elementov blizu spodnje analize meje, C pa prenizek. Preostali dve talini imata prenizek ogljik in zato nižjo začetno trdoto, zaradi visokega kroma in molibdena pa dobro prekalita in sta pri večjih oddaljenostih v območju pasu. Primerjava teh dveh talin z zelo podobnima analizama potrjuje ugotovljeno dejstvo, da ne moremo iz same kemijske sestave predvidevati točnega položaja Jominy krivulje.

Slika 38 prikazuje vpliv odstopanja vsebnosti kroma in molibdena od analiznih mej pri jeklu Č.4732. Položaj jominyjeve krivulje je močno odvisen od medsebojnega odnosa vsebnosti kroma in molibdena in hkrati tudi od ogljika in mangana.

Mnoge šarže z manjšimi odstopanji ogljika in kroma so pokazale jominy krivulje popolnoma

Kvaliteta	C %	Mn %	Cr %	Mo %	
Č 4732	0,38-0,45	0,50-0,80	0,90-1,20	0,15-0,25	(JUS)
Č 4732-K	0,37-0,45	0,45-0,85	0,85-1,30	0,15-0,25	(Predlog ŽR)

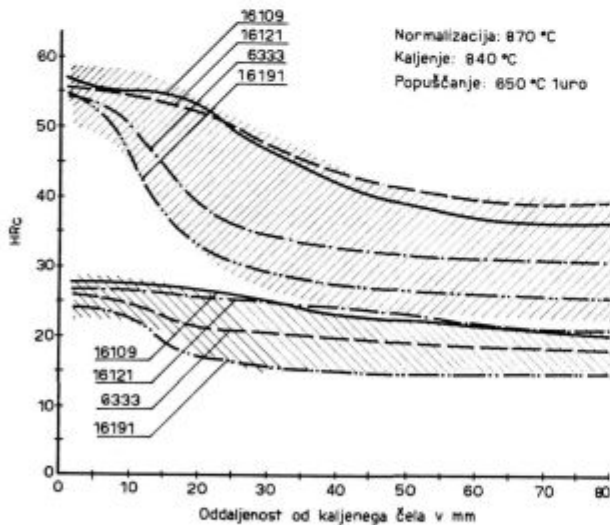


Šarža	C %	Mn %	Cr %	Mo %	Odstopa
6580	0,47	0,67	1,13	0,26	C in Mo
16174	0,37	0,61	1,20	0,23	C
6707	0,37	0,61	1,23	0,23	C
16137	0,37	0,53	0,95	0,19	C

Slika 37

Jominy krivulje za taline izven analiznih mej

Kvaliteta	C %	Mn %	Cr %	Mo %	
Č 4732	0,38-0,45	0,50-0,80	0,90-1,20	0,15-0,25	(JUS)
Č 4732-K	0,37-0,45	0,45-0,85	0,85-1,30	0,15-0,25	(Predlog ŽR)



Šarža	C %	Mn %	Cr %	Mo %	Odstopa
16109	0,42	0,70	1,35	0,16	Cr
16121	0,40	0,65	1,28	0,24	Cr
6333	0,41	0,61	1,02	0,28	Mo
16191	0,39	0,63	0,88	0,20	Cr

Slika 38

Jominy krivulje za taline izven analiznih mej

znotraj pasu, če sta bili vsebnosti kroma in molibdena primerno kompenzirani in nista bili hkrati na zgornji ali spodnji meji. Seveda ima velik vpliv pri teh mejnih vsebnostih tudi odstotek ogljika.

Mnogi avtorji pripisujejo velik vpliv velikosti avstenitnega zrna. Pri obsežnih raziskavah kaljivosti v toku tekoče kontrole nismo ugotovili trdnih zakonitosti o vplivu velikosti zrna na kaljivost jekla. Morda je to posledica premajhnih razlik velikosti zrna v toku statistične analize in obdelave podatkov.

## Zaključki

Pri jugoslovanskih podjetjih — potrošnikih jekla lahko trdimo, da še vedno velja kemijska analiza za eno najbolj odločilnih meril pri kvalitetnem prevzemu jekla. Številni praktični primeri so pokazali, da zaradi analiznih odstopanj, četudi le posameznih elementov, izvržemo mnogo dobrega jekla, medtem ko z velikim, a zelo neupravičenim zaupanjem uporabljamo jekla, ki ustrezajo predpisanim analiznim mejam, četudi imajo slabo kaljivost in morda slabe lastnosti. V naprednem svetu se inštituti in druge raziskovalne ustanove intenzivno ukvarjajo s problemi na obširnem področju kaljivosti. Zadnji čas je, da tudi pri nas dosežemo na tem področju pomembnejši napredek. Železarna Ravne je opravila precej na tem področju. Vidimo, da razpolaga z velikim številom dokaj zanesljivih pasov garantirane kaljivosti, ker so ti izdelani s statistično obdelavo velikega, včasih ogromnega števila šarž. Pred nami stoji sedaj velika naloga, da začnemo te pasove tudi koristno in razumno uporabljati. Dosedanje izkušnje so nedvomno pokazale, da je potrebno čim bolj uvažati jominyjev preizkus kaljivosti in da so koristi, ki jih prinaša standardizacija pasov kaljivosti in predvsem njihova uporaba s tehničnega in ekonomskega stališča zelo pomembne.

Pas garantirane kaljivosti ne sme biti le kriterij za kontrolo in kvalitetni prevzem, ampak mora biti vodilo že pri izbiri jekla. Samo preizkušnje kaljivosti lahko služi enako konstrukterju, kakor kalilu ali kontrolorju, če ne omenjamo posebej raziskovalno razvojnega področja. Koristna uporaba podatkov o kaljivosti pa zahteva dobršno mero znanja in razumevanja pojavov.

Glavni namen referata je bil čim širše populariziranje jominyjevega preizkusa in praktičnega pomena pasov garantirane kaljivosti. Zato smo se pri obravnavanju kaljivosti tokrat omejili le na jominyjev preizkus in skušali podati vse pripomočke in navodila za praktično uporabo rezultatov preizkusa.

S tem nismo nameravali zmanjšati pomembnosti vseh drugih preiskav kaljivosti, ki jih bomo morali še posebej obravnavati.

Posebno pozornost bomo morali posvetiti razvoju in praktični uporabi TTT diagramov v povezavi s preizkusi kaljivosti in s prakse toplotne obdelave.

## Literatura

1. Rodič J.: Izdelava in uporaba pasov kaljivosti, Nova proizvodnja (Ljubljana) 13 (1962) 2, str. 141—154.
2. Grossmann M. A., A. Asimow, S. F. Urban: Hardenability its Relation to Quenching and Some Quantitative Data, Hardenability of Alloy Steels, Am. Soc., Metals, Cleveland 1939, str. 121.
3. Houdremont E.: Handbuch der Sonderstahlkunde, Springer-Verlag — Berlin 1956.
4. Stuhlman: Eindrücke und Beobachtungen in amerikanischen Härtereien, Härtereitechnische Mitteilungen, Bd 7 (1951) H. 1, str. 23.
5. ASTM A 304-66: Standard specification for alloy steel bars to end-quench hardenability requirements, ASTM Standards, Part 3 ASTM, Philadelphia.
6. Wever F., A. Rose: Mitt. K. — Wilh. Inst. Eisenforsch., Bd 20 (1938), str. 55—60.
7. Grossmann M. A., E. C. Bain: Principles of Heat Treatment, ASM 5 izd., OHIO, 1964.
8. Metals Handbook 8th. Edition 1961 Vol. 1, str. 189—216, ASM, Metals Park, Ohio.
9. a) Hodge J. M., M. A. Orchoski: AIME Techn. Publ. No 1800 Met. Techn. 12 (1945).
9. b) Burns J. L., T. L. Moore, R. S. Anher: Quantitative Hardenability, Trans. Am. Soc. Met. 26 (1938) 1, str. 1—36.
10. Krainer H., M. Kroneis: Untersuchungen über die Austenitumwandlung legierter Baustähle bei Unterkühlung, Archiv für das Eisenhüttenwesen 22 (1951) H. 7/8, str. 231—244.
11. Rodič A.: Obrobna kaljivost cementacijskih jekel, Zvezarski zbornik 1967 1, str. 64—79, Kranj.
12. Peter W., A. Rose: Einfluss der Versuchsbedingungen bei der Stirnabschreckprüfung von Stählen, Archiv für das Eisenhüttenwesen, 22 (1951) H. 9 10, str. 303—312.
13. Gerber W., U. Wyss: Die Härbarkeit und Vergütbarkeit der Stähle, Roil. Mitt. Bd 7 1948, str. 13—49.
14. Schottky H.: Die Abschreckhärbarkeit von Stählen und ihre Prüfung, Stahl und Eisen 70 (1950) H. 21, str. 909—925.
15. Crafts W., J. L. Lamont: Härbarkeit und Auswahl von Stählen, Springer — Verl. 1954.
16. Arend — Neuhaus: Die Härbarkeit des Stahles, Verl. Girardet — Essen 1955.
17. Ispitivanje prokaljivosti čelika po Jominy-u — JUS C. A 2. 051 — 1959.
18. VDEh, Stirnabschreckversuch zur Prüfung der Härbarkeit von Stählen, Stahleisenprüfblatt 1650—61.
19. ASTM — A 255-48 T: Method of end-quench test for hardenability of steel, ASTM, Philadelphia Pa.
20. Asimow M., W. F. Craig, M. A. Grossmann: Correlation between Jominy Test and Quenched Round Bars, S. A. E. J. Bd. 49 (1941), str. 283—292.
21. Peter W., H. Hassdenteufel, Aussagefähigkeit der stirnabschreckprüfung und des Zeit — Temperatur — Umwandlung — schaubildes für das Ergebnis der Härtung von Rundstäben, Stahl und Eisen 87 (1967) Nr. 8. 20 apr., str. 455—457.
22. Atlas zur Wärmebehandlung der Stähle, Max — Planck — Institut für Eisenforschung und VDEh, Düsseldorf 1954 58.
23. Wyss U.: Auswertungsmöglichkeiten der Härbarkeitsprüfung nach Stirnabschreckmethode, Härtereitechnische Mitt. — Riebensahn, Bd. 6, H. 2, str. 9—40.
24. a) Post C. B., M. C. Fetzer, W. H. Fenstermacher: Trans. A. S. M. 35 (1945), str. 85.
24. b) Post jr. W.: Trans. A. S. M. 43 (1951), str. 454—479.
24. c) Vries G.: Trans. A. S. M. 41 (1949), str. 678—699.
25. Rose A., L. Rademacher: Weiterentwicklung des Stirnabschreckversuches zur Prüfung der Härbarkeit von tiefer einhärtenden Stählen; Stahl und Eisen 76 (1956) Nr. 23, str. 1570—1573.

## ZUSAMMENFASSUNG

Die Jominy Methode für die Untersuchung der Härbarkeit hat sich für mittelhärzbaren Stähle auf der ganzen Welt durchgesetzt. Sie wird auch in den jugoslawischen Betrieben meistens gebraucht. Es werden leider die Informationen, welche diese Methode darbietet, zuwenig ausgenutzt. Die Methode mit ihrer Reproduzierbarkeit und einfacher Ausführung ist ein ausgezeichnetes Mittel für die Qualitätskontrolle der Stähle. Sie kann uns aber auch bei der Auswahl der Stähle für bestimmte Zwecke behilflich sein, oder sie erleichtert uns die Bewertung der Wärmebehandlungsbedingungen.

Mit diesem Artikel möchten wir der Verbreitung dieser Methode beihelfen und dessen Möglichkeiten zeigen. In diesem Sinne sind die dringendsten theoretischen Grundlagen angegeben eine kurze Beschreibung der Methode und der genormten Untersuchungsbedingungen und die vielseitigen Möglichkeiten der praktischen Anwendung dieser

Ergebnisse. An zahlreichen Beispielen sind die verschiedenen Möglichkeiten der praktischen Verwertung der Untersuchungsergebnisse mit Hilfe der Nomogramme welche indirekte Informationen ermöglichen, gezeigt. Diese Nomogramme sind für den praktischen Gebrauch beigelegt.

Eine besondere Bedeutung haben die Zonen der garantierten Härbarkeit Hüttenwerk Ravne verfügt zur Zeit über die Zonen der garantierten Härbarkeit für die Mehrzahl ihrer Stähle. Diese Zonen sind mit der statistischen Bearbeitung der Versuchsergebnisse einer grossen Schmelzzahl auf Grund der 95 % statistischen Sicherheit ausgefertigt. Die Spezifikationen der Forderungen über die garantierte Härbarkeit sind meistens nicht richtig gestellt, deshalb sind in diesem Artikel auch die genormten Toleranzen der Härbarkeit nach SAE und AISI Normen gezeigt worden.

## SUMMARY

Jominy method for determination of hardenability of steels with medium hardenability found its application all over the world. It is also often used in Yugoslav enterprises, but the obtained informations are not enough taken in account. This method can be used as an excellent criterion for testing steel quality due to its reproducibility and simpleness of the method. It can even be used to select the right steel quality for certain purposes, or it can facilitate estimating the necessary conditions for heat treatment.

The intention of the author is to extend the use of this method and show its applicability. Therefore the most important theoretical basis is presented; a short description of the method and standardized testing conditions, and

different possibilities for practical use of the results. Numerous examples show various possibilities for practical use of the results of testing using nomograms which give direct informations. The nomograms for practical use are given in the paper.

Hardenability bands have a special significance. Ironworks Ravne has at their disposal the hardenability bands for majority of their steels. These bands were established by a statistical treatment of the results of testing a great number of batches basing on 95 % statistical reliability. Specifications for requirements of guaranteed hardenability are very often incorrect therefore also standard ways for requirements of hardenability according to SAE and AISI standards are given in the paper.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Определение закаляемости методом по Jominy воспринято для средне прокаливаемых сталей по всему свету. Также этот метод имеет широкое применение в предприятиях Югославии, хотя недостаточно использована информация которая получена этим испытанием. Этот метод с хорошей возможностью репродукции и весьма простым выполнением служит как превосходный критерий для контроля качества стали, помогает при выборе стали для определенных потребностей, также позволяет оценить условия термической обработки. Задача этой статьи помочь увеличить употребление этого метода и указать на его возможности. Поэтому в статье приведены необходимые теоретические основания; короткое описание метода и описание стандартизованных условий исследования а также различные возможности практического применения результатов. На многочисленных примерах

приведены различные возможности практического применения исследований при помощи номограмм которые непосредственно разрешают получить необходимую информации. В статье эти номограммы приведены для практического применения.

Специальное значение имеют полосы с гарантии закаляемости. Металлургический цех Ravne (Югославия) имеет на распоряжении границы закаляемости почти для всех марок стали производства цеха. Эти полосы выработаны на основании статистической обработки результатов испытания многочисленного количества шихт в основе с 95 % статистической надёжности.

Спецификация требований гарантированной закаляемости в большинстве случаев неправильна, поэтому в статье рассмотрены стандартный способы закаляемости по образцу SAE и AISI стандартов.

## Vpliv toplotne obdelave na žilavost brzoreznih jekel

Na trdoto, žilavost in druge lastnosti brzoreznih jekel močno vpliva toplotna obdelava. V članku je opisana obširna raziskava udarne upogibne žilavosti različno toplotno obdelanih brzoreznih jekel. Rezultati meritev so bili obdelani s statistično analizo porazdelitve regresije in variance ter s pomočjo elektronskega računalnika. Za merjenje udarne upogibne žilavosti je bila uporabljena metoda, pri kateri se uporabljajo probe z oslabitvijo. Rezultati analize variance so pokazali, da je metoda dovolj zanesljiva glede na ločevalno sposobnost brzoreznih jekel že pri 15 paralelkah.

Statistična obdelava pri meritvah dobljenih podatkov je pokazala

— da je za dobro žilavost brzoreznih jekel važna predvsem temperatura kaljenja in manj temperatura popuščanja in

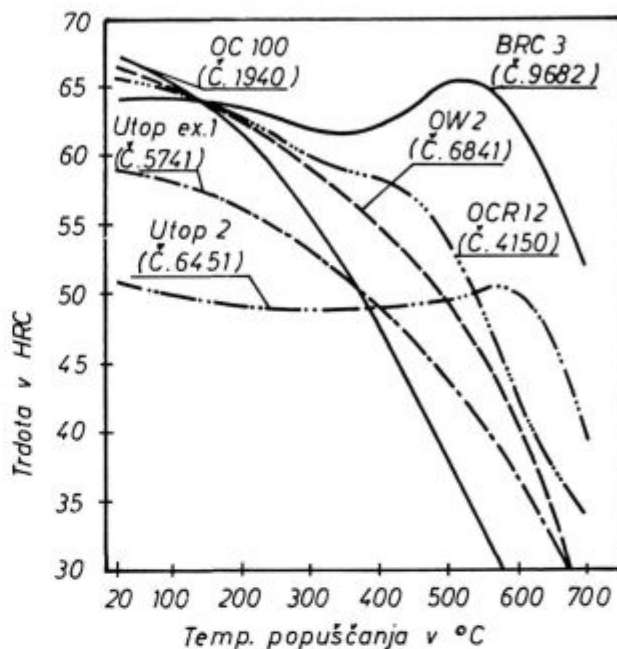
— da ima pri najvišjih doseženih trdotah in pri trdotah od 64—65 HRC v primerjavi z drugimi brzoreznimi jekli najvišjo žilavost molibdenovo jeklo BRM-2 (S 6-5-2).

V članku so v obliki tabel in nomogramov prikazane odvisnosti žilavosti važnejših brzoreznih jekel od temperature kaljenja in popuščanja ter zveze med trdoto, žilavostjo in magnetnimi meritvami.

### UVOD

Orodja iz brzoreznega jekla lahko uporabljamo za obdelavo pri velikih hitrostih rezanja, zato ker obdržijo svojo trdoto in odpornost na obrabo v širokem temperaturnem območju segrevanja orodja med obdelavo. Med obdelavo lahko temperatura naraste celo do slabo rdečega žara (600°C) in pri tem trdota ne pade pod vrednost, ki je potrebna za rezanje. Na sliki 1 je prikazana popuščna obstojnost brzoreznih jekel v primerjavi z drugimi orodnimi jekli. Značilna lastnost brzoreznih jekel je prav pojav sekundarne trdote.

Za praktično uporabo brzoreznih jekel ni važna samo trdota, obstojnost proti obrabi in sposobnost rezanja, temveč tudi udarna žilavost, ki je pri brzoreznih jeklih v primerjavi z drugimi vrstami jekla zelo nizka in je ravno zato toliko bolj pomembna.



Slika 1  
Popuščna obstojnost brzoreznih jekel v primerjavi z drugimi orodnimi jekli

S pomočjo laboratorijskih poizkusov smo naredili primerjavo med udarno upogibno žilavostjo, trdoto in magnetno meritvijo brzoreznih jekel in ugotavljali vpliv toplotne obdelave na žilavost teh jekel.

### VSEBINA IN POTEK LABORATORIJSKIH POSKUSOV

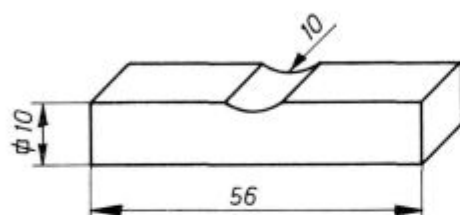
Navadni Charpyjev poskus upogibne udarne žilavosti z normalno zarezo (DVM) ima pri orodnih jeklih majhno sposobnost ločenja, če pa vzamemo probe brez zareze, dobimo zelo veliko trosenje rezultatov. Pri preizkušanju trdega orodnega jekla z žilavostjo 2—9 kpm/cm<sup>2</sup> je za gotovost 99 % potrebnih 30 do 40 paralelek<sup>2,3</sup>. V obratni praksi udarni upogibni poskus z normalno zarezo ni zadovoljiv za orodna jekla, ker zahteva preveč prob.

V ZDA so začeli preizkušati orodna jekla s probami, ki imajo le zelo plitvo in milo zarezo, tako da ni velikih koncentracij napetosti<sup>4</sup>. To metodo smo pričeli uvajati tudi v Železarni Ravne. Pri

\* Opomba: Članek predstavlja povzetek praktičnega dela diplomske naloge avtorja.

naših poskusih smo delali s 15 paralelkami. Dimenzije prob kaže slika 2.

Za vsako vrsto jekla smo izbrali samo eno šaržo in enotno dimenzijo kv. 15 mm.



Slika 2

Proba z oslabitvijo za preizkus udarne upogibne žilavosti

Kemijsko sestavo preizkušanih šarž kaže tabela 1.

Tabela 1

Vrsta jekla	C	Mn	Cr	Si	W	V	Ni	Co	Mo	S
BRC-3 (C.9682)	0,71	0,20	4,30	0,24	18,0	1,54	—	9,8	0,75	0,029
BRC (C.6980)	0,73	0,21	4,32	0,44	18,8	0,99	—	4,8	1,0	0,018
BRW-2 (C.6882)	0,90	0,43	3,75	0,60	12,3	2,25	—	—	0,68	0,019
BRW (C.6880)	0,75	0,36	4,45	0,42	17,0	1,44	—	—	—	0,019
BRM-2 (C.7680)	0,87	0,38	4,25	0,17	6,5	2,05	—	—	5,3	0,018
BRU (C.9683)	1,21	0,33	4,25	0,36	10,5	3,5	0,28	10,3	3,7	0,008

Pri vzorcih jekla BRW-2 silicij in mangan nista v predpisanih mejah, zato so vsi zaključki v zvezi z BRW-2 le orientacijski in jih ni mogoče splošiti. Vsa uporabljena jekla so bila skovana iz ingota teže 250 kg in žarjena pri predpisanih temperaturah.

Za vsako vrsto jekla smo izbrali tri temperature kaljenja, in to tiste, ki pridejo za določeno jeklo najbolj v poštev. Izjema je le BRM-2, pri kateri smo izbrali štiri kalilne temperature zaradi posebne interesantnosti tega jekla v širšem območju temperatur kaljenja. Vsako jeklo, kaljeno pri določeni temperaturi, smo popuščali pri treh popuščnih temperaturah, ki so za vse vrste jekla in tudi za vse temperature kaljenja enake (tabela 2).

Probe smo zbrusili na končno dimenzijo in jih predgrevali na temperaturi 400–450°C in 850 do 880°C. Pri predgrevanju na 400–450°C smo držali

probe v peči 45 minut, pri predgrevanju na 850 do 880°C pa 30 minut. Vse vrste jekla razen BRM-2 smo držali v solni kopeli na temperaturi kaljenja 2 minuti. BRM-2 smo držali na temperaturi kaljenja 1 min. 50 sek. Po segretju na kalilno temperaturo smo ohlajali probe v termalni kopeli s temperaturo 520°C (ca. 5 min.), nato pa na zraku do normalne temperature. Kaljene probe smo popuščali pri 530°C, 560°C in 590°C, tako da so bile probe, kaljene pri določeni temperaturi, popuščane pri treh različnih temperaturah. Čas popuščanja je bil za vse probe enak, in sicer 2-krat 1 uro z vmesnim ohlajanjem na normalno temperaturo, ki je trajalo najmanj 1 uro. Druga temperatura popuščanja je bila za 10°C nižja od prve.

Pri magnetni meritvi zaostalega avstenita nismo dobili absolutnih vrednosti, temveč le relativne, ki povedo, da je pri večjih odčitkih več zaostalega avstenita, pri manjših odčitkih pa manj. Nekatere magnetne meritve smo »umerili« na zaostali avstenit z rentgensko strukturno analizo.

## REZULTATI IN DISKUSIJA

Vse podatke meritev žilavosti, trdote in vsebnosti zaostalega avstenita z magnetno metodo smo obdelali z analizo porazdelitve, regresije in variance na elektronskem računalniku.

Rezultati analize porazdelitve žilavosti in trdote so vpisani v tabeli 3 in narisani na slikah od 3 do 8. Že na prvi pogled opazimo pri vseh brzoreznih jeklih nizke žilavosti in veliko trosenje. Najvišje žilavosti dosegajo BRM-2, BRC in BRW, najnižjo udarno žilavost pa ima BRC-3, ki doseže v najboljšem primeru 0,49 kpm/cm<sup>2</sup>. Opazimo še določeno grupiranje po temperaturah kaljenja. Trosenje je skoraj v vseh primerih večje pri višji žilavosti.

Srednje vrednosti ( $\bar{x}$ ) in standardne odklone (s), ki smo jih dobili z analizo porazdelitve in so vpisani v tabeli 3, smo uporabili za primerjavo med različnimi vrstami brzoreznih jekel. Če pregledamo tabele, bomo videli, da so skoraj pri vseh vrstah jekel in variantah toplotne obdelave trdote dovolj visoke, to je nad 63 HRC.

Tabela 2

Temp. kaljenja	1170° C			1200° C			1230° C			1260° C			1290° C			1320° C		
Temp. pop. (°C)	530	560	590	530	560	590	530	560	590	530	560	590	530	560	590	530	560	590
BRC-3										15	15	15	15	15	15	15	15	15
BRC										15	15	15	15	15	15	15	15	15
BRM-2							15	15	15	15	15	15	15	15	15			
BRW							15	15	15	15	15	15	15	15	15			
BRW-2	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15						
BRU				15	15	15	15	15	15	15	15	15						

Ta trdota se v praksi navadno jemlje kot spodnja meja trdot brzoreznih jekel za strgarske nože. Zanimive so najvišje dosežene trdote in primerjava žilavosti pri teh trdotah, vendar pa je za praktično uporabo bolj važna žilavost pri trdotah od 63 do 65 HRC, ker se orodja z višjo trdoto težko brusijo in imajo razmeroma majhno

žilavost. Z analizo variance smo medsebojno primerjali žilavosti pri najvišjih trdotah in pri trdotah od 64,1 do 65,0 HRC ter iskali pomembnost razlik med posameznimi rezultati.

S pomočjo tabele 4 smo razdelili trdote v razrede, ki so tudi vpisani v tabeli 3.

Tabela 3 a

BRC-3	Temp. kaljenja	1260° C			1290° C			1320° C			
	Temp. popuščenja	530° C	560° C	590° C	530° C	560° C	590° C	530° C	560° C	590° C	
	Trdota po popuščenju (HRC)	$\bar{x}$	67,4	67,0	65,4	67,3	67,2	65,7	66,7	66,8	65,4
		s	0,21	0,31	0,23	0,32	0,26	0,26	0,33	0,32	0,31
		V	0,3 %	0,5 %	0,4 %	0,5 %	0,4 %	0,5 %	0,5 %	0,5 %	0,5 %
	n = 14	Razr. trd.	1	2	3	1	1	3	2	2	3
	Žilavost po popuščenju	$\bar{x}$	0,33	0,36	0,49	0,25	0,29	0,44	0,24	0,27	0,32
s		0,06	0,07	0,11	0,09	0,09	0,07	0,04	0,05	0,11	
V		18,2 %	19,4 %	22,6 %	34,6 %	29,3 %	15,9 %	15,5 %	17,1 %	33,1 %	
BRC	Temp. kaljenja	1260° C			1290° C			1320° C			
	Temp. popuščenja	530° C	560° C	590° C	530° C	560° C	590° C	530° C	560° C	590° C	
	Trdota po popuščenju (HRC)	$\bar{x}$	64,4	63,5	62,5	64,5	63,4	62,1	64,8	64,1	63,1
		s	0,29	0,65	0,93	0,57	0,50	0,33	0,30	0,39	0,31
		V	0,5 %	1,0 %	1,5 %	0,9 %	0,8 %	0,5 %	0,5 %	0,60 %	0,5 %
	n = 14	Razr. trd.	4	5	6	4	5	6	4	4	5
	Žilavost po popuščenju	$\bar{x}$	0,70	0,88	1,01	0,63	0,89	1,00	0,47	0,48	0,51
s		0,12	0,25	0,31	0,12	0,22	0,22	0,08	0,10	0,09	
V		17,3 %	28,6 %	30,6 %	18,7 %	25,2 %	21,8 %	16,7 %	21,6 %	18,1 %	
BRW	Temp. kaljenja	1230° C			1260° C			1290° C			
	Temp. popuščenja	530° C	560° C	590° C	530° C	560° C	590° C	530° C	560° C	590° C	
	Trdota po popuščenju (HRC)	$\bar{x}$	63,8	64,1	63,3	64,4	64,9	64,1	64,1	64,5	63,9
		s	0,46	0,36	0,33	0,40	0,71	0,27	0,50	0,54	0,31
		V	0,7 %	0,6 %	0,5 %	0,6 %	1,1 %	0,4 %	0,8 %	0,8 %	0,5 %
	n = 14	Razr. trd.	5	4	5	4	4	4	4	4	5
	Žilavost po popuščenju	$\bar{x}$	0,95	0,91	1,24	1,02	0,92	0,85	0,66	0,54	0,61
s		0,11	0,10	0,15	0,10	0,11	0,12	0,05	0,08	0,09	
V		12,0 %	11,4 %	11,9 %	10,2 %	12,4 %	13,6 %	7,2 %	14,2 %	14,5 %	
BRW-2	Temp. kaljenja	1230° C			1260° C			1290° C			
	Temp. popuščenja	530° C	560° C	590° C	530° C	560° C	590° C	530° C	560° C	590° C	
	Trdota po popuščenju (HRC)	$\bar{x}$	64,2	64,7	63,6	64,4	64,8	64,0	64,6	65,3	65,1
		s	0,26	0,67	0,42	0,39	0,50	0,54	0,34	0,38	0,31
		V	0,40 %	1,0 %	0,7 %	0,6 %	0,8 %	0,8 %	0,5 %	0,6 %	0,5 %
	n = 14	Razr. trd.	4	4	5	4	4	5	4	3	3
	Žilavost po popuščenju	$\bar{x}$	0,97	0,92	0,99	0,86	0,74	0,76	0,57	0,54	0,59
s		0,17	0,10	0,14	0,08	0,10	0,13	0,09	0,09	0,11	
V		17,8 %	11,3 %	13,6 %	9,3 %	13,4 %	17,4 %	16,1 %	16,9 %	17,9 %	

Tabela 3 b

	Temp. kaljenja		1170° C			1200° C			1230° C		
	Temp. popušcanja		530° C	560° C	590° C	530° C	560° C	590° C	530° C	560° C	590° C
BRM-2	Trdota po popušcanju (HRC)	$\bar{x}$	63,9	63,3	62,3	64,1	63,4	62,5	65,1	64,7	63,7
		s	0,21	0,46	0,33	0,29	0,33	0,24	0,18	0,32	0,46
		V	0,3 %	0,7 %	0,5 %	0,5 %	0,5 %	0,4 %	0,3 %	0,5 %	0,7 %
	n = 14	Razr. trd.	5	5	6	4	5	6	3	4	5
	Žilavost po popušcanju	$\bar{x}$	1,44	1,46	1,46	1,26	1,32	1,53	0,95	0,83	0,85
		s	0,18	0,16	0,21	0,12	0,10	0,19	0,14	0,25	0,12
V		12,4 %	10,7 %	14,2 %	9,6 %	7,8 %	12,6 %	15,0 %	30,3 %	14,4 %	
n = 14											
BRU	Temp. kaljenja		1200° C			1230° C			1260° C		
	Temp. popušcanja		530° C	560° C	590° C	530° C	560° C	590° C	530° C	560° C	590° C
	Trdota po popušcanju (HRC)	$\bar{x}$	66,4	65,5	64,0	66,9	65,8	64,4	66,8	65,9	65,0
		s	0,21	0,31	0,34	0,23	0,32	0,23	0,49	0,31	0,39
		V	0,3 %	0,5 %	0,5 %	0,4 %	0,5 %	0,4 %	0,7 %	0,5 %	0,6 %
	n = 14	Razr. trd.	2	3	5	2	3	4	2	3	4
	Žilavost po popušcanju	$\bar{x}$	0,42	0,76	0,97	0,44	0,59	0,74	0,36	0,49	0,47
		s	0,57	0,13	0,14	0,06	0,11	0,15	0,10	0,07	0,08
		V	1,35 %	16,5 %	14,6 %	14,6 %	17,9 %	19,7 %	27,7 %	14,3 %	16,9 %
	n = 14										

Tabela 4

Trdota HRC	Razred trdot
nad 67,1	1
66,1—67,0	2
65,1—66,0	3
64,6—65,0	4 a
64,1—64,5	4 b
63,1—64,0	5
62,1—63,0	6
61,1—62,0	7
60,1—61,0	8
pod 60	9

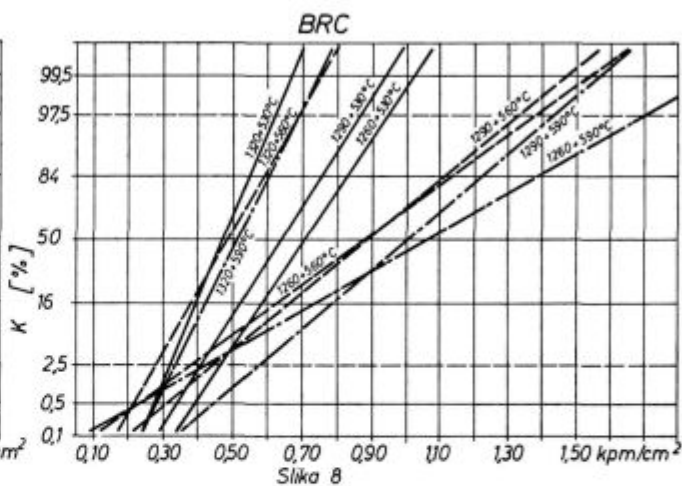
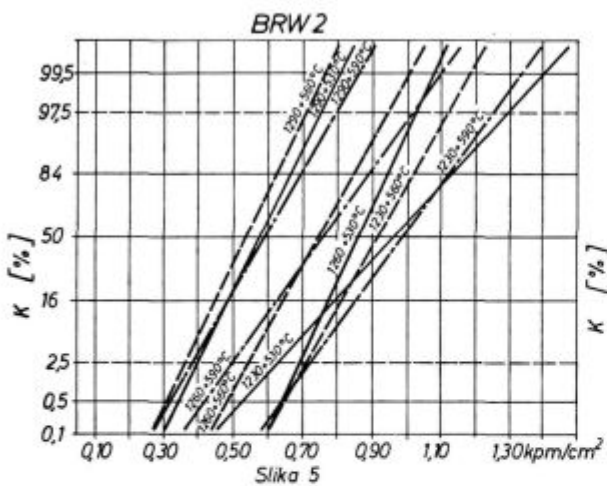
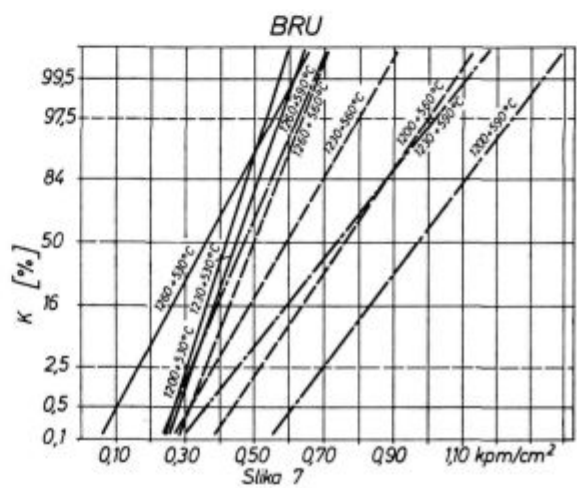
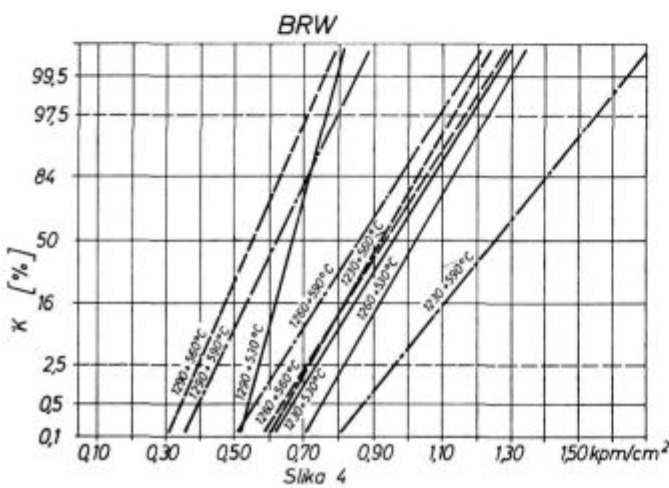
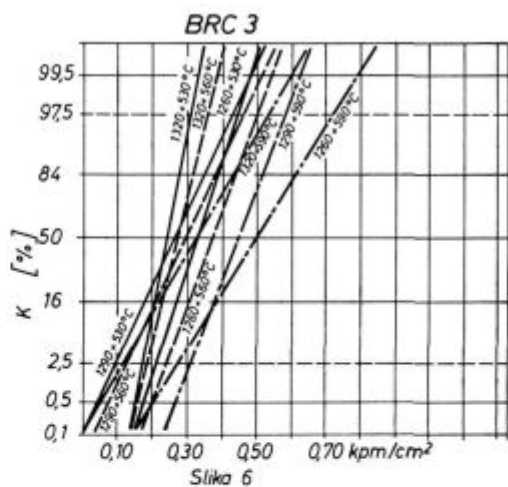
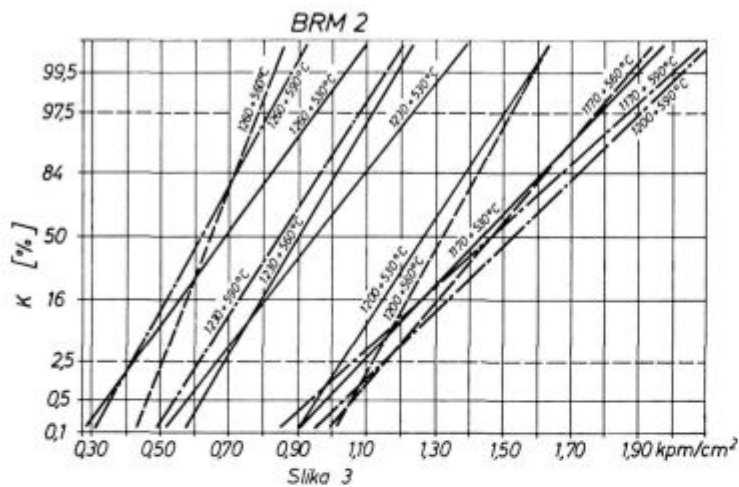
Ko smo primerjali med sabo žilavosti pri najvišjih trdotah, smo iz vsake vrste jekla izbrali tiste variante toplotne obdelave, ki dajo najvišje trdote. Če je doseglo več variant najvišji razred trdot, smo za analizo variance uporabili vse. Tako smo na primer pri BRU primerjali žilavosti pri treh različnih toplotnih obdelavah, ki so za to jeklo dale najvišje trdote (2. razred trdot). Srednje vrednosti udarne žilavosti in standardne odklone pri omenjenih najvišjih trdotah smo vpisali v tabelo 5. Posamezne vrste jekel z določeno toplotno obdelavo smo oštevilčili in jih z analizo variance primerjali po načelu vsak z vsakim.

V tabeli 6 so udarne upogibne žilavosti pri najvišjih trdotah vpisane po velikosti. Najvišjo žilavost ima BRW (1260 + 530° C). Ta pa se nepomembno razlikuje od žilavosti BRM-2 (1230 + 530° C). Z analizo variance smo ugotovili, da se

od prve najvišje udarne žilavosti pomembno razlikuje šele tretja, to je žilavost BRW, kaljenega pri 1260° C in popušcanega pri 560° C. Za vsako srednjo vrednost udarne žilavosti ( $\bar{x}$ ) smo iskali prvo nižjo srednjo vrednost, ki se pomembno razlikuje od nje, kajti vse ostale nižje vrednosti se od nje tudi pomembno razlikujejo. V tabeli 6 so grafično prikazane prve pomembne razlike glede na nižje vrednosti. Dobili smo značilne stopnice, na osnovi katerih smo poiskali vrstni red srednjih vrednosti po statistični pomembnosti razlik. Posamezne srednje vrednosti udarne žilavosti pa lahko še grupiramo po rangih, ki lahko služijo za kvantitativno analizo regresij. Rangov je toliko kot primerjalnih vrednosti. V posamezni rang lahko pridejo vse tiste srednje vrednosti, ki se med seboj nepomembno razlikujejo. Tako si prvo in drugo mesto delita BRW (1260 + 530° C) in BRM-2 (1230 + 560° C), katerih srednje vrednosti udarne žilavosti se med seboj nepomembno razlikujeta in prideta zato oba v rang 1,5. Od prvih dveh, ki se po žilavosti nepomembno razlikujeta, pa ima BRM-2 višjo trdoto kot BRW. Najslabšo žilavost pri najvišjih doseženih trdotah imata BRC-3 in BRU. Kadar bomo torej posamezno vrsto jekla toplotno obdelovali na najvišje trdote, lahko pri BRM-2 in BRW pričakujemo najvišje, pri BRC-3 in BRU pa najnižje žilavosti.

Za praktično uporabo brzoreznih jekel je veliko važnejša primerjava žilavosti pri trdotah 64,1 do 65 HRC. Od vseh vrst jekel so vpisane v tabelo 7 udarne žilavosti pri tisti toplotni obdelavi, ki doseže 4. razred trdot, to so trdote od 64,1 do





Slika 3 do 8

Rezultati analize porazdelitve za udarno upogibno žilavost različno toplotno obdelanih brzoreznih jekel

Tabela 5: Primerjava udarne žilavosti pri najvišjih trdotah

n = 14

	BRC-3	BRC	BRW-2	BRW	BRM-2	BRU
Zaporedna številka	1	4	6	8	11	13
$\bar{x}$	0,33	0,63	0,54	0,92	0,95	0,42
s	0,06	0,12	0,09	0,11	0,14	0,57
Toplotna obdel. in trdotni razred	1260 + 530° C 1	1290 + 530° C 4 b	1290 + 560° C 3	1260 + 560° C 4 a	1230 + 530° C 3	1200 + 530° C 2
Zaporedna številka	2	5	7	9	12	14
$\bar{x}$	0,25	0,47	0,59	0,85	0,83	0,44
s	0,09	0,08	0,11	0,12	0,25	0,06
Toplotna obdel. in trdotni razred	1290 + 530° C 1	1320 + 530° C 4 a	1290 + 590° C	1260 + 590° C 4 a	1320 + 560° C 4 b	1230 + 530° C 2
Zaporedna številka	3			10		15
$\bar{x}$	0,29			1,02		0,36
s	0,09			0,10		0,10
Toplotna obdel. in trdotni razred	1290 + 560° C 1			1260 + 530° C 4 a		1260 + 530° C 2

Tabela 6: Zaporedje po velikosti rezultatov žilavosti pri najvišjih trdotah

Vrstni red rezultatov	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Rezultati $\bar{x}$	1 02	0 95	0 92	0 85	0 83	0 63	0 59	0 54	0 47	0 44	0 42	0 36	0 33	0 29	0 25
Stanje* po oznakah v izračunu računalnika	10	11	8	9	12	4	7	6	5	14	13	15	1	3	2
Pomembnost razlik $\approx 95\%$ v srednjih vrednostih $\bar{x}$ EV-enaki varianci RV-različni varianci															
Vrstni red po statistični pomembnosti razlik $\bar{x}$	1-2	1-2	3-5	3-5	3-5	5-7	5-7	8	9-11	9-11	9-11	12-14	12-14	12-14	15
Rangi po pomembnosti razlik	1,5	1,5	4	4	4	6,5	6,5	8	10	10	10	13	13	13	15
Vrsta jekla	BRW	BRM-2	BRW	BRW	BRM-2	BRC	BRW-2	BRW-2	BRC	BRU	BRU	BRU	BRC-3	BRC-3	BRC-3
Temp. (°C) : kaljenja	1260	1230	1260	1260	1230	1290	1290	1290	1320	1230	1200	1260	1260	1290	1290
popuščanja	530	530	560	590	560	530	590	560	530	530	530	530	530	560	530

Tabela 7: Primerjava udarne žilavosti pri trdoti 64,1—65,0 HRC

n = 14

	BRC-3	BRC	BRW-2	BRW	BRM-2	BRU
Zaporedna številka	1	4	8	13	19	23
$\bar{x}$	0,49	0,70	0,97	0,91	1,26	0,74
s	0,11	0,12	0,17	0,10	0,12	0,15
Toplotna obdelava	1260 + 590° C	1260 + 530° C	1230 + 530° C	1230 + 560° C	1200 + 530° C	1230 + 590° C
Zaporedna številka	2	5	9	14	20	24
$\bar{x}$	0,44	0,63	0,92	1,02	0,83	0,47
s	0,07	0,12	0,10	0,10	0,25	0,08
Toplotna obdelava	1290 + 590° C	1290 + 530° C	1230 + 560° C	1260 + 530° C	1230 + 560° C	1260 + 590° C
Zaporedna številka	3	6	10	15	21	
$\bar{x}$	0,32	0,47	0,86	0,92	0,68	
s	0,11	0,08	0,08	0,11	0,14	
Toplotna obdelava	1320 + 590° C	1320 + 530° C	1260 + 530° C	1260 + 560° C	1260 + 530° C	
Zaporedna številka	1320 + 560° C	7	11	16	22	
$\bar{x}$		0,48	0,74	0,85	0,65	
s		0,10	0,10	0,12	0,07	
Toplotna obdelava			1260 + 560° C	1260 + 590° C	1260 + 560° C	
Zaporedna številka			12	17		
$\bar{x}$			0,57	0,66		
s			0,09	0,05		
Toplotna obdelava			1290 + 530° C	1290 + 530° C		
Zaporedna številka				18		
$\bar{x}$				0,54		
s				0,08		
Toplotna obdelava				1290 + 560° C		

65 HRC (po tabeli 4). Tudi to tabelo smo obdelali z analizo variance po načelu vsak z vsakim, kar pomeni 276 kombinacij. Srednje vrednosti žilavosti so v tabeli 8.

Pri vsaki srednji vrednosti žilavosti smo poskušali prvo nižjo srednjo vrednost, ki se pomembno razlikuje od nje. Pomembnost razlike med srednjimi vrednostmi je večja kot 95 % in je odvisna od difference srednjih vrednosti, standardnega odklona ter števila podatkov.

Srednje vrednosti, ločene po statistični pomembnosti razlik, si delijo mesto, tako da jih pride več v isti rang. V najvišjem je samo BRM-2, kaljen pri 1200° C in popuščan pri 530° C. Drugo in tretje mesto si delita BRW in BRW-2 in prideta torej v rang 2,5. Najnižje žilavosti doseže BRC-3, kaljen pri 1320° C in popuščan pri 560° C.

V tabeli 8 lahko najdemo za posamezno vrsto brzoreznih jekel najboljšo toplotno obdelavo za najvišjo žilavost pri trdoti 64,1 do 65,0 HRC.

Vse variante toplotne obdelave, ki dajo za posamezne vrste jekel najvišje trdote in najvišje žilavosti pri trdotah 64,1 do 65,0 HRC, so vpisane v tabelo 9.

Rezultati analize variance v tabelah 6 in 8 kažejo, da je metoda merjenja udarne upogibne žilavosti z oslavitvijo dovolj zanesljiva že pri 15 paralelkah, kar je za več kot polovico manj od tistih, ki jih zahteva metoda brez zarez ali oslavitve. Na 95 % in večjem nivoju gotovosti lahko ločimo žilavosti, ki jih dobimo z različno toplotno obdelavo določenega brzoreznega jekla.

Nomogramami na slikah 9 do 12 kažejo odvisnost udarne žilavosti od temperature kaljenja in popuščanja.

Toplotna obdelava ima največji vpliv na udarno žilavost pri BRC in BRM-2 (to nam pove koeficient determinacije  $R^2$ ), medtem ko pri BRW-2 in pri BRU nima pomembnega vpliva ob danih omejitvah

Tabela 8: Zaporedje po velikosti rezultatov žilavosti pri trdotah 64,1–65 HRC

Vrstni red rezultatov	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	
Rezultati $\bar{x}$	1,26	1,02	0,97	0,92	0,91	0,91	0,86	0,85	0,83	0,74	0,74	0,70	0,68	0,66	0,65	0,63	0,57	0,54	0,49	0,48	0,47	0,47	0,44	0,32	
Stanje po oznakah v izračunu računalnika	19	14	8	9	15	13	10	16	20	23	11	4	21	17	22	5	12	18	1	7	24	6	2	3	
95 % in večja pomembnost razlik v srednjih vrednostih $\bar{x}$																									
EV - enaki varianci RV - različni varianci																									
Vrstni red po statistični pomembnosti razlik $\bar{x}$	1	2-3	2-3	4-9	4-9	4-9	4-9	4-9	4-9	4-9	10-15	10-15	10-15	10-15	10-15	10-15	16-17	16-17	18-19	18-19	20-23	20-23	20-23	20-23	24
Rangi po pomembnosti razlik	1	2,5	2,5	6,5	6,5	6,5	6,5	6,7	6,7	12,5	12,5	12,5	12,5	12,5	12,5	15,5	15,5	18,5	18,5	21,5	21,5	21,5	21,5	24	
Vrsta jekla	BRM-2	BRW	BRW-2	BRW-2	BRW	BRW	BRW-2	BRW	BRM-2	BRU	BRW-2	BRC	BRM-2	BRW	BRM-2	BRC	BRW-2	BRW	BRC-3	BRC	BRU	BRC	BRC-3	BRC-3	
Temp (°C):																									
kaljenje	1200	1260	1230	1230	1260	1230	1260	1260	1230	1230	1260	1260	1260	1290	1260	1290	1290	1290	1290	1260	1320	1260	1320	1290	1320
popuščanje	530	530	530	560	560	560	530	590	560	590	560	530	530	530	560	530	530	560	590	560	590	530	590	560	

Tabela 9

	BRC-3	BRC	BRW-2	BRW	BRW-2	BRU
Toplotna obdelava za najvišje trdote (°C)	1260 + 530 1290 + 530 1290 + 560	1290 + 530 1320 + 530	1290 + 560 1290 + 590	1260 + 560 1290 + 560	1230 + 530	1200 + 530 1230 + 530 1260 + 530
Dosežene trdote (HRC)	nad 67	64,5	nad 65	64,5	65,1	nad 66
Toplotna obdelava za trdoto 64–65 HRC in najvišje žilavosti (°C)	1260 + 590	1260 + 530	1230 + 530	1260 + 530	1200 + 530	1230 + 590
Dosežene žilavosti (kpm/cm <sup>2</sup> )   rang	0,49   18,5	0,70   12,5	0,97   2,5	1,02   2,5	1,26   1	0,74   12,5

preizkušanja. Pri BRC-3, BRM-2 in BRW je pri danih omejitvah udarna žilavost tem manjša, čim višja je temperatura kaljenja. Pri BRC (slika 10) doseže udarna žilavost največjo vrednost pri 1280 do 1300°C. V mejah preizkušanja temperatura popuščanja ne vpliva pomembno na žilavost BRW in BRM-2.

Udarne žilavost brzoreznih jekel BRC, BRC-3, BRM-2 in BRW je predvsem odvisna od kaljenja in ne od popuščanja. To je posebno izrazito pri BRM-2 in BRW, kjer temperatura popuščanja nima praktično nobenega vpliva na žilavost. Ta ugotovitev, ki je bila že večkrat praktično potrjena, pomeni, da moramo za visoko žilavost posebno paziti na najbolj primerno temperaturo kaljenja, za visoko trdoto pa predvsem na temperaturo popuščanja. Metalografski pregledi, ki smo jih

izvršili na vseh preiskovanih jeklih, so potrdili dejstvo<sup>5</sup>, da ima brzorezno jeklo s finejšim zrnem višjo žilavost od tistih, ki imajo bolj grobega. Kako se večja zrno s temperaturo kaljenja, kaže slika 13.

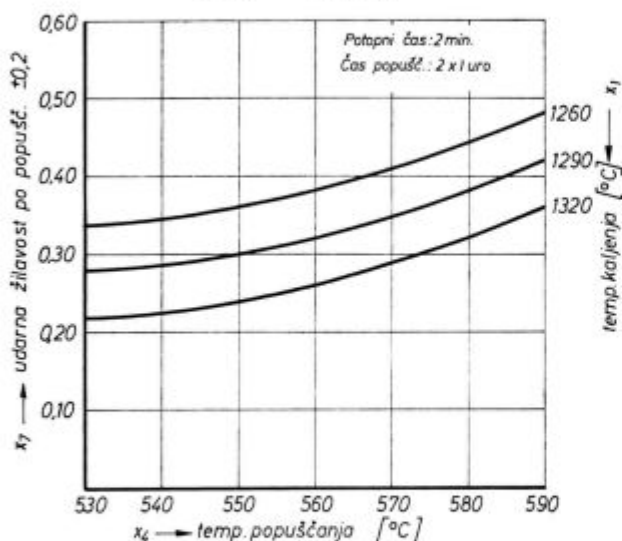
V praksi je pomemben odnos žilavosti in trdote, saj hočemo večkrat vedeti, kakšna bo žilavost, če bo trdota večja in obratno. To odvisnost smo povezali še z magnetnimi meritvami in dobili nomograme, ki jih kažejo slike 14 do 17. S pomočjo elektronskega računalnika smo iskali obravnavano zvezo za vse vrste jekel, ki smo jih preizkušali. Za BRW-2 in BRU smo pri izbranem kriteriju dobili koeficient determinacije  $R^2 = 0$ , to pa pomeni, da vse variacije udarne žilavosti ostanejo nepojasnjene in jih pripisujemo drugim vplivnim faktorjem. Največ ugotovljenih variacij udarne

### BRC 3

$$x_7 = f(x_1, x_4)$$

$$R^2 = 0,47 \quad R = 0,69$$

$$\Delta = 5 \quad S_y = 0,08$$



Slika 9

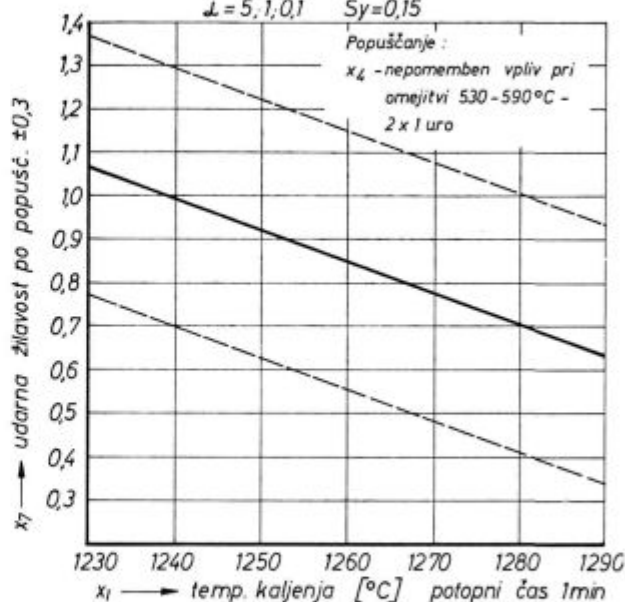
Udarne žilavosti v odvisnosti od temperature kaljenja in popuščenja

### BRW

$$x_7 = f(x_1, x_4)$$

$$R^2 = 0,57 \quad R = 0,76$$

$$\Delta = 5; 1; 0,1 \quad S_y = 0,15$$



Slika 11

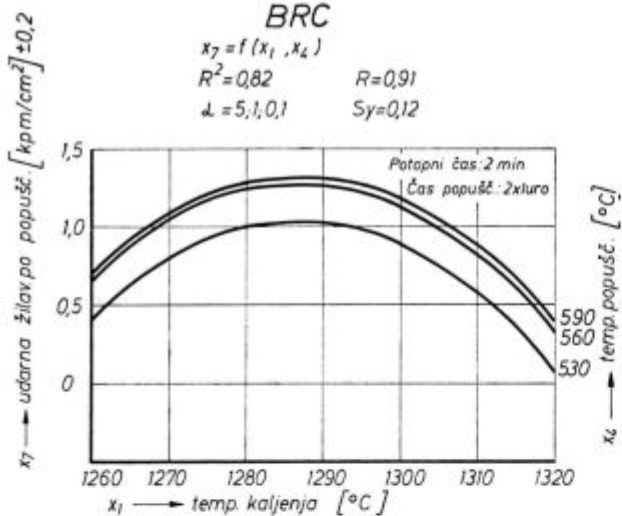
Udarne žilavosti v odvisnosti od temperature kaljenja in popuščenja

### BRC

$$x_7 = f(x_1, x_4)$$

$$R^2 = 0,82 \quad R = 0,91$$

$$\Delta = 5; 1; 0,1 \quad S_y = 0,12$$



Slika 10

Udarne žilavosti v odvisnosti od temperature kaljenja in popuščenja

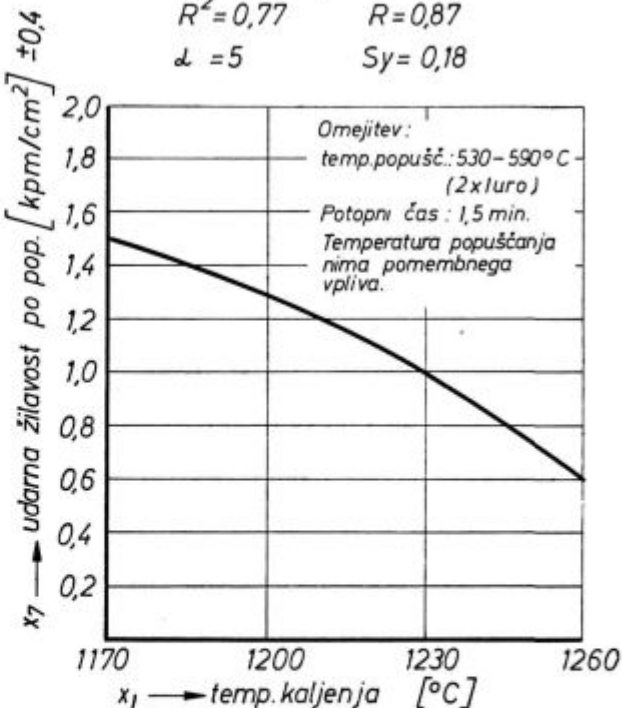
žilavosti ima BRM-2 (slika 17), kjer je koeficient determinacije  $R^2 = 0,55$ . Na slikah 14, 15 in 17 vidimo, da sta si udarna žilavost in trdota v obratnem sorazmerju; čim večja je trdota, tem manjša je žilavost in obratno. BRW na sliki 15 pa ima najmanjšo udarno žilavost pri trdoti 64 do 64,5 HRC. Pri BRC in BRW magnetna meritev po popuščenju nima pomembnega vpliva na udarno žilavost in tudi pri ostalih ima zelo majhen vpliv.

### BRM2

$$x_7 = f(x_1, x_4)$$

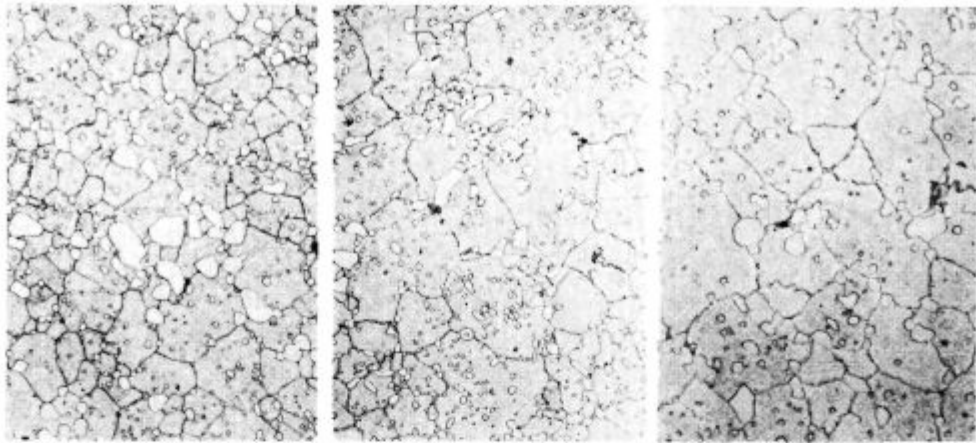
$$R^2 = 0,77 \quad R = 0,87$$

$$\Delta = 5 \quad S_y = 0,18$$



Slika 12

Udarne žilavosti v odvisnosti od temperature kaljenja in popuščenja



1260°C

1290°C

1320°C

Slika 13

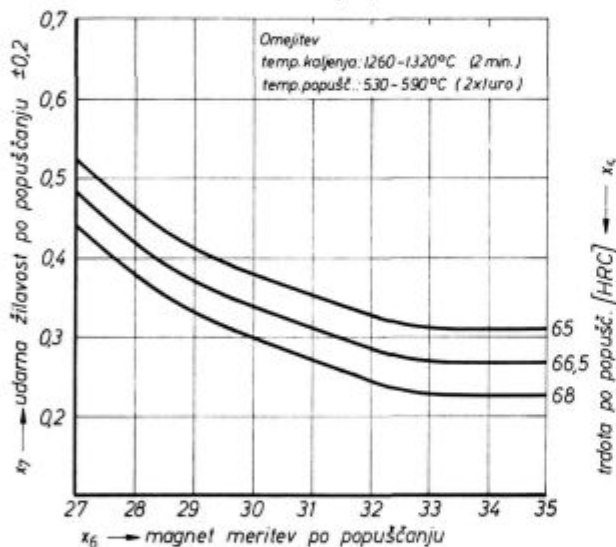
Jeklo BRC-3, kaljeno pri različnih temperaturah  
(povečava 500 ×)

BRC 3

$$x_7 = f(x_5, x_6)$$

$$R^2 = 0,36 \quad R = 0,60$$

$$\Delta = 5 \quad S_y = 0,09$$



Slika 14

Zveze med udarno žilavostjo, trdoto in magnetoskopsko meritvijo po popuščanju

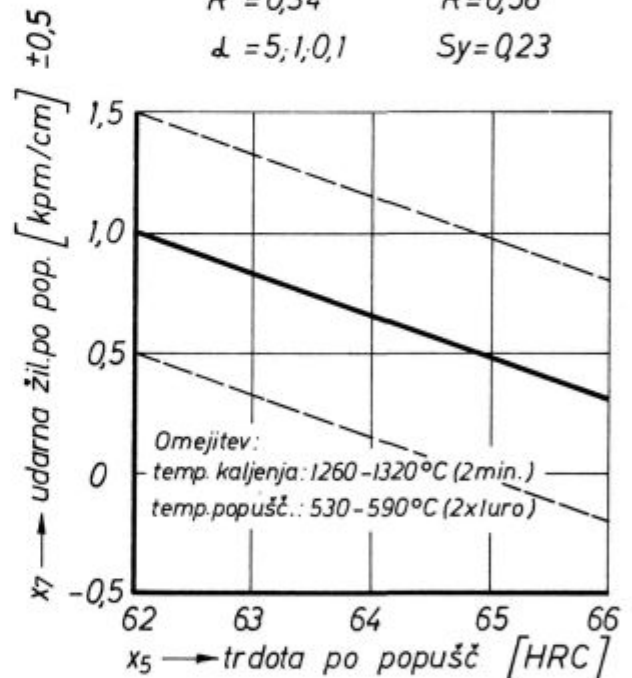
Strugarski noži iz BRM-2 imajo najvišjo rezno obstojnost, takrat, kadar so kaljeni pri 1240°C; 10-krat nižjo pa, če so kaljeni pri 1200°C<sup>5</sup>. Naši poizkusi kažejo, da dobimo najvišjo žilavost (pri trdoti od 64—65 HRC) pri 1200°C, najvišjo trdoto pa pri 1230°C. Za praktično uporabo jekla BRM-2 bo torej zanimivo območje temperature kaljenja od 1200 do 1240°C. Višjo temperaturo kaljenja v omenjenem območju bomo uporabili takrat, kadar bomo želeli imeti visoko trdoto in rezno obstojnost, nižjo pa takrat, kadar bo posebno važna žilavost orodja. Zanimiva ugotovitev v zvezi z BRM-2 je ta, da za to jeklo nismo dobili najvišje

BRC

$$x_7 = f(x_5, x_6)$$

$$R^2 = 0,34 \quad R = 0,58$$

$$\Delta = 5; 1; 0,1 \quad S_y = 0,23$$



Slika 15

Zveza med udarno žilavostjo, trdoto in magnetno meritvijo po popuščanju

žilavosti pri najnižji temperaturi kaljenja (1170°C), kot je običajno pri drugih orodnih jeklih, temveč pri temperaturah, ki so za 30°C višje od najnižjih preizkušanih.

Avtorji<sup>5</sup> navajajo, da so dobili pri velikosti avstenitnega zrna od 12 do 16 po Snyder-Graffovi metodi za BRM-2 žilavost od 1,5 do 2,4 kpm/cm<sup>2</sup>. Mi pa smo dobili pri isti velikosti avstenitnega zrna žilavost samo od 1,2 do 1,5 kpm/cm<sup>2</sup>. To lahko

## BRW

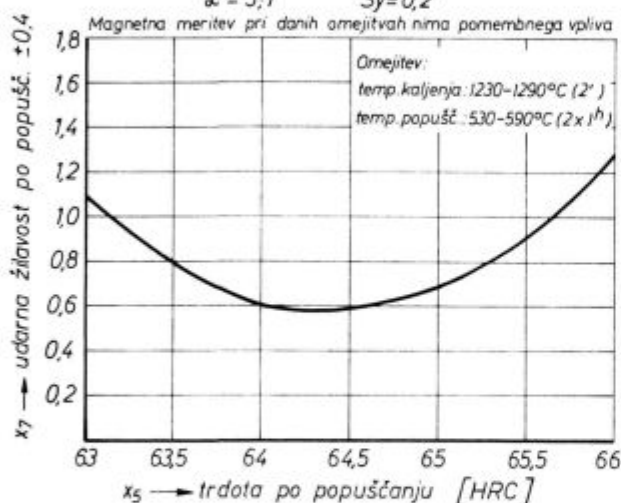
$$x_7 = f(x_5, x_6)$$

$$R^2 = 0,26$$

$$R = 0,51$$

$$d = 5,1$$

$$S_y = 0,2$$



Slika 16

Veza med udarno žilavostjo, trdoto in magnetoskopsko meritvijo po popuščanju

## BRM 2

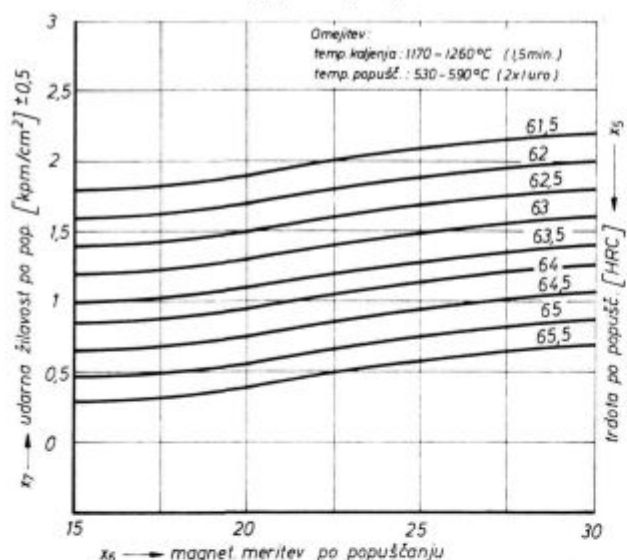
$$x_7 = f(x_5, x_6)$$

$$R^2 = 0,55$$

$$R = 0,74$$

$$d = 5,1, 0,1$$

$$S_y = 0,25$$



Slika 17

Veza med udarno žilavostjo, trdoto in magnetoskopsko meritvijo po popuščanju

pripisujemo vplivu različne kemijske sestave med posameznimi šaržami in oslavitvam na probah, ki so bile samo brušene, morale pa bi biti tudi polirane. Glede na to, da so bile vse probe izdelane na isti način, so rezultati kljub temu uporabni za primerjavo med posameznimi vrstami brzoreznih jekel in za analizo vpliva toplotne obdelave na udarno upogibno žilavost brzoreznih jekel.

BRC-3 ima najboljšo kombinacijo toplotne obdelave glede na rezno obstojnost pri temperaturi kaljenja 1290°C in temperaturi popuščanja 560°C. Pri isti kombinaciji toplotne obdelave smo dobili trdoto nad 67 HRC. Najvišjo žilavost pa smo dobili pri temperaturi kaljenja 1260°C. Za visoko žilavost bomo torej izbrali nižjo, za visoko trdoto in rezno obstojnost pa visoko temperaturo kaljenja, v območju od 1260 do 1290°C.

## ZAKLJUČEK

Na osnovi vseh dosedanjih analiz in primerjav med jekli BRC-3, BRC, BRW-2, BRW, BRM-2 in BRU v območju planiranega preizkušanja lahko zaključimo:

— da je za dobro žilavost važna predvsem temperatura kaljenja in manj temperatura popuščanja,

— da dosežeta najvišje trdote BRC-3 in BRU, najnižje pa BRW in BRM-2, ki pa so še vedno v mejah uporabnosti,

— da imata pri najvišjih trdotah, ki smo jih dobili za posamezna jekla, najvišjo žilavost BRM-2 in BRW, najnižjo pa BRC-3,

— da ima pri trdoti 64 do 65 HRC najvišjo žilavost BRM-2 in nato BRW, najnižjo pa BRC-3,

— da so optimalne temperature kaljenja za BRM-2 glede na žilavost, trdoto in rezno obstojnost v območju od 1200 do 1240°C,

— da so optimalne temperature kaljenja za BRC-3 glede na žilavost, trdoto in rezno obstojnost v območju od 1260 do 1290°C (v obeh omenjenih območjih velja nižja temperatura za visoko žilavost, višja pa za visoko trdoto in rezno obstojnost).

Ugotovili smo, da je metoda za preizkušanje udarne upogibne žilavosti z oslavitvijo dovolj zanesljiva glede na ločevalno sposobnost brzoreznih jekel že pri 15 paralelkah. To pomeni, da je potrebno pri tej metodi za enak učinek preizkušanja več kot polovico manj prob, kot jih zahteva običajni preizkus brez oslavitve.

## Literatura

1. Segel J.: Diplomsko delo, Fakulteta za montanistiko, wertung von Zähigkeitsuntersuchungen an ungekerbten Ljubljana, 1969
2. Bungardt K., O. Mülders, W. Spyra: »Statistische Ausschlagbiegeproben aus Stählen hoher Härte« — Stahl und Eisen 77, št. 26
3. Uranc F.: »Žilavost orodnih jekel« — Železarski zbornik, 1967, I., str. 205—215
4. Steven G.: »Impact Fest for Evaluating Tool Steels« Metal Progress, 1959, 5
5. Rodič J., Rodič A.: »Brzorezna jekla III. del — Železarski zbornik, 1968., II., str. 165—185
6. Pratkanar T.: »Raziskave obstojnosti brzoreznih jekel« — Železarski zbornik, 1968., II., str. 113—133

## ZUSAMMENFASSUNG

Die Wärmebehandlung hat einen grossen Einfluss auf die Härte, Zähigkeit und andere Eigenschaften der Schnellarbeitsstähle. Im Artikel ist eine umfangreiche Untersuchung der Schlagbiege Zähigkeit verschiedener wärmebehandelter Schnellarbeitsstähle beschrieben. Die Messungsergebnisse wurden durch die Verteilungsanalyse, durch die Regresionanalyse und durch die Varianzenanalyse und mit Hilfe einer Elektronenrechenmaschine ausgewertet.

Für die Messung der Schlagbiege Zähigkeit war eine Methode ausgewählt, bei welcher geschwächte (gekerbte) Proben verwendet wurden. Die Ergebnisse der Varianzenanalyse zeigten, dass die Methode in Hinsicht der Trennungsfähigkeit der Schnellarbeitsstähle schon bei 15 Parallelen zuverlässig genug ist.

Die statistische Bearbeitung durch die Messungen erhaltenen Daten zeigte:

— dass für eine gute Zähigkeit der Schnellarbeitsstähle vor allem die Härtetemperatur und weniger die Nachlass-temperatur wichtig ist,

— dass bei den höchst erreichten Härten und bei den Härten von 65—65 HRC im Vergleich zu den anderen Schnellarbeitsstählen die beste Zähigkeit der Molybdenstahl BRM-2 (S 6-5-2) hat.

Im Artikel sind in der Form von Tabellen und Nomogrammen die Abhängigkeit der Zähigkeit von der Härte und Nachlass-temperatur für die wichtigsten Schnellarbeitsstähle so wie die Verbindungen zwischen der Härte, der Zähigkeit und der magnetischen Messungen, wiedergegeben.

## SUMMARY

Heat treatment has a great influence on hardness, toughness, and other properties of high-speed steels. Extensive study on impact bending toughness of differently heat-treated high-speed steels is described in the paper. Results of the measurements were analyzed by the method of distribution, regression, and variance, using a computer. Impact bending toughness was measured by the method where samples with a shallow (1 mm deep) round (radius 10 mm) notch were used. Results of the variance analysis showed that the method is reliable enough to distinguish high-speed steels already with 15 probes.

Statistical treatment of the results obtained by measurements showed that

— a good toughness of high-speed steels is influenced mainly by the quenching temperature and less by the tempering temperature, and that

— molybdenum steel BRM-2 (S 6-5-2) has the highest toughness at the highest obtained hardnesses, which being 64 to 65 HRC, among the other high-speed steels.

In the paper, tables and nomograms represent relationship between the toughness and the quenching and tempering temperature respectively, and the relations between the hardness, toughness and magnetic measurements for the most important high-speed steels.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

На твердость, вязкость и на другие качества быстрорежущей стали существенно влияет термическая обработка. В статье описаны обширные исследования о ударной изгибной вязкости быстрорежущей стали подвергнутой переменной термической обработки. Итого измерения были рассмотрены анализом разделения, регрессии и дисперсии, также при помощи электронного счетчика.

Для измерения ударной изгибной вязкости был применен метод при котором употреблены образцы с ослаблением. Результаты анализа дисперсии показали, что метод достаточно надежный что касается отделения быстрорежущих сталей уже при 15 параллель. Статистическая обработка изменений полученных дан-

ных показала: а) для получения хорошей вязкости быстрорежущей стали в особенности имеет влияние темп-ра закалки, темп-ра отпуска играет второстепенную роль, б) при максимальной полученной твердости ни при твердостях 64—65 HRC, с сравнении с другими сортами быстрорежущей стали, самую высокую вязкость имеет молибденовая сталь марки BRM-2 (S 6-5-2).

В статье, в форме таблиц и номограмм, показана зависимость вязкости важнейших сортов быстрорежущей стали от темп-ры закалки и темп-ры отпуска а также связь между твердостью, вязкостью и магнитными измерениями.



## Meroobstojnost nekaterih orodnih jekel

### REZUME

Meroobstojna jekla imajo sorazmerno precej majhne spremembe mer tako pri toplotni obdelavi kakor tudi pri uporabi orodij iz teh jekel.

Vsekakor se mora pričakovati pri toplotni obdelavi orodja določene spremembe mer. Tu imajo velik vpliv toplotne napetosti, ki so povezane s toplotnimi raztezki in skrčki. Pri procesu kaljenja pa se žarjena perlitna struktura pretvori v avstenitno strukturo, ki ima precej manjši specifični volumen. Ta avstenit se s kaljenjem pretvori v martenzit, ki ima še večji specifični volumen kot žarjeni perlit. Tako se povečajo tudi mere. S popuščanjem se mere kaljenega orodja v glavnem zmanjšujejo, razen pri tisti temperaturi popuščanja, ko se zadržani avstenit pretvori v martenzit. Na te pojave močno vpliva prekaljivost jekla. S primernimi pogoji toplotne obdelave se uravnavajo pri tem dosežene spremembe mer oziroma stabilizirajo dosežene strukture in s tem mere.

Nobene vrednosti sprememb mer pri zgoraj navedenih pogojih pa nikakor ni mogoče posplošiti za vsako obliko in mere orodij in za vsako izbiro jekla za to orodje. Spremembo oziroma meroobstojnost se mora osvojiti za vsako orodje in jeklo posebej.

### 1. POJAV SPREMEMB MER

Pri orodnih, posebno pa pri meroobstojnih jeklih je ena od najvažnejših zahtev tudi obstojnost mer pri toplotni obdelavi in pri uporabi. Orodja se pri toplotni obdelavi deformirajo v večji ali manjši meri.

Temu pojavu se posveča premalo pozornosti, posebno pri konstruiranju orodja, ker se smatra, da je to stvar kalilne tehnike. Poznano in dokazano pa je, da praktično ni kaljenja orodja brez določene spremembe mer.

Praviloma se pod imenom »spremembe mer« ali »dimenzijske spremembe« razume le one nezogibne spremembe mer, ki nastanejo na orodju zaradi toplotnih napetosti in zaradi volumenskih sprememb, ki nastanejo zaradi strukturnih premen v samem jeklu med procesom ogrevanja in ohlajanja. Pri skupni deformaciji orodja pa so vračunane tudi spremembe oblike, ki nastanejo zaradi nepravilnega dela z orodjem pri celotnem procesu toplotne obdelave, npr. zaradi neenakomernega ogrevanja in ohlajanja, zaradi velike lastne teže orodja in podobno.

Pokazalo se je, da se mora upoštevati pojav sprememb mer in volumna orodnih kakor tudi drugih jekel v procesu toplotne obdelave kot posebni problem. Potrebno je intenzivno delo in mnogo raziskav, da bi se ta problem obvladal in omejil na najmanjšo možno mero in to v fazi konstruiranja kakor tudi v fazi toplotne obdelave in na koncu pri uporabi orodja.

Med ogrevanjem jekla se povečujejo njegove mere. Koeficient linearnega razteza za jeklo je odvisen od njegove strukture<sup>1</sup>. Za feritno — karbidno strukturo je ta koeficient  $11,0 \cdot 10^{-6}$  do  $14,5 \cdot 10^{-6}$ , a za avstenitno strukturo je 1,5-krat večji. Z ogrevanjem jekla do temperature  $A_{c1}$  se volumen orodja poveča za približno 4 %<sup>1</sup>.

Specifični volumen struktur, ki sestavljajo jeklo, je različen in raste v naslednjem redu: avstenit, feritno — karbidne strukture (perlit, sorbit, troostit), martenzit; izračuna se po naslednjih obrazcih<sup>1</sup>:

za ferit

$$(V_{\alpha})_t = 0,12708 + 5,528 \cdot 10^{-6} \cdot t$$

za avstenit

$$(V_{\gamma})_{t, C_p} = 0,12282 + 8,56 \cdot 10^{-6} \cdot t + 2,15 \cdot 10^{-3} \cdot C_p$$

za martenzit

$$(V_M)_{t, C_p} = 0,12708 + 4,45 \cdot 10^{-6} \cdot t + 2,79 \cdot 10^{-3} \cdot C_p$$

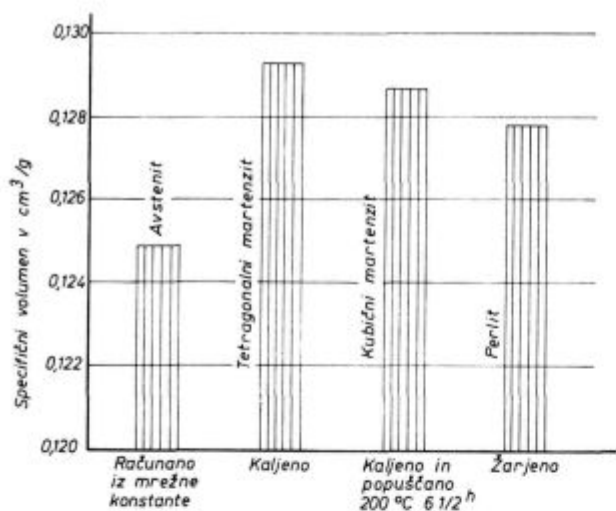
za karbid  $Fe_3C$

$$(V_K)_t = 0,13023 + 4,88 \cdot 10^{-6} \cdot t$$

kjer zavisi specifični volumen od temperature ( $t$ ), a pri avstenitu in martenzitu tudi od vsebnosti ogljika v strukturi oziroma v jeklu ( $C_p$ ). Grafični prikaz razmerij med posameznimi specifičnimi volumni se lahko vidi na sliki 1.

Pri temperaturi okolice ima martenzit približno 4 % večji specifični volumen kot avstenit. Tako se pri ogrevanju orodja do temperature  $A_{c1}$  v začetku volumen veča zaradi toplotnega raztezanja, a ob prehodu v avstenitno območje se zmanjša. Obratno pa se pri ohlajanju iz avstenitnega območja orodje najprej krči do temperature, ko se tvori feritno — cementitna struktura ali martenzit, ko se volumen poveča zaradi strukturnih premen.

Ker se pri ogrevanju povečuje plastičnost jekla, zato tedaj spremembe mer orodja in pri tem nastale napetosti niso nevarne, če ne povzročijo večjih deformacij in razpok. Pomembno nevarnost predstavljajo volumenske spremembe orodja pri ohlajanju, posebno pri kaljenju.



Slika 1  
Specifični volumen jekla z 0,8 % C različnih struktur

Iz zgoraj razloženega je možno razlikovati spremembe oblike in mer, nastalih zaradi toplotnih napetosti, od sprememb zaradi strukturnih premen (tvorbe martenzita)<sup>2, 3</sup>.

Spremembe oblike zaradi toplotnih napetosti so odvisne v glavnem od<sup>3</sup>:

- toplotne trdnosti,
- temperature ohlajanja,
- hitrosti ohlajanja,
- oblike in dimenzije izdelka,
- toplotnega raztezka,
- toplotne prevodnosti.

Volumenske spremembe pri kaljenju pa so odvisne od<sup>3</sup>:

- kemijske sestave jekla,
- stopnje prekaljivosti,
- temperature kaljenja,
- vsebnosti zadržanega avstenita,
- hitrosti ohlajanja,
- dimenzij in oblike izdelka.

Skupne spremembe dimenzij pa so odvisne še od<sup>1</sup>:

- karakterja kalilnega sredstva,
- enakomernosti pregretja,
- teže in oblike izdelka,
- načina ogrevanja,
- izhodne strukture pred kaljenjem,
- načina potapljanja izdelka v kalilno sredstvo,
- načina in stopnje plastične predelave jekla.

## 2. SPREMEMBE OBLIKE ZARADI TOPLOTNIH NAPETOSTI

Razlikovati je treba med tistimi toplotnimi napetostmi, ki se odstranijo ob deformaciji med ohlajanjem v plastičnem območju, in takimi, ki ostanejo v izdelku kot zaostale napetosti. Za nastajanje dimenzijskih sprememb so važne one napetosti, ki povzročijo dimenzijske in oblikovne spremembe, preden nastopijo volumenske spremembe ob tvor-

bi martenzita. Ko se te napetosti odpravljajo, stremito vsa neokrogla telesa, da svojo obliko približajo krogelni obliki. Prizmatična telesa zato pri ohlajanju nabrekajo, postanejo krajša in debelejša<sup>1, 3</sup>.

Zaradi toplotnih napetosti se najbolj skrajša tisti del telesa, kjer se ohlajanje konča, to je diagonala v telesih, kot je kocka, prizma, valj in podobno; pri okviru pa se stranica skrajša, debelina pa poveča.

## 3. SPREMEMBA VOLUMNA IN DIMENZIJ PRI KALJENJU

Pri kaljenju se avstenit pretvori v martenzit, in to v tetragonalni martenzit. Že na sliki 1 se vidi, da ima tetragonalni martenzit največji specifični volumen. Zato se pri kaljenju orodja poveča volumen. Razlika v specifičnem volumnu kaljenega in žarjenega jekla zavisi od kemične sestave jekla, prekaljivosti jekla in hitrosti ohlajanja pri kaljenju. Povečanje volumna pri kaljenju je močno odvisno od vsebnosti ogljika v jeklu<sup>4</sup>; pri jeklu z 0,7 % C je povečanje 0,44 %, z 1 % C je 0,69 % in z 1,3 % C je 0,95 %, kar je odvisno od vsebnosti zadržanega avstenita, količine neraztopljenih karbidov in deleža nastalega martenzita. Pri jeklih z zelo malo ogljika se ta oblika deformacije ne pojavlja<sup>4</sup>, temveč se pojavljajo samo spremembe zaradi toplotnih napetosti.

Jekla, ki imajo krajše čase premen oz. velike kritične hitrosti ohlajanja, se mora pri kaljenju ohlajati hitreje, kar povečuje deformacije. Slabo prekaljiva jekla imajo večje deformacije.

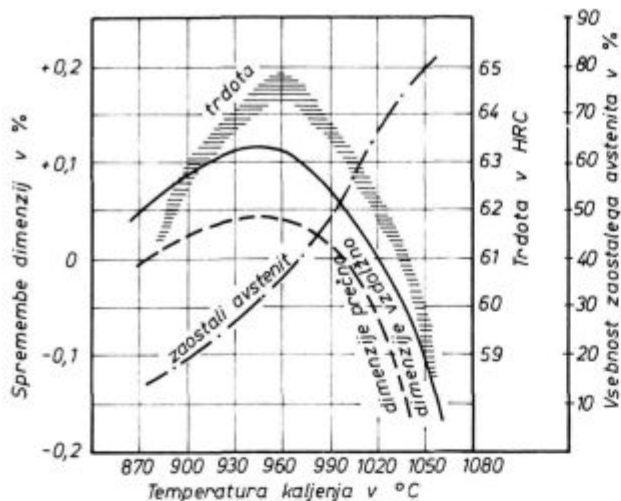
Orodje oz. izdelek, ki zaradi prevelikih mer slabo prekali, ima manjše spremembe volumna. Za običajne dimenzije s popolno prekaljivostjo velja<sup>4</sup>: največje spremembe volumna 0,85 do 1,0 % ima nelegirano jeklo z 0,9 % C, ki se kali v vodi, manjše spremembe 0,3 — 0,5 % imajo srednje legirana jekla, kaljiva v olju, visoko legirana jekla z 2 % C in 12 % Cr, kaljiva na zraku ali olju, imajo najmanjše spremembe 0,1 — 0,3 %.

Največje spremembe volumna se pojavijo pri kaljenju v olju, mnogo manjše v topli kopeli, še manjše pa na zraku.

Že iz razlike specifičnega volumna na sliki 1 se vidi, da je povečanje volumna pri kaljenju tem manjše, čim večja je vsebnost zadržanega avstenita; ta pa je večja pri višji temperaturi kaljenja (slika 2).

Pravilno in enakomerno pregretje tudi močno vpliva na spremembe mer pri kaljenju. Z ogrevanjem v solni kopeli se doseže manjše deformacije kot z ogrevanjem v pečeh na zraku.

Karakter kalilnega sredstva se vidi v hitrosti odvajanja toplote od hlajene površine, enakomernosti močenja izdelka, sposobnosti tvorbe parnega plašča na površini izdelka. Potapljanje izdelkov v kalilno sredstvo mora biti brezpogojno vzdolž osi, a diskov postrani. Pri tem je potrebno enako-



Slika 2

Spremembe dimenzij, trdota in vsebnost zadržanega avstenita v jeklu tipa 2% C in 12% Cr v odvisnosti od temperature kaljenja<sup>1</sup>

merno mešati, da se plinski mehurčki čim manj zadržujejo na površini izdelka. S tem se doseže enakomernejše ohlajanje.

Oblika izdelka močno vpliva na hitrost in enakomernost ohlajanja, na velikost napetosti in deformacije. Čim večje je razmerje površine proti volumnu izdelka, tem hitreje je ohlajanje. Vsi vplivi, ki povečujejo temperaturno razliko po prerezu (povečanje prereza, povišanje temperature ogrevanja, znižanje temperature hladilnega sredstva), v splošnem povečajo deformacije.

Popolnoma jasna slika o spremembi posameznih mer telesa pa je možna samo za določene geometrijske osnovne oblike in mere ob upoštevanju vseh vplivnih faktorjev. Kot je že rečeno, je sprememba dimenzij rezultat vpliva toplotnih napetosti in volumenskih sprememb pri tvorbi martenzita.

V toku ohlajanja od kalilne temperature se najprej sproščajo toplotne napetosti v plastičnem območju, pri čemer nastopijo spremembe oblike in s tem dimenzij — skrčenje ploskev. Ob tvorbi martenzita se zaradi povečanja volumna dimenzije povečajo.

Tako se pri kaljenju dovolj debele kocke raztegnejo robovi in ploskve v večji meri kot jedro; povečajo se telesne diagonale. Ploskve in robovi so se prekalili — nastal je martenzit, v jedru pa je nastalo manj ali nič martenzita, temveč troostit in sorbit, ki povzročita manjše povečanje volumna. Možno pa je, da to širjenje ni dovolj veliko in ne kompenzira krčenja zaradi toplotnih napetosti.

Ob primerjanju meroobstoynosti posameznih jekel med seboj se mora vedno misliti na določene pogoje pri kaljenju. Zato je težko enostavno proglasiti določeno jeklo za najbolj meroobstoyno. Navadno se je treba omejiti na določen primer.

Pri tem je potrebno omeniti še kaljenje v topli kopeli. Pri takem kaljenju bi se moralo vsekakor doseči največjo meroobstoynost. V praksi pa ni vedno tako. Tudi s kaljenjem v olju in vodi je možno doseči veliko meroobstoynost. Pri kaljenju debelejših izdelkov se doseže večjo meroobstoynost v topli kopeli, a tanjših izdelkov v olju. Glavni vzrok temu pojavu je dejstvo, da tanjši izdelki lažje prekalijo.

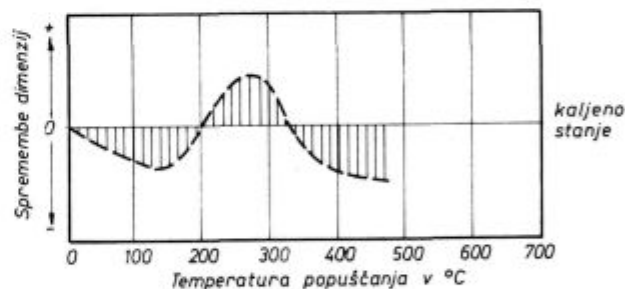
Spremembe mer pri kaljenju so odvisne tudi od načina in stopnje plastične predelave<sup>5</sup>. Ledeburitnim kromovim jeklom se močno pozna usmerjenost vlaken, ki je odvisna od načina in stopnje plastične predelave. Pri dovolj veliki stopnji deformacije so spremembe mer pri kaljenju v prečni smeri nekaj manjše od onih v vzdolžni smeri<sup>5</sup>; to razliko se vidi tudi na sliki 2. S posebnim postopkom plastične predelave pa je možno to razliko zmanjšati na minimum.

#### 4. SPREMEMBA DIMENZIJ PRI POPUŠČANJU

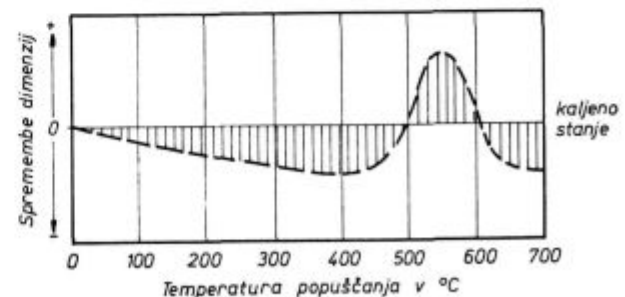
Spremembe, ki nastanejo pri kaljenju, doživijo pri popuščanju ponovne spremembe. Te ponovne spremembe nastanejo s sprostitvijo notranjih napetosti, ki obsegajo toplotne in premenske napetosti, ter s spremembo volumna pri razpadu martenzita in premeni zadržanega avstenita.

Pri nizko in srednje legiranih jeklih, kaljivih v olju, učinkuje popuščanje takole (slika 3)<sup>3</sup>:

Srednje legirana meroobstoyna jekla kaljiva v olju



Visoko legirana jekla s 13% Cr



Slika 3

Spremembe mer pri popuščanju

Pri popuščanju pri temperaturah pod 200° C se pojavi delno zmanjšanje volumna in mer; tedaj se menja struktura martenzita — tetragonalni martenzit se pretvarja v kubični martenzit. Vse mere se zmanjšajo glede na kaljeno stanje. V območju 200 do 320° C nastane povečanje volumna zaradi premene zadržanega avstenita v martenzit; pri tem se povečajo vse mere glede na kaljeno stanje. Nadaljnje višanje temperature popuščanja pri teh jeklih povzroči prav tako zmanjšanje volumna in dimenzij. To obnašanje sprememb mer predstavlja shematska slika 3.

Visoko legirana jekla se pri popuščanju obnašajo podobno, samo da so vse zgoraj omenjene faze popuščanja pomaknjene k višjim temperaturam. Zadržani avstenit je obstojen do temperature okoli 500° C in se pretvori v martenzit šele v temperaturnem območju popuščanja 500 do 600° C (glej sliko 3)<sup>3</sup>.

Iz do sedaj opisanega je jasno, da so spremembe mer pri kaljenju med drugim odvisne od temperature kaljenja, in to predvsem zaradi večanja vsebnosti zadržanega avstenita pri višji kalilni temperaturi (glej sliko 2). Pri popuščanju se pojavijo nove spremembe, ki so prav tako odvisne od popuščne temperature (glej sliko 3). Celokupne spremembe mer glede na žarjeno stanje so torej odvisne od temperature kaljenja in popuščanja. Popolno meroobstojnost pri toplotni obdelavi se torej doseže tako, da se pri kaljenju nastali raztezki kompenzirajo s skrčki pri primernem popuščanju. Pri takem postopanju pa je možno, da ne soglašajo edino zahteve po primerni trdoti.

Kljub jasnosti posameznih zakonitosti je težko predvideti spremembe pri toplotni obdelavi orodja neenakomernih oblik, kakršne srečamo v obratu. Če hočemo izkoristiti spremembe mer pri popuščanju za izravnavo sprememb pri kaljenju, moramo poznati mere po kaljenju. V splošnem pa je otežkočeno merjenje sprememb po kaljenju, ker se mora praviloma takoj popuščati zaradi nevarnosti razpok.

## 5. OBSTOJNOST MER PO TOPLOTNI OBDELAVI

Pri hitrem ohlajanju (kaljenje v olju) se avstenit v jeklu spremeni v martenzit, temperatura martenzitne točke  $M_s$  pa je glede na visoko vsebnost ogljika v orodnih jeklih precej nizka. Tako ostane premena v martenzit še nezaključena, torej, kot je opisano že v prejšnjih poglavjih, ostane določen delež zadržanega avstenita. Da bi dosegli popolno premeno avstenita v martenzit, bi morali jeklo ohladiti do še nižjih temperatur. Bistveno za nadaljnjo premeno avstenita v martenzit pri temperaturah, nižjih od navadne temperature, pa je, ali se je vršilo to dodatno ohlajanje takoj po ohladitvi v kalilnem sredstvu ali pa je jeklo nekaj časa ležalo pri navadni temperaturi in se je izvršilo dodatno ohladitev na nižje temperature šele kasneje.

V prvem primeru poteče premena avstenita v martenzit zvezno, v drugem primeru pa se je pri držanju pri navadni temperaturi izvršila najprej majhna izotermna premena avstenita v martenzit s posledico, da se je preostali avstenit zato delno stabiliziral. Temu sledi podhlajevanje, pri čemer je možno, da se ves avstenit ne bo premenil v martenzit<sup>21</sup>.

Množina zadržanega avstenita zavisi od pogojev avstenitizacije in splošno od pogojev toplotne obdelave<sup>21</sup>.

Popolno premeno zadržanega avstenita se doseže na dva načina: s popuščanjem ali s takojšnjim ohlajanjem na nizke temperature<sup>21</sup>. Ugotovljeno pa je, da se s popuščanjem šele pri višji temperaturi odpravi zadržani avstenit, ko je že v nevarnosti predpisana trdota; s primernim popuščanjem pa se precej stabilizira<sup>21, 9</sup>.

Tudi če bi se ves avstenit spremenil v martenzit, je treba računati z nekaterimi pojavi popuščanja samega martenzita, ki imajo lahko za meroobstojnost prav tako neugodne posledice kot razpad zadržanega avstenita<sup>21</sup>.

S tem v zvezi se postavlja vprašanje, ali je potrebno po kaljenju ves zadržani avstenit v jeklu v celoti spremeniti v martenzit oz. v popuščne strukture, saj se lahko s primerno toplotno obdelavo tako stabilizira, da ni računati, da bi kasneje razpadal<sup>21</sup>.

Pri jeklih za meroobstojna orodja je treba stremeti po dosegi stabilnih struktur in s tem mer. Pripomniti pa je potrebno, da se z različnimi metodami stabiliziranja (umetnega staranja) doseže različne spremembe mer glede na kaljeno stanje. S ponavljanjem ciklusa stabilizacije se dosežene mere samo še stabilizirajo in se ne spreminjajo več<sup>9</sup>.

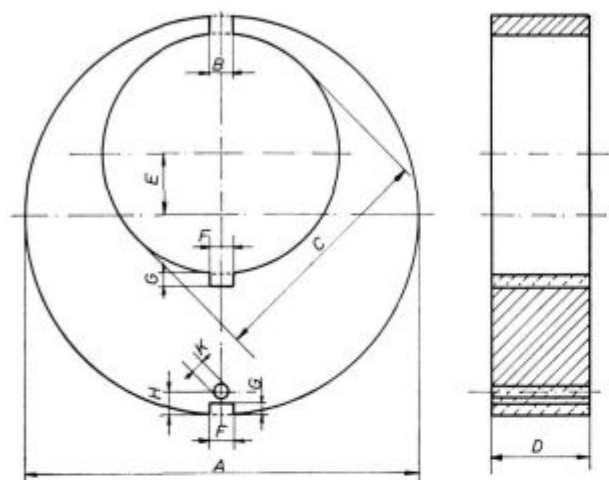
## 6. METODE RAZISKAVE MEROOBSTOJNOSTI JEKEL

Za vsako jeklo obstaja določena maksimalna debelina, pri kateri jeklo prekali. Zato se izbere manjšo debelino orodja, da se doseže boljša obstojnost mer in manjšo deformacijo.

Velikost in smer sprememb mer pri toplotni obdelavi in staranju zavisi od načina mehanske obdelave epruvete in orodja. Pri tem se mora poznati, kako ležijo vlakna v kovani ali valjani palici. Na sliki 2 se vidi, da se spremembe mer v vzdolžni in prečni smeri ne ujema in da so spremembe mer v vzdolžni smeri večje od onih v prečni smeri.

V primeru, da se izdeluje orodje iz velikih kovanih ali valjanih palic, je važno mesto v palici, kjer se orodje oz. epruveto izreže. Pri kovanju in valjanju se težko doseže popolnoma enakomerno predelavo jekla po celem preseku, čeprav je dosežena dovolj velika stopnja predelave oz. plastične deformacije. V jedru palice se mora pričakovati vsekakor nekoliko manjšo stopnjo predelave kot na robu.

Univerzalne metode za določevanje sprememb mer ni. Največ se uporabljajo valjaste, ploščate (prizmatične) in srpaste (v obliki črke »C«) epruvete. Veliko pa se uporabljajo še razni okviri, obroči ipd. Valjasta epruveta ima premer in dolžino v razmerju najmanj 1 : 3. Srpaste epruvete se v svetu uporabljajo v raznih dimenzijah: debelina 12 do 25 mm, veliki premer 57 do 127 mm in mali premer 30 do 75 mm. Ta epruveta je zelo občutljiva, pri njej se največ meri spremembo rege, veliko pa tudi spremembo obeh premerov (glej sliko 4).



Tip	A	B	C	D	E	F	G	H	K
Alstham	127	13	74	25	21,5	-	-	-	-
Frenč	57	6	31	12	10	-	-	-	-
Durferrit	60	2	40	20	7	-	-	-	-
Ruska	100	(10)	64	5	11	-	-	6	3
US - Navy	100	10	60	25,4	15	-	-	(6,3)	(3,2)
US - Navy - modif.	63,5	6,3	36,8	12,7	10	6,3	3,2	-	-

Slika 4  
Dimenzije nekaterih srpastih »C« epruvet

Torej pri teh epruvetah se določajo spremembe mer. Koristno pa je spremljati vzporedno tudi trdoto in strukture. Zadnje je možno z metalografskimi, rentgenskimi in dilatometerskimi metodami.

## 7. RAZISKAVA MEROOBSTOJNOSTI DOMAČIH JEKEL

Za raziskavo domačih jekel sta uporabljeni dve različni epruveti enostavnih oblik: valjasta  $\varnothing 30 \times 100$  mm in ploščata  $50 \times 20 \times 100$  mm, a pri začetnih raziskavah tudi srpasta epruveta debeline 12 mm, z zunanjim premerom 57 mm, z notranjim premerom 31 mm in rego širine 6 mm.

Epruvete so rezane iz okroglih oz. ploščatih kovanih palic; večina epruvet je rezanih tako, da so imele vzdolžna vlakna, nekaj pa je imelo prečna vlakna.

V preiskavi so bila domača jekla, katerih sestava je v tabeli 1.

V tabeli 2 so podatki o vrsti oz. merah epruvet, o legi epruvet glede na vlakna (glavna os kovanja), o uporabljenih ohlajevalnih sredstvih pri kaljenju preiskovanih epruvet in določevanih veličinah za posamezno jeklo.

Na ploščatih  $50 \times 20 \times 100$  mm in valjastih epruvetah  $\varnothing 30 \times 100$  mm se je določalo: trdota v HRC, mere v mm in volumen z Mohrovo tehtnico v  $\text{mm}^3$  v treh paralelkih; zadržani avstenit pa rentgensko na enojnih vzorcih  $30 \times 25 \times 5$  mm.

Meritve so se izvajale po naslednjem vrstnem redu:

1. žarjeno stanje — mere, volumen in trdota,
2. kaljeno stanje — mere, volumen, trdota in zadržani avstenit,
3. popuščeno stanje — mere, volumen, trdota in zadržani avstenit.

V optimalnem območju kalilnih temperatur, ko se doseže največje spremembe mer, se je dolžina ploščatih in valjastih epruvet povečala pri jeklu

- CRV (kaljeno v olju) za 0,05 — 0,07 %,
- merilo za 0,04 — 0,10 %,
- OCR 12 (kaljeno v olju) za 0,06 — 0,12 %,
- OCR 12 extra za 0,07 — 0,12 % in
- merilo special za 0,10 — 0,19 %

Pri istih pogojih se je povečal volumen pri jeklih:

- OCR 12 extra za 0,06 — 0,08 %,
- merilo za 0,15 — 0,20 %,
- OCR 12 (kaljeno v olju) za 0,15 — 0,23 % in
- merilo special za 0,35 — 0,50 %.

Iz teh podatkov se vidi, da sta pri kaljenju najbolj meroobstojni jekli CRV in merilo, nekoliko slabši sta jekli OCR 12 in OCR 12 extra, jeklo merilo special pa je precej manj meroobstojno. Gornji rezultati so doseženi s tremi paralelnimi epruvetami in, kot je razvidno v tabeli 2, so raziskave izvedene na 2 ali celo 3 talinah za vsako jeklo, razen pri jeklu OCR 12 extra in CRV.

Zadržani avstenit pa je določen rentgensko na enojnem vzorcu pri eni talini za vsako jeklo. V zgoraj omenjenem optimalnem območju kalilnih temperatur je vsebnost zadržanega avstenita pri jeklu CRV — 4 do 5 %, OCR 12 — 6 do 7,5 % in merilo — 11 do 14,5 %. Pri jeklu tipa OCR 12 so tuji avtorji določili veliko več zadržanega avstenita, po sliki 2 celo nad 35 %. Razlika je zaradi netočnega upoštevanja množine karbidov v preiskovanem vzorcu pri naših raziskavah. Ko bo

Tabela 1

	Jeklo	Štev. taline	C	Si	Mn	Cr	V	W	Mo
Č.3840	Merilo	120	0,92	0,34	2,00	0,17	0,15	—	—
Č.3840	Merilo	9912	0,86	0,23	2,05	0,16	0,15	—	—
Č.4840	Merilo sp.	4179	1,34	0,10	0,36	1,43	0,11	—	—
Č.4840	Merilo sp.	8052	1,36	0,36	0,55	1,57	0,21	—	—
Č.4840	Merilo sp.	5968	1,42	0,25	0,63	1,53	0,20	—	—
Č.4150	OCR 12	55702	2,11	0,31	0,25	12,3	0,25	—	—
Č.4150	OCR 12	12600	2,02	0,18	0,38	11,8	0,11	—	—
Č.4750	OCR 12 ex.	12505	1,65	0,15	0,33	12,20	0,25	0,43	0,70
Č.4754	CRV	11425	0,95	0,30	0,25	9,96	0,30	—	0,95

Tabela 2

Jeklo	Štev. taline	Mere epruvet v mm	Leg a	Kalilno sredstvo	Določevano
Merilo	120	∅ 30 × 100 in 50 × 20 × 100	vzdolžna	olje	mere, trdota in volumen
Merilo	9912	50 × 20 × 100	prečna	olje	mere, trdota in avstenit
Merilo sp.	4179	∅ 30 × 100 in 50 × 20 × 100 in srpasta ∅ 57	vzdolžna	olje	mere, trdota in volumen
Merilo sp.	8052	∅ 30 × 100 in 50 × 20 × 100	vzdolžna	olje	mere, trdota in volumen
Merilo sp.	5968	49 × 19 × 99		olje	mere, trdota in volumen
OCR 12	55702	50 × 20 × 100	vzdolžna	olje	mere, trdota in volumen
OCR 12	12600	50 × 20 × 100	vzdolžna in prečna	olje in zrak	mere, trdota in avstenit
OCR 12 ex.	12505	50 × 20 × 100	vzdolžna	olje	mere, trdota in volumen
CRV	11425	50 × 20 × 100	vzdolžna in prečna	olje in zrak	mere, trdota in avstenit

omogočeno kvantitativno metalografsko določanje struktur, se bodo rezultati preverili in primerno popravili.

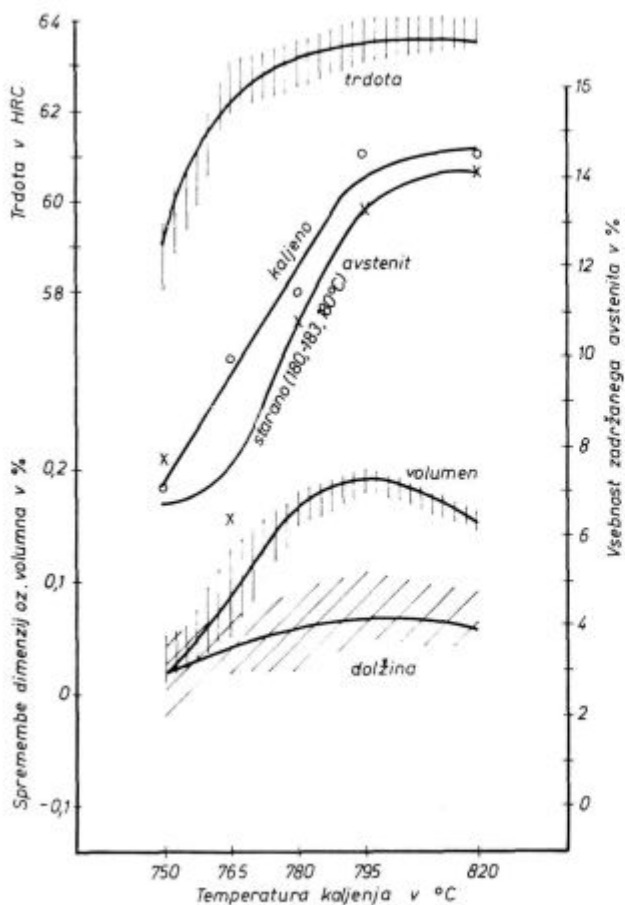
Pri popušcanju vsebnost zadržanega avstenita pada z rastočo temperaturo. Zadržani avstenit je bil pri popušcanju znižan skoraj na ničlo pri jeklu merilo pri temperaturi 290° C, pri jeklu CRV pri 550 C; jeklo OCR 12 pa ni bilo popuščano do dovolj visokih temperatur.

Spremembe mer in volumna se ujemajo s podatki tujih avtorjev po sliki 3; prvi minimum je dosežen pri jeklu

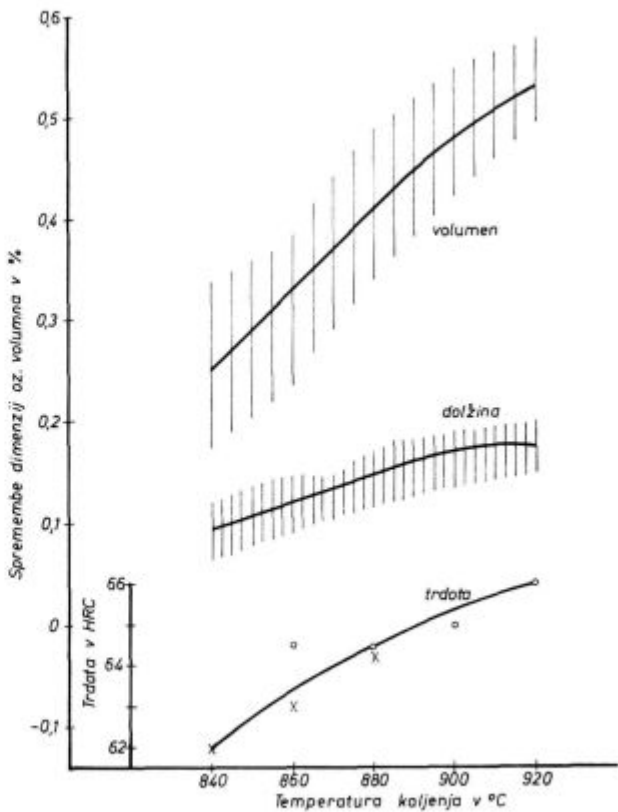
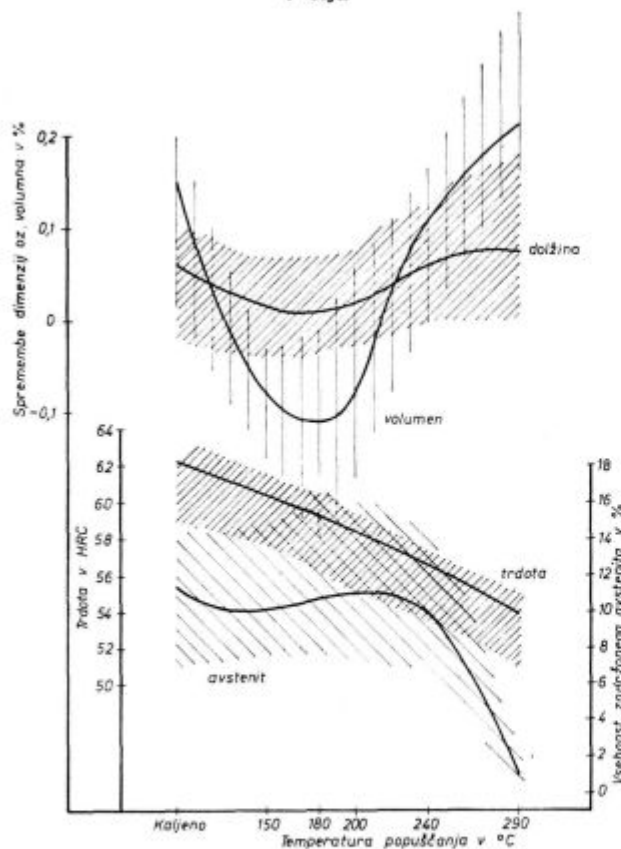
— merilo pri 150 — 180° C,  
— merilo sp. pri 200° C in  
— CRV pri 450 — 500° C,

maksimum pa je dosežen pri jeklu merilo special pri 240 — 300° C, pri ostalih jeklih in drugi minimum pa se nahaja pri temperaturah nad preiskovanim območjem.

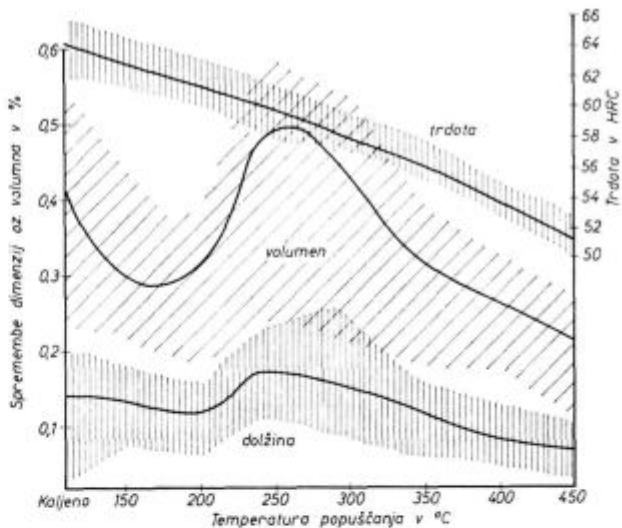
Vsi omenjeni rezultati so razvidni na slikah 5 do 14 za preiskovana jekla. Na teh slikah so jasno razvidne težnje vseh zasledovanih sprememb (mere, volumen, zadržani avstenit in trdota) v odvisnosti od pogojev toplotne obdelave.



Slika 5  
 Č. 3840 (Merilo), talina 120 vzdolžno, talina 9912 prečno,  
 epruvete 50 × 20 × 100 in Ø 30 × 100 mm  
 Spremembe mer, volumna, avstenita in trdote pri kaljenju  
 v olju

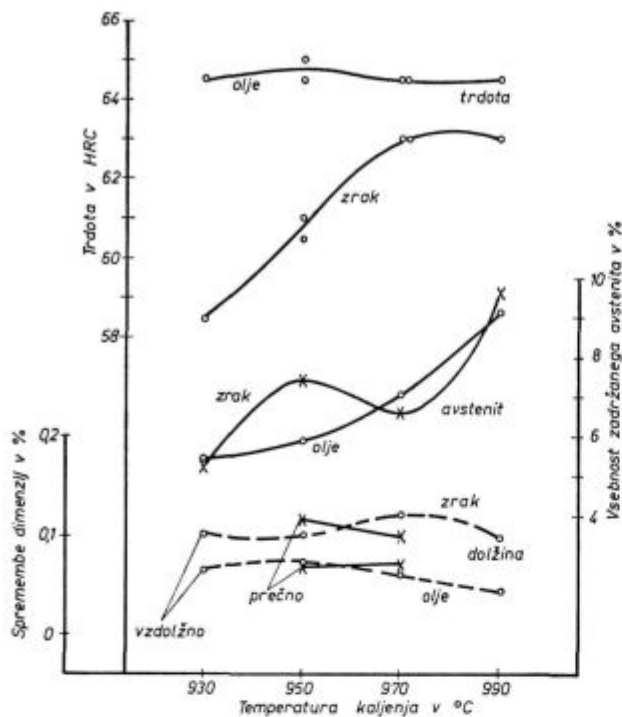


Slika 7  
 Č. 4840 (Merilo special), taline 4179, 5968 in 8052 vzdolžno,  
 epruveti 50 × 20 × 100 in Ø 30 × 100 mm  
 Spremembe mer, trdote in volumna pri kaljenju v olju



Slika 8  
 Č. 4840 (Merilo special), taline 4179, 5968 in 8052, epruveti  
 50 × 20 × 100 in Ø 30 × 100 mm  
 Celotne spremembe mer, trdote in volumna pri kaljenju  
 v olju in popuščanju

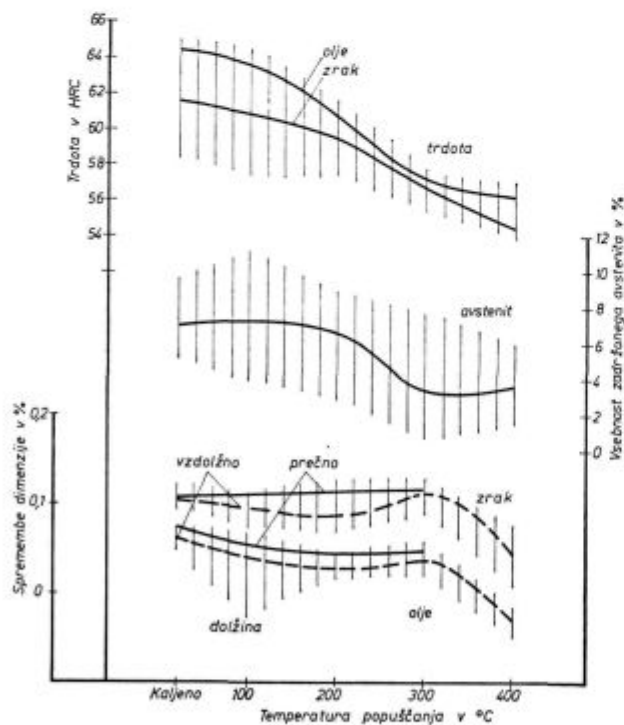
Slika 6  
 Č. 3840 (Merilo), talini 120 in 9912, epruveti 50 × 20 × 100 in  
 Ø 30 × 100 mm  
 Celotne spremembe mer, volumna, avstenita in trdote pri  
 kaljenju v olju in popuščanju



Slika 9

C. 4150 (OCR 12), talina 12600 vzdolžno in prečno, epruveta 50 × 20 × 100 mm

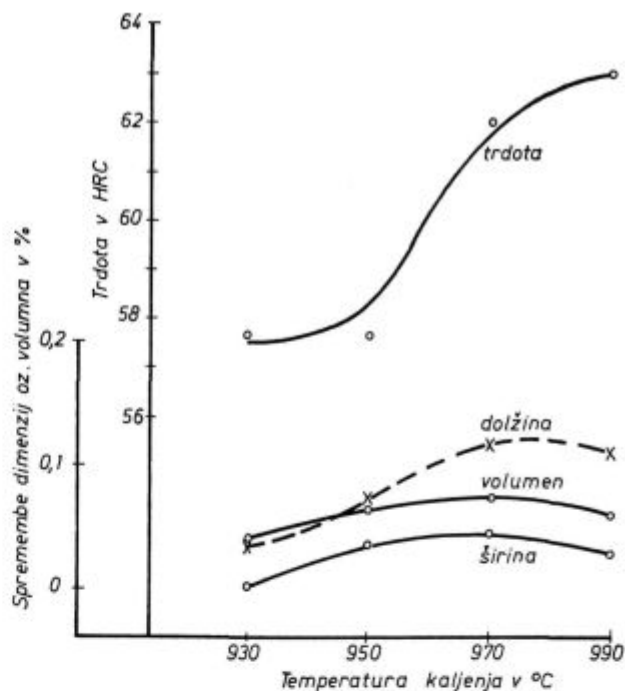
Spremembe mer, avstenita in trdote pri kaljenju v olju in na zraku



Slika 10

C. 4150 (OCR 12), talina 12600 vzdolžno in prečno, epruveta 50 × 20 × 100 mm

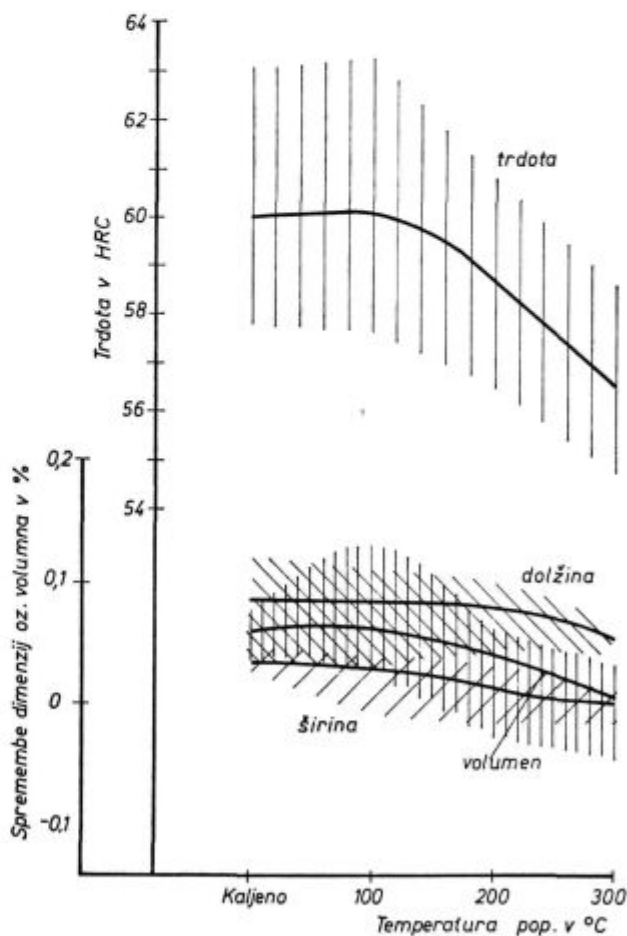
Celotne spremembe mer, avstenita in trdote pri kaljenju v olju in na zraku in popuščanju



Slika 11

C. 4750 (OCR 12 ekstra), talina 12505 vzdolžno, epruveta 50 × 20 × 100 mm

Spremembe mer, trdote in volumna pri kaljenju v olju

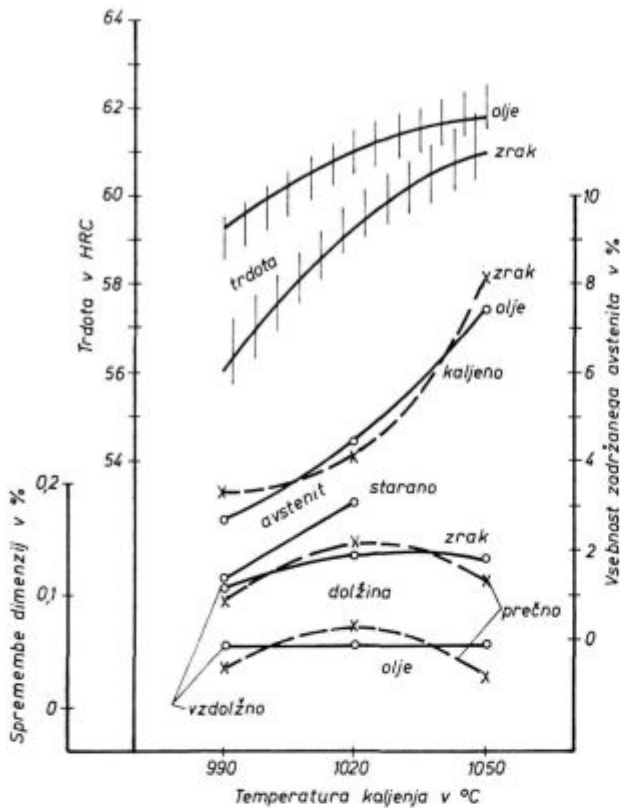


Slika 12

C. 4750 (OCR 12 ekstra), talina 12505, epruveta 50 × 20 × 100 mm

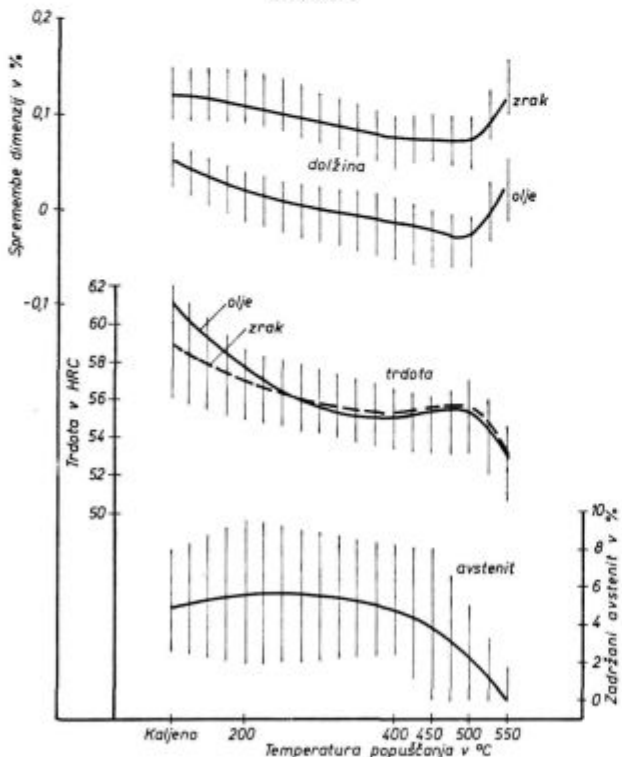
Celotne spremembe mer, trdote in volumna pri kaljenju v olju in popuščanju





Slika 13

Č. 4754 (CRV), talina 11425 vzdolžno in prečno, epruveta  $50 \times 20 \times 100$  mm  
Spremembe mer, avstenita in trdote pri kaljenju v olju in na zraku



Slika 14

Č. 4754 (CRV), talina 11425, epruveta  $50 \times 20 \times 100$  mm  
Celotne spremembe mer, avstenita in trdote pri kaljenju v olju in na zraku in popuščanju

## Literatura

1. Gudcov N. T.: Metalovedenie i termičeskaja obrabotka stali i čuguna, spravočnik, razdel XI, glava 48. Moskva, Metallurgizdat 1957 str. 1057—1060.
2. Frehser J. in O. Lowitzer: Vorgang der Massänderung bei der Wärmebehandlung von Werkzeugstählen. Stahl und Eisen (Düsseldorf) 77 (1957) str. 1221—1233.
3. Böhler — Stahl, Winke für den Härter.
4. Böcher D.: Formänderung bei der Wärmebehandlung von Werkzeugstählen. Das Industrieblatt, Bd. 63 (1963), str. 150—154.
5. Frehser J.: Anisotrope Massänderungen bei der Wärmebehandlung ledeburitischer Chrom — Werkzeugstähle. Archiv für das Eisenhüttenwesen (Düsseldorf) 24. Jg. (1953) H. 11/12 str. 483—495.
6. Bühler H in E. Herrmann: Zusammenhang zwischen Massänderungen und Eigenspannungen bei der Wärmebehandlung von Werkzeugstählen. Archiv für das Eisenhüttenwesen (Düsseldorf) 35. Jg. (1964) H. 11 str. 1089—1095.
7. Mülders O.: Massänderungen von Werkzeugstählen. Stahl und Eisen (Düsseldorf) 83 (1963) Nr. 1 str. 52—54.
8. Riedel J. Y.: Retained Austenite and Dimensional Stability. Metal Progress 1965 sept., str. 78—82.
9. Lement B. S., B. L. Averbach in M. Cohen: The Dimensional Stability of Steel, Part IV., Tool Steels. Transactions of the A. S. M., Vol. 41 (1949) str. 1061—1092.
10. Ceburkov A. K.: Izmenenie razmerov detalej pri termičeskoj obrabotke. Metalovedenie i termičeskaja obrabotka metallov (Moskva) 1965 No. 7 str. 55—57.
11. Valorinta V.: Stresses and deformations related to steel hardening. Metal treatment (London) Vol. 32 (1965) str. 332—329.
12. Schoeller — Bleckmann: Phönix Triumphator VM, projekt — poročilo.
13. Kajušnikov P. J.: Bezdeformacionnaja zakalka. Metalovedenie i termičeskaja obrabotka metallov (Moskva) 1963 No. 3 str. 28—33.
14. Kajušnikov P. J.: Deformacija stali pri zakalke i puti ee ustraneniya. Sovremenie splavi i termičeskaja obrabotka, Moskva, Mašgiz 1958 str. 194—215.
15. Rapatz F.: Die Edelmstähle. Berlin, Springer — Verlag 1951, str. 660—667.
16. Schottky: Diskussionbeitrag. Archiv für das Eisenhüttenwesen (Düsseldorf) 6. Jg. (1932) str. 376.
17. Houdremont E.: Handbuch der Sonderstahlkunde, Berlin, Springer — Verlag 1956, str. 321—323.
18. Geller J. A.: Instrumentalnie stali. Moskva, Metallurgizdat 1961, str. 120.
19. Močalkin: Deformacija stali pri termičeskoj obrabotke. Moskva, Vnitomaš — Mašgiz 1949.
20. Geller J. A.: Osnovnie puti umenšeniya deformacij instrumentov pri zakalke. Moskva, Mašgiz 1954.
21. Zvokelj J.: Uvajanje novih dilatometrijskih metod v kontroli jekel. Ljubljana, Metalurški inštitut, št. 675, 1969.
22. Gnamuš J.: Preizkušanje meroobstoynosti orodnih jekel, diplomsko delo, Ljubljana, 1961.

## ZUSAMMENFASSUNG

Die Massänderungen bei der Warmbearbeitung der Werkzeuge und der Gegenstände aus den Werkzeugstählen sind von verschiedenen Bedingungen abhängig. Diese Bedingungen werden hier nur auf Grund der Literaturangaben bearbeitet. Die Massänderungen bei der Warmbearbeitung sind sowohl von den Wärmespannungen, wie von den Gefügespannungen abhängig. Es ist mit der Warmausdehnung und Zusammenschrumpfung und der Volumenänderung beim Härten zu rechnen. Beim Härteprozess wird das gegliederte perlitische Gefüge in Austenit umgewandelt, welches ein viel kleineres spezifisches Volumen besitzt; beim Härten wird dieser Austenit in Martensit umgewandelt, welcher ein noch grösseres Volumen besitzt als der gegliederte Perlit. Die beim Härten vergrösserte Masse nehmen beim Nachlassen wieder ab, mit Ausnahme dieser Nachlassstemperatur, bei welcher der Restaustenit in Martensit umgewandelt wird. Diese Erscheinungen werden im grossen Ausmass von der Durchhärtung und der chemischen Zusammensetzung beeinflusst. Der Restaustenit kann durch das Härten bei niedrigen Temperaturen oder durch das Nach-

lassen abgebaut werden, oder es wird beim Nachlassen zusammen mit anderen Gefügebestandteilen stabilisiert, womit die Masshaltigkeit erreicht wird.

Die Massänderungswerte bei der Wärmebehandlung können aber für eine jede Form und jede Werkzeugabmessungen, so wie für einen jeden Stahl, für diese Werkzeuge, nicht verallgemeinert werden. Die Massänderungen müssen für jedes Werkzeug aus jedem Stahl einzeln erobert werden. Für die Bestimmung der Masshaltigkeit gibt es keine allgemein gültige Methode. Es werden hauptsächlich prismatische, flache zylindrische und sichelförmige Eprouvetten gebraucht.

Es wurden die Massänderungen an einigen Schmelzen der einheimischen Stahlsorten mit 0,9 % C + 2 % Mn + 0,1 % V, 2 % C + 12 % Cr und 1 % C + 10 % Cr + 1 % Mo + 0,25 % V mit der flachen Eprouvette 50 × 20 × 100 mm und mit der zylindrischen Eprouvette  $\varnothing$  30 × 100 mm untersucht. Die Abmessungen, der Volumen, die Härte und der Restaustenit wurden bestimmt.

## SUMMARY

Dimensional variation of tools and pieces made of tool steels in heat treatment depends on different parameters. In the paper analysis of these parameters basing on literature data is presented. The dimensional variation in heat treatment is influenced by thermal and structural stresses. Thermal expansion and shrinking, and volume change in quenching must be taken in account. During the quenching process the annealed pearlitic structure is transformed into austenite which has rather smaller specific volume; during quenching this austenite is transformed into martensite which has even bigger specific volume than annealed pearlite. Dimensions increased in quenching are in generally reduced during tempering, exception is the tempering temperature at which retained austenite is transformed into martensite. These phenomena are strongly influenced by the through quenchability and chemical composition of steels. The retained austenite can be elimi-

nated already during quenching down to very low temperatures, or by tempering, or it can be stabilized together with the other structures during tempering, and dimensional stability is thus obtained.

No values of dimensional variation in heat treatment can be generalized for every shape and tool dimension, and for every chosen steel for that tool. Dimensional variation must be checked for every tool and steel separately. No universal method exists for determination of dimensional stability. Mainly prismatic flat, cylindrical, and sickle-like test tubes are used.

Dimensional variation analyses with home-made steels of type 0,9 % C + 2 % Mn + 0,1 % V; 2 % C + 12 % Cr, and 1 % C + 10 % Cr + 1 % Mo + 0,25 % V were made using flat samples with dimensions 50 × 20 × 100 mm and a cylindrical sample  $\varnothing$  30 × 100 mm. Dimensions, volume, hardness and retained austenite were determined.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Изменение размер при термической обработке инструментов и предметов из инструментальной стали зависит от многих условий. В статье, на основании литературы эти условия рассмотрены. На изменение размер при термической обработке влияют тепловые а также и структурные напряжения. Надо учесть тепловое растяжение и усадку а также изменение объёма при закалке. При процессе закалки отожженная перлитная структура превращается в аустенит который имеет гораздо меньший удельный объём; во время закалки этот аустенит переходит в мартензит удельный объём которого ещё больше чем объём отожженного перлита. Увеличение размер при закалке уменьшается во время отпуска, с исключением той темп-ры отпуска при который задержанный аустенит превращается в мартензит. На эти явления сильно влияет прокаливаемость и химический состав стали. Задержанный аустенит можно удалить уже во время закалки при очень низких темп-рах, также с отпуском; его можно также стабилизиро-

вать с другими структурами при отпуске, при чём достигается размерность. Ни одну из величин изменения размер при термической обработке нельзя взять за общепринятость за каждую форму и размер инструмента, также и за выбор стали для инструмента.

Изменение размер надо освоить для каждого инструмента и каждый сорт стали отдельно. Для определения размерности не существует никакой универсальный метод. В большинстве случаев употребляются призматические плиточные, валиковые и серповидные образцы.

Испытали изменения размер на некоторых плавках домашних сталей сорта 0,9 % C + 2 % Mn + 0,1 % V, 2 % C + 12 % Cr и 1 % C + 10 % Cr + 1 % Mo + 0,25 % V с плиточным образцом 50 × 20 × 100 мм и с валиковым образцом  $\varnothing$  30 × 100 мм. Определены размеры, объём, твёрдость и задержанный аустенит.

## Raziskave vplivov na dimenzije in druge lastnosti ulitkov iz nodularne litine

Članek obravnava določanje linearnega in volumskega skrčka, ter velikost lunckerja pri nodularni litini. Namen naloge je v ugotavljanju vplivov na zgoraj navedene lastnosti. Skupno je bilo zasledovanih 23 spremenljivk, ki vplivajo na lastnosti nodularne litine. Rezultati so bili statistično obdelani na računalniku Zuse-23 in so podani v nomogramih.

### UVOD

V livarstvu se poleg kvalitete postavljajo vedno večje zahteve za točnost dimenzij ulitkov. Da bi to dosegli je potrebno poznati vse tiste spremenljivke, ki vplivajo na dimenzije ulitkov, to pa so predvsem linearni in volumski skrček in velikost lunckerja. Raziskovali smo vse možne spremenljivke, ki bi lahko vplivale na zgornje lastnosti nodularne litine. Skupno smo zasledovali 23 spremenljivk pri 30 šaržah. Zasledovali smo naslednje spremenljivke: kemično analizo, natezno trdnost, raztezek, linearni in volumski skrček, trdoto, metalografsko strukturo; vse v ulitem in žarjenem stanju ter velikost lunckerja in temperaturo ulivanja.

Da bi ugotovili vpliv debeline stene ulitka smo linearni skrček, trdoto in metalografsko strukturo določali na treh različnih debelinah vzorcev in sicer 10, 25 in 50 mm. Zaradi sigurnosti smo vse spremenljivke določevali v paralelkih.

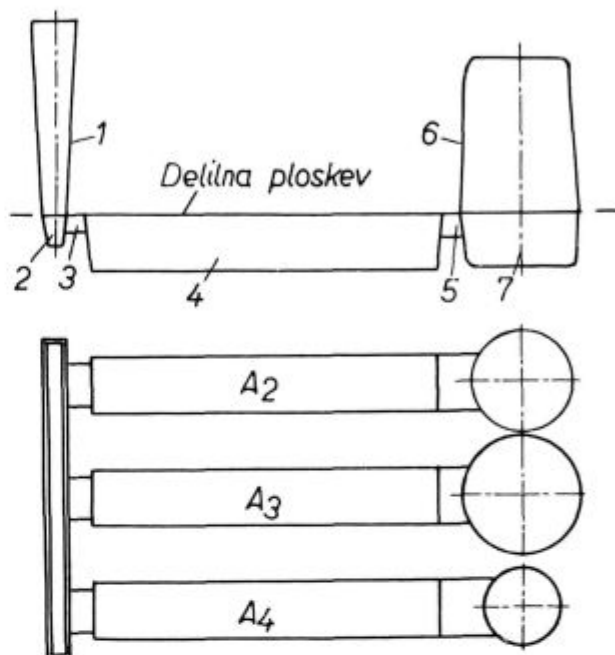
Zbrane podatke smo obdelali po različnih metodah statistične obdelave. Za nekatere spremenljivke smo napravili analizo distribucije, da bi ugotovili ali imajo normalno ali nenormalno porazdelitev. Za linearni skrček in trdoto smo napravili analizo variance in sicer tako, da smo iskali razlike v surovem in feritiziranem stanju pri debelinah vzorcev 10, 25 in 50 mm. Glavni namen naloge je bil ugotoviti, kako vplivajo različne spremenljivke na nekatere lastnosti nodularne litine. V ta namen smo napravili 25 analiz regresije. Rezultati analize regresije so podani v diagramih in nomogramih.

### DOLOČEVANJE SPREMENLJIVK

#### 1. Linearni skrček

Za določevanje linearnega skrčka smo izbrali poseben model, katerega načrt je prikazan na sliki 1.

Vzorci so 300 mm dolgi, 50 mm široki, imajo pa tri različne debeline 10, 25 in 50 mm. Mere za posamezne pozicije so podane v tabeli 1.



Slika 1  
 Model za določanje linearnega skrčka

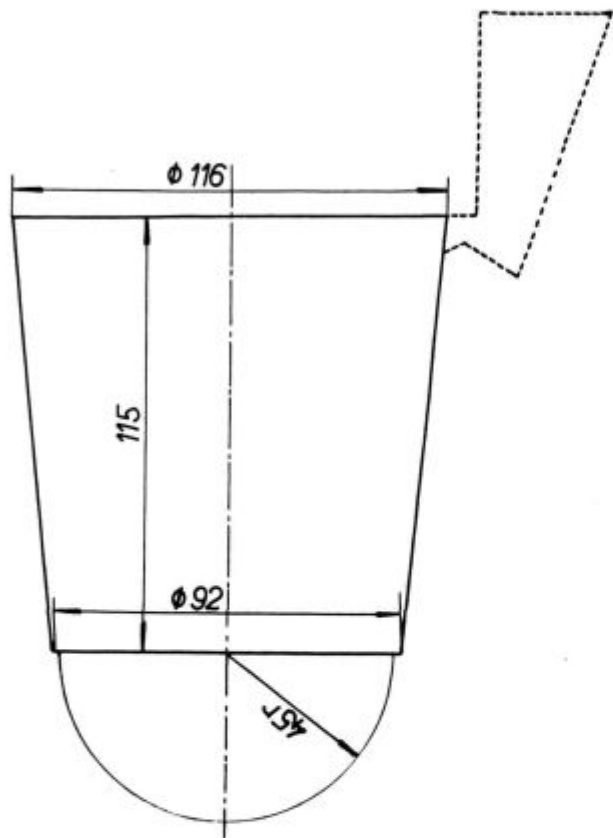
Tabela 1 — Mere (v mm) za posamezne pozicije na sliki 1

Pozicija	Oznaka in mere (v mm)
1	premer 27,5
2	21 × 27 × 275
3	za A1: 15 × 40 za A2: 7,5 × 40 za A3: 3 × 40
4	za A1: 50 × 50 × 300 za A2: 25 × 50 × 300 za A3: 10 × 50 × 300
5	za A1: 35 × 50 za A2: 15 × 50 za A3: 5 × 50
6	za A1: 100 Ø × 160 za A2: 80 Ø × 160 za A3: 60 Ø × 160
7	za A1: 100 Ø × 50 za A2: 80 Ø × 25 za A3: 60 Ø × 10

Linearni skrček smo določali na vzorcih z napajalnikom na dolžini 300 mm na ta način, da smo merili dolžino forme in dolžino ulitka ter potem iz razlike obeh dolžin izračunali procent krčenja. Linearni skrček smo določili na probah v ulitem in feretiziranem stanju.

## 2. Volumski skrček

Volumski skrček smo določali s pomočjo modela prikazanega na sliki 2.



Slika 2  
Model za določanje volumskega skrčka

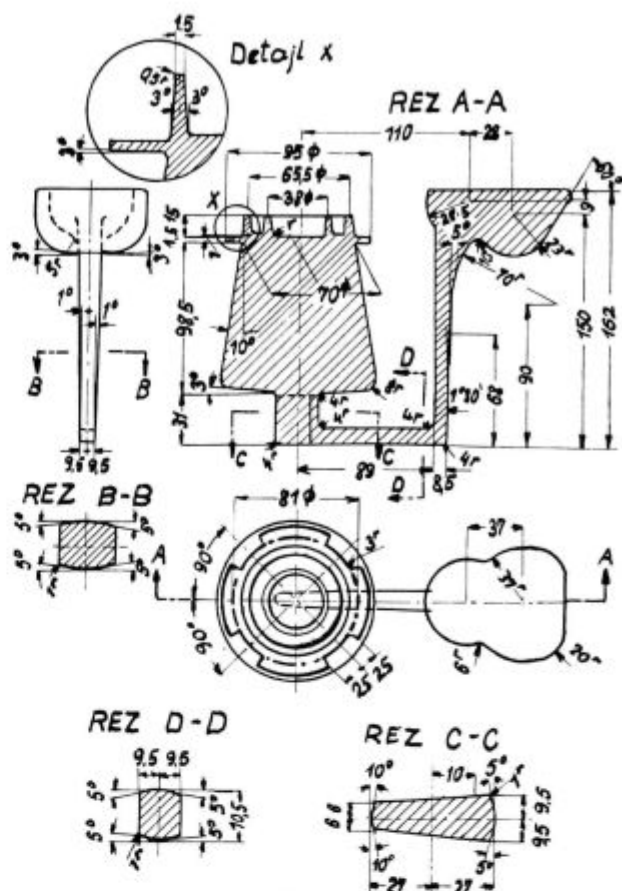
Volumski skrček smo določili na ta način, da smo merili volumen forme in volumen ulitka. Volumen ulitka smo določili iz teže ulitka in specifične teže, ki smo jo za vsak ulitek posebej izmerili s piknometrično metodo.

## 3. Velikost lunke

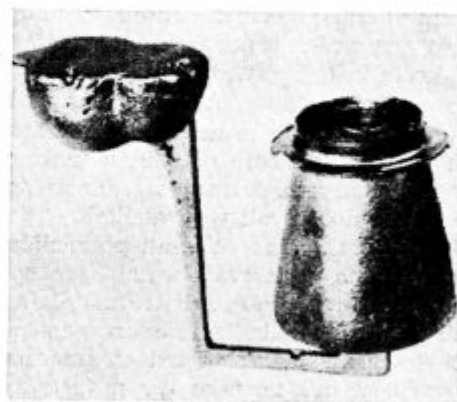
Za določanje velikosti lunke smo izbrali model, katerega načrt je prikazan na sliki 3.

Ulitek in prerez skozi vlietek za določanje velikosti lunke prikazujeta sliki 4 in 5.

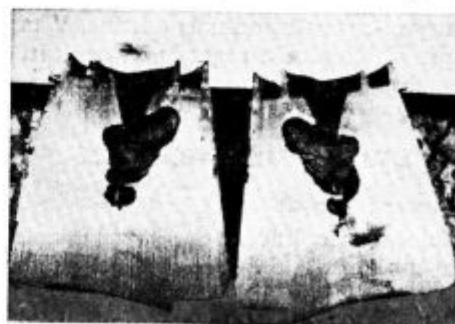
Velikost lunke smo merili na ta način, da smo iz birete spuščali tekočino v lunko toliko časa, da ga je napolnila do spodnjega roba hladilnih reber, ki so vidna na sliki 5. Velikost lunke smo na ta način določili v (ml) oziroma v (cm<sup>3</sup>).



Slika 3  
Model za določanje velikosti lunke



Slika 4  
Ulitek za določanje velikosti lunke



Slika 5  
Prerez skozi ulitek za določanje velikosti lunke

#### 4. Določevanje ostalih spremenljivk

a) Natezno trdnost in raztezek smo določali na epruvetah, ki smo jih izrezali iz Y-prob. Obe lastnosti smo izmerili na surovih in feritiziranih vzorcih v dveh paralelkah.

b) Trdoto smo merili na 10, 25 in 50 mm debelih surovih in feritiziranih vzorcih v dveh paralelkah. Trdoto smo določili po Brinellu.

c) Pri metalografski strukturi smo določali osnovno strukturo, velikost grafita in količino cementita. Metalografsko strukturo smo določali na vzorcih debeline 10, 25 in 50 mm po internih tabelah Železarne Store, ki so prilagojene ASTM-normam.

d) Temperaturo smo merili z optičnim pirometrom.

Vzorci za določanje posameznih spremenljivk v feritiziranem stanju smo žarili po naslednjem režimu: 3<sup>h</sup> na 920<sup>o</sup> C, 3<sup>h</sup> na 720<sup>o</sup> C in jih ohlajali v peči.

Tabela 2

Oznaka	Naslov spremenljivke	Omejitev
x <sub>1</sub>	C %	3.50 — 3.80
x <sub>2</sub>	Si ‰	2.21 — 2.93
x <sub>3</sub>	Mn ‰	0.11 — 0.29
x <sub>4</sub>	P %	0.031 — 0.064
x <sub>5</sub>	S %	0.003 — 0.032
x <sub>6</sub>	Mg %	0.034 — 0.120
x <sub>8</sub>	σ surov (kp/cm <sup>2</sup> )	46,8 — 69,3
x <sub>9</sub>	δ surov (%)	2 — 17,7
x <sub>10</sub>	σ feritiziran (kp/cm <sup>2</sup> )	38,7 — 48,2
x <sub>11</sub>	δ feritiziran (%)	14 — 19
x <sub>12</sub>	velikost lunkeja v (ml)	5,6 — 14,3
x <sub>13</sub>	volumski skrček (%)	2,4 — 7,1
x <sub>14</sub>	temperatura ulivanja (°C)	1230 — 1340
x <sub>15</sub>	debelina probe (mm)	10 — 50
x <sub>16</sub>	trdota v surovem stanju (HB)	161 — 255
x <sub>17</sub>	trdota v feritiziranem stanju (HB)	150 — 148
x <sub>18</sub>	linearni skrček v surovem stanju (%)	0,05 — 0,92
x <sub>19</sub>	linearni skrček v feritiziranem stanju (%)	0,21 — 0,52
x <sub>20</sub>	velikost grafita v surovem stanju (1 — 6)	3 — 5
x <sub>21</sub>	velikost grafita v feritiziranem stanju (1 — 6)	3 — 5
x <sub>22</sub>	količina ferita v surovem stanju (0 — 100 %)	5-20 — 98
x <sub>23</sub>	količina ferita v feritiziranem stanju (0 — 100 %)	85 — 100

$$X_0 = \frac{X_1}{4,23 - 0,312 X_2 - 0,33 X_4 + 0,066 X_5}$$

#### STATISTIČNA OBDELAVA PODATKOV

##### 1. Podatki in naslovi spremenljivk

Skupno smo zasledovali 23 spremenljivk. Rezultati dobljeni s statistično obdelavo veljajo z omejitvami, to je v mejah, v katerih se gibljejo spremenljivke. Naslove spremenljivk in omejitve podaja tabela 2.

##### 2. Analiza porazdelitve

Namen analize porazdelitve je bil, da ugotovimo, katere spremenljivke imajo normalno, katere pa nenormalno porazdelitev. Poleg tega smo z analizo porazdelitve ugotovili povprečne vrednosti, standardno deviacijo in variacijski koeficient.

Izdelali smo 15 analiz porazdelitve.

Normalno porazdelitev imajo sledeče spremenljivke:

x <sub>1</sub> — C %	$\bar{x}_1 = 3,7 \%$	$s = 0,1 \%$	$V = 2,7 \%$
x <sub>2</sub> — Si ‰	$\bar{x}_2 = 2,54 \%$	$s = 0,17 \%$	$V = 6,8 \%$
x <sub>3</sub> — Mn ‰	$\bar{x}_3 = 0,20 \%$	$s = 0,047 \%$	$V = 24 \%$
x <sub>4</sub> — σ surov (kp/cm <sup>2</sup> )	$\bar{x}_4 = 56,3$	$s = 8,2$	$V = 14,5 \%$
x <sub>10</sub> — σ ferit. (kp/cm <sup>2</sup> )	$\bar{x}_{10} = 44,4$	$s = 2,25$	$V = 5,07 \%$
x <sub>11</sub> — δ ferit. (%)	$\bar{x}_{11} = 17,2$	$s = 0,95$	$V = 5,5 \%$
x <sub>17</sub> — HB v ferit. stanju	$\bar{x}_{17} = 9,0$	$s = 2,15$	$V = 23,8 \%$
x <sub>12</sub> — velikost lunkeja (cm <sup>3</sup> )	$\bar{x}_{12} = 1290$	$s = 29$	$V = 2,25 \%$
x <sub>14</sub> — Temp. ulivanja (°C)	$\bar{x}_{14} = 169$	$s = 8,8$	$V = 5,2 \%$

Nenormalne so sledeče porazdelitve:

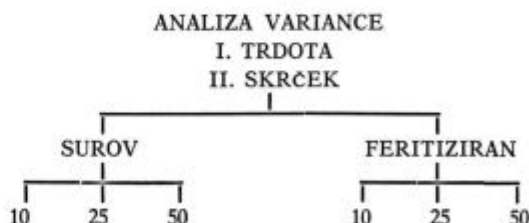
- x<sub>4</sub> — P %
- x<sub>5</sub> — S %
- x<sub>6</sub> — Mg %
- x<sub>9</sub> — δ surov (%)
- x<sub>13</sub> — volumski skrček (%)
- x<sub>16</sub> — trdota v surovem stanju (HB)

Vpliv nekaterih spremenljivk, ki imajo nenormalno porazdelitev lahko zmanjšamo na ta način, da jim omejimo maksimalni vrednosti, do katerih naj se gibljejo. Za fosfor in žveplo je na primer potrebna naslednja omejitev: P<sub>max</sub> = 0,050 %, S<sub>max</sub> = 0,020 %.

##### 3. Analiza variance

Analizo variance smo izvršili za trdoto in linearni skrček zato, da bi ugotovili pomembnost razlik med surovimi in feritiziranimi vzorci debeline 10, 25 in 50 mm.

Shema analize variance je bila sledeča



Z 99,9 % statistično gotovostjo smo ugotovili pomembne razlike trdot med vzorci debeline 10 in 25 mm tako pri surovem, kakor tudi pri feritiziranem stanju. V feritiziranem stanju so trdote vzorcev 10 mm povprečno za 9,5 HB višje od trdot vzorcev 25 mm. Ta razlika je pri vzorcih v surovem stanju znatno večja in znaša 24 HB. Razlike trdot med vzorci 25 in 50 mm niso bistveno različne tako v surovem kakor v feritiziranem stanju. Trdote so v feritiziranem stanju bistveno bolj enakomerne kakor v surovem stanju. To je razvidno tudi iz analize porazdelitve saj ima trdota vzorcev v surovem stanju nenormalno, v feritiziranem stanju pa normalno porazdelitev. Zato je razumljivo, da so v feritiziranem stanju manjše povprečne razlike statistično pomembnejše.

Za skrčec velja z 99 %-no gotovostjo, da so skrčki pri vseh debelinah vzorcev pomembno različni, razen v surovem stanju, kjer je pomembna le razlika skrčka med vzorci debeline 10 in 25 mm. V surovem stanju je povprečna razlika med vzorci 10 in 25 mm 0,30 %. Pri feritiziranih vzorcih pa so razlike v skrčku naslednje:

med vzorci 10 in 25 mm . . .	0,15 %
med vzorci 10 in 50 mm . . .	0,31 %
med vzorci 25 in 50 mm . . .	0,16 %

#### 4. Analiza regresije

Da bi ugotovili, kako vplivajo določene spremenljivke na nekatere lastnosti nodularne litine, smo napravili 25 analiz regresije. Rezultati analiz regresije so prikazani v nomogramih, na katerih so izpisane tudi vrednosti za  $R^2$  — koeficient determinacije,  $R$  — koeficient korelacije ali regresije,  $S_y$  — napaka,  $\alpha$  — koeficient gotovosti odvisnosti. Poleg tega je na nomogramu napisan tudi program analize regresije.

Pri ugotovitvah analize regresije moramo upoštevati omejitve, ki so navedene v tabeli 2, ker veljajo rezultati le v območju, ki je bilo analizirano in tega ne moremo samovoljno razširiti in rezultatov z zaključki posplošiti.

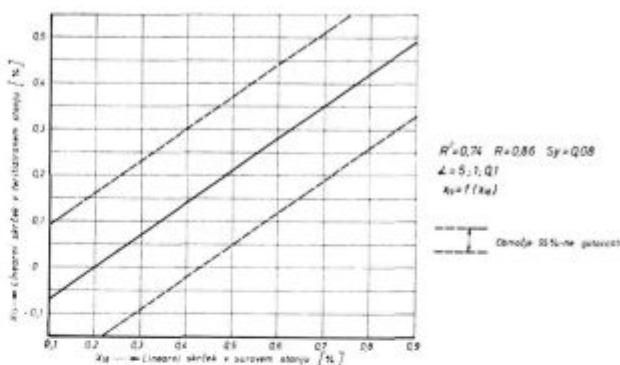
Glavni namen analize regresije je bil v ugotavljanju, od katerih vplivov so odvisni

- linearni skrček v surovem ( $x_{18}$ ) in feritiziranem ( $x_{19}$ ) stanju,
- volumski skrček ( $x_{13}$ ) in
- velikost lunkeja ( $x_{12}$ ).

Napravili smo tudi nekaj samostojnih analiz regresije za nekatere najvažnejše ostale lastnosti nodularne litine.

##### 4.1. Linearni skrček v feritiziranem stanju ( $x_{19}$ )

4.11 Najprej smo ugotavljali jakost medsebojne odvisnosti linearnega skrčka v surovem ( $x_{18}$ ) in feritiziranem stanju ( $x_{19}$ ). Rezultat analize regresije je prikazan z  $\alpha = 0,1$  in območjem 95 % trosenja z diagramom št. 17 na sliki 6.

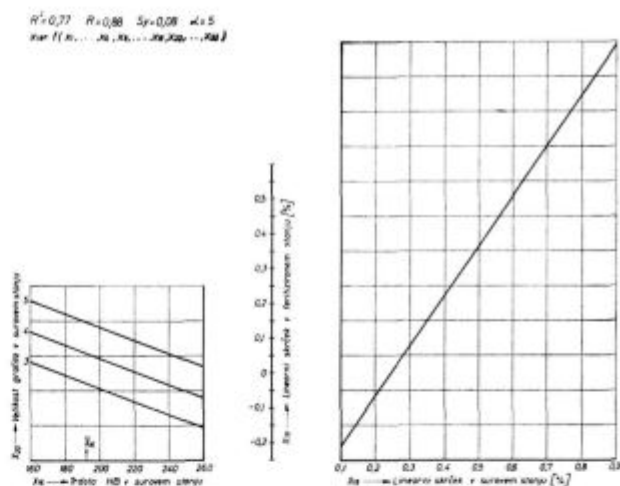


Slika 6

4.12 Pri iskanju vplivov na linearni skrček v feritiziranem stanju je bila planirana regresija z 21 spremenljivkami. Od upoštevanih spremenljivk s 95 %-no gotovostjo vplivajo le

- $x_{16}$  — trdota v surovem stanju (HB)
- $x_{20}$  — velikost grafita v surovem stanju (1—6) in
- $x_{18}$  — linearni skrček v surovem stanju (%).

Ta regresija prikazana na sliki 7 potrjuje odvisnost, ki je prikazana na sliki 6, dodatno pa je upoštevan vpliv  $x_{16}$  in  $x_{20}$ . Koeficient determinacije je izredno visok  $R^2 = 0,77$  in napaka  $S_y = 0,08$  razmeroma majhna.



Slika 7

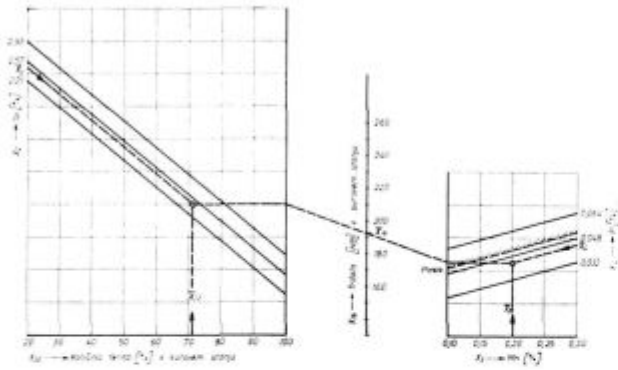
Iz nomograma vidimo, da poleg linearnega skrčka v surovem stanju na linearni skrček v feritiziranem stanju vplivata še velikost grafita in trdota v surovem stanju. Za te tri vplivne faktorje pogledajmo dalje od česa so ti odvisni.

##### 4.13 Trdota (HB) v surovem stanju ( $x_{16}$ )

Nomogram številka 11 na sliki 8 prikazuje, da je trdota v surovem stanju odvisna od

- $x_2$  — Si %
- $x_3$  — Mn %
- $x_4$  — P %
- $x_{22}$  — količina ferita (%) v surovem stanju.

W=0,01 W=0,02 Sp=28 d=5  
 $K_{12}/F_{12} = K_1, K_2, K_3, K_4, K_5, K_6, K_7$



Slika 8

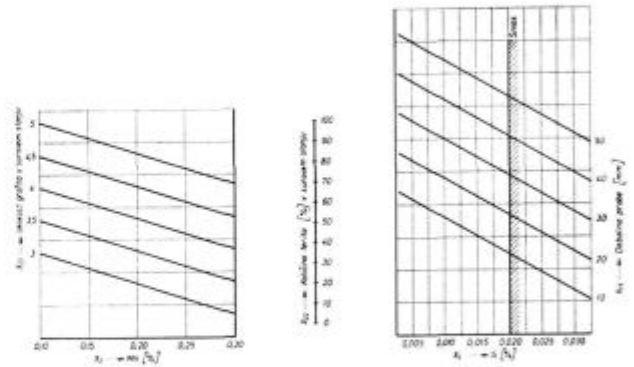
Pri analizi distribucije smo ugotovili, da ima trdota surovih vzorcev nenormalno porazdelitev. Od vplivnih faktorjev na trdoto imata silicij in mangan normalno porazdelitev in zato s spreminjanjem teh dveh ni pričakovati učinkovitih ukrepov. Fosfor pa ima nenormalno porazdelitev. Pri % P je treba ustrezno ukrepati in ga omejiti  $P = \max. 0.050 \%$ , kar je popolnoma realno in bi ugodno vplivalo na zmanjšanje trosenja trdote vzorcev v surovem stanju.

Če sedaj vpliv silicija, mangana in fosforja zanemarimo z ozirom, da imajo normalno porazdelitev oziroma, da jih držimo v navedenih mejah, lahko njihov vpliv v glavnem zanemarimo in upoštevamo le odvisnost na diagramu številka 12 na sliki 9, ki je linearna z območjem razsipanja 95 %. Ugotovljena odvisnost je sigurna z 99,9 %-no gotovostjo in visokim koeficientom determinacije  $R^2 =$

$= 0,76$ . Seveda moramo pri tem diagramu ugotoviti od česa je odvisna količina ferita v surovem stanju.

Te informacije dobimo iz nomograma št. 20 na sliki 10.

W=0,01 W=0,02 Sp=14 d=5  
 $K_{12}/F_{12} = K_1, K_2, K_3, K_4, K_5, K_6, K_7$

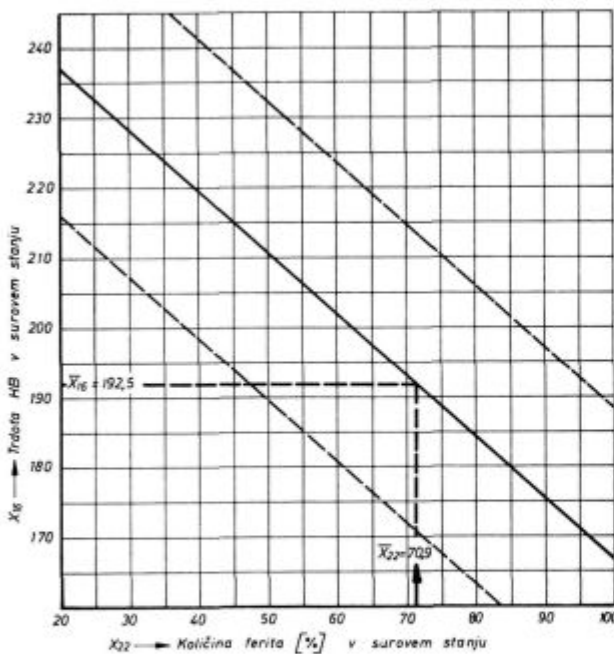


Slika 10

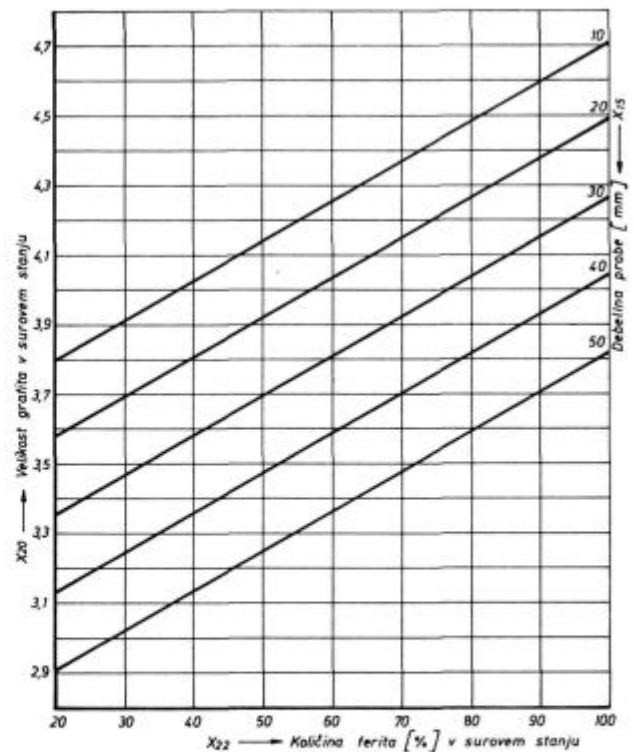
Na količino ferita v surovem stanju vplivajo mangan, fosfor, žveplo, debelina vzorca in velikost grafitu. Za mangan smo že ugotovili, da ima v mejah 0,10 do 0,30 % normalno porazdelitev. Pri vsebnosti % S ugotavljamo zelo nenormalno porazdelitev. Potrebna in realno dosegljiva je omejitev  $S = \max. 0.020 \%$ .

Zelo močno vplivata na količino ferita v surovem stanju

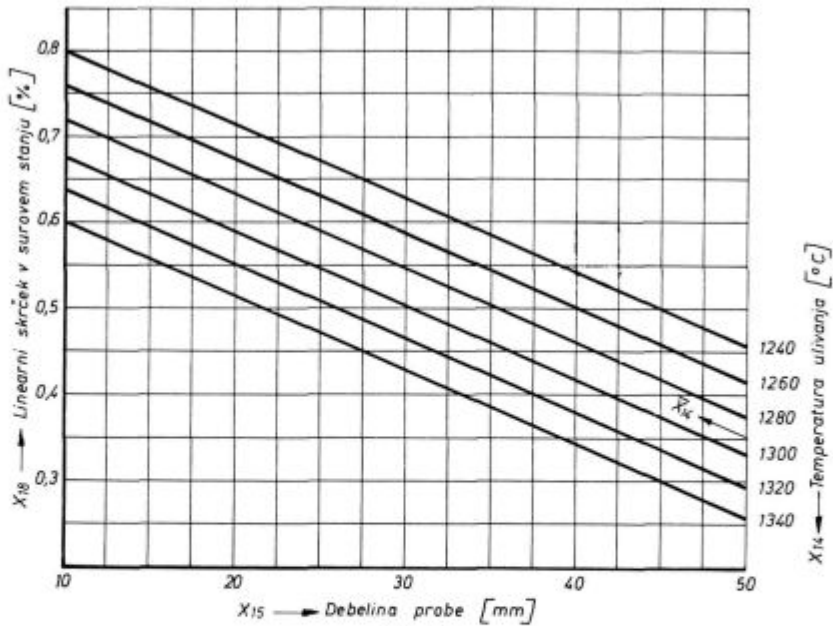
$X_{15}$  — debelina probe, kar predstavlja važen praktični podatek,



Slika 9



Slika 11



Slika 12

$x_{20}$  — velikost grafita v surovem stanju, katero bomo obravnavali v naslednji točki 4.14.

#### 4.14 Velikost grafita v surovem stanju ( $x_{20}$ )

Nomogram št. 19 na sliki 11 kaže, da je tudi velikost grafita v surovem stanju močno odvisna od debeline probe.

Iz nomograma št. 20 na sliki 10 smo videli, da velikost grafita vpliva na količino ferita v surovih vzorcih; na nomogramu št. 19 na sliki 11 pa je prikazan obratni vpliv, tako da je potrjena močna medsebojna odvisnost.

V surovem stanju je treba kontrolirati velikost grafita, še bolj pa količino ferita za informacijo za vstop v nomograme na slikah 7, 10 in 11.

#### 4.15 Linearni skrček v surovem stanju ( $x_{18}$ )

Na nomogramu na sliki 12 vidimo, da je linearni skrček v surovem stanju odvisen predvsem od debeline probe in temperature ulivanja. S temi podatki imamo dobro orientacijo za predvidevanje linearnega skrčka.

#### 4.16 Zaključek

Za ugotavljanje linearnega skrčka v feritiziranjem stanju je najugodnejši nomogram št. 16 na sliki 7 ter kot pomožni nomogrami št. 12, 15 in 20 na slikah 9, 12 in 10.

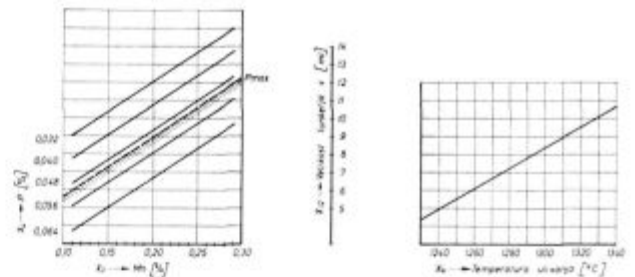
Za ugotavljanje linearnega skrčka v surovem stanju zadostuje nomogram št. 15 na sliki 12.

#### 4.2 Volumski skrček ( $x_{13}$ )

Analiza regresije za volumski skrček ima tako majhen koeficient determinacije  $R^2 = 0,07$ , da ni majhen praktičnega pomena.

#### 4.3 Velikost lunkeja ( $x_{12}$ )

Iz nomograma št. 8 na sliki 13 vidimo, da na velikost lunkeja vplivajo mangan, fosfor in temperatura ulivanja.

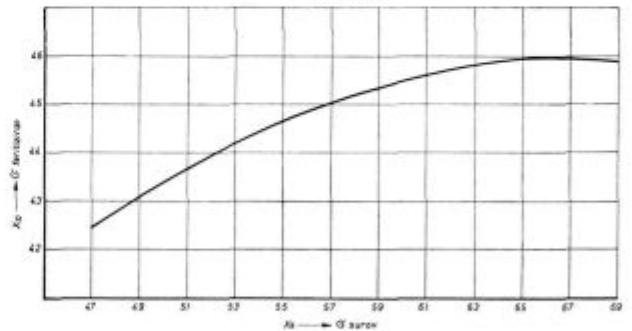


Slika 13

#### 4.4 Samostojne regresije

Napravili smo več samostojnih analiz regresije. V naslednji točki navajam nekatere z najvišjimi koeficienti determinacije, ki pa so obenem tudi zelo zanimive.

$$R^2 = 0,37 \quad R = 0,61 \quad S_y = 1,8 \quad n = 5 \\ x_{13} = f(x_2)$$



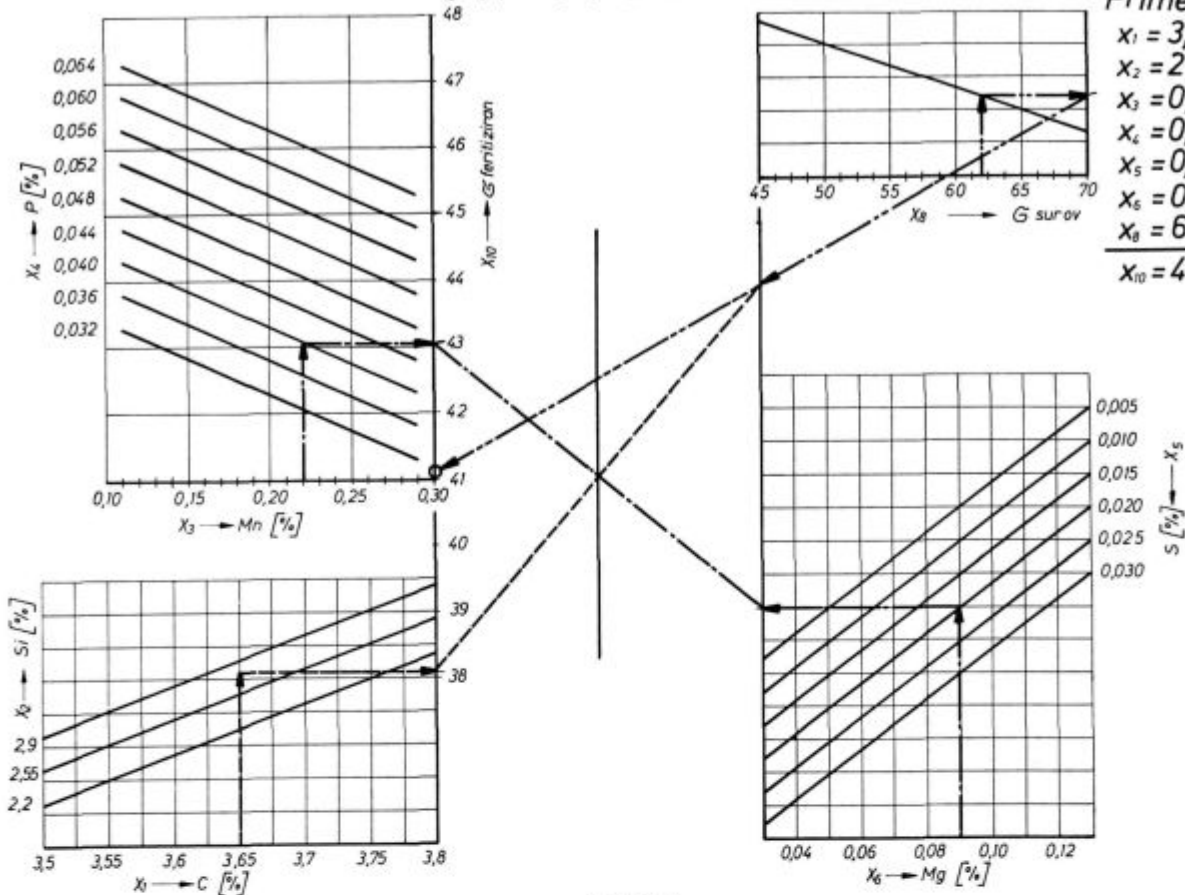
Slika 14



$$R^2=0,74 \quad R=0,86 \quad S_y=1,2 \quad d=5$$

$$X_{10}=f(X_1, \dots, X_6, X_8, X_{10}, X_{15}, X_{16}, X_{20}, \dots, X_{23})$$

Primer:  
 $x_1 = 3,65$   
 $x_2 = 2,8$   
 $x_3 = 0,22$   
 $x_4 = 0,040$   
 $x_5 = 0,020$   
 $x_6 = 0,09$   
 $x_8 = 62$   
 $x_{10} = 41$



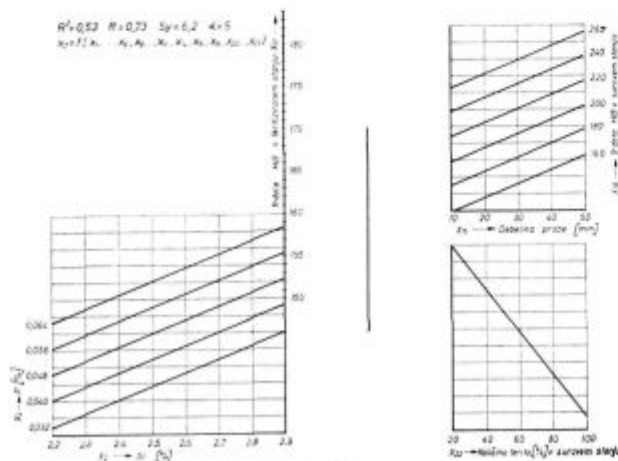
Slika 15

#### 4.41 Natezna trdnost (kp/cm<sup>2</sup>) v feritiziranem stanju (x<sub>8</sub>)

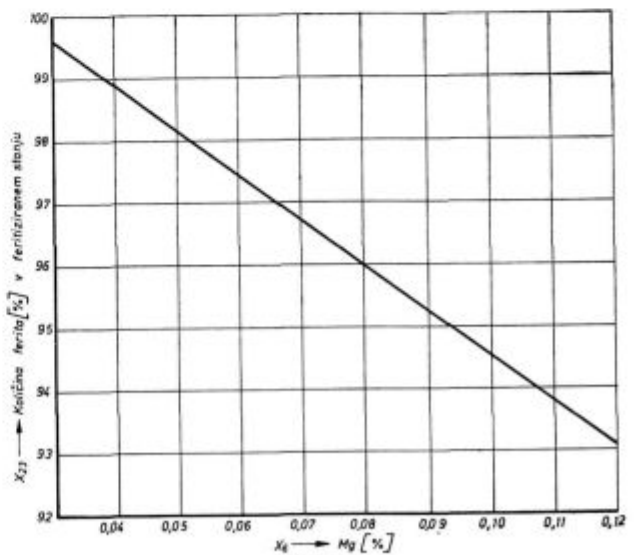
Medsebojno odvisnost natezne trdnosti surovih in žarjenih prob kaže diagram na sliki 14.

Nomogram na sliki 15 kaže odvisnost vseh spremljivk, ki vplivajo na natezno trdnost prob v feritiziranem stanju. Vidimo, da poleg natezne trdnosti probe v surovem stanju vplivajo na natezno trdnost v feritiziranem stanju še kemična analiza in sicer vsebnost C, Si, Mn, P, S in Mg.

- $x_1$  — C = 3.65 %
- $x_2$  — Si = 2.80 %
- $x_3$  — Mn = 0.22 %
- $x_4$  — P = 0.040 %
- $x_5$  — S = 0.020 %
- $x_6$  — Mg = 0.090 %
- $x_8$  —  $\sigma = 62,0$  kp/cm<sup>2</sup>



Slika 16



Slika 17

To je primer, ki je urisan v nomogramu in služi za lažjo orientacijo. Z znano kemično analizo in natezno trdnostjo ulitka v surovem stanju lahko natezno trdnost v feritiziranem stanju točno določimo in znaša v gornjem primeru  $\sigma = 41,0 \text{ kp/cm}^2$ .

#### 4.42 Trdota (HB) vzorcev v feritiziranem stanju ( $x_{17}$ )

Iz nomograma na sliki 16 vidimo, da na trdoto vzorcev v feritiziranem stanju vplivajo

- $x_{16}$  — trdota (HB) v surovem stanju
- $x_{22}$  — količina ferita (%) v surovih vzorcih
- $x_4$  — P %
- $x_2$  — Si % in
- $x_{15}$  — debelina probe (mm).

S pomočjo teh spremenljivk lahko določimo trdoto feritiziranih vzorcev.

#### 4.43 Količina ferita (%) v feritiziranih vzorcih ( $x_{23}$ )

Od vseh spremenljivk, za katere smo iskali vpliv na količino ferita v feritiziranih vzorcih, bistveno vpliva le procent magnezija. To odvisnost kaže diagram na sliki 17.

Pri statistični obdelavi rezultatov, pripravi programa in urejanju rezultatov sta sodelovala inž. Jože Rodič in inž. Boštjan Rode iz Železarne Ravne.

#### Literatura

1. E. V. Rajakowics, R. Ebner: Kennzahlen für das Schwindungsverhalten von Gusseisen mit Kugelgraphit, Nr. 1, 1968, str. 1—4
2. M. Barbero, D. Fortino: Blei als Verunreinigung im Gusseisen und als Ursache für Lunckerfehler in Gußstücken Nr. 6, 1968,
3. E. Piwowarsky: Hochwertiger Grauguss; S. Springer, 1929, S. 287

## ZUSAMMENFASSUNG

Im Artikel wird die Bestimmung des linearen und kubischen Schrumpfkoeffizienten und die Größe des Lunkers im Sphäroguss behandelt. Der Sinn dieser Aufgabe war, die Einflussfaktoren auf die obengenannten und auch andere Eigenschaften des Sphärogusses festzustellen. Für die Bestimmung des linearen und kubischen Schrumpfkoeffizienten und der Lunckergröße wurden Modelle ausgefertigt.

Im gzen wurden 23 Variablen verfolgt, und zwar die chemische Analyse, der lineare und kubische Schrumpfkoeffizient,

die Lunckergröße, die Giestemperatur, die Festigkeit, Dehnung, das Gefüge, alles an unbehandelten und ferritisierten Proben.

Die Daten wurden statistisch ausgewertet. Am bedeutendsten ist die Regresionsanalyse, welche uns viele praktische Daten angeboten hat. Der Suche nach den Einflüssen auf den linearen Schrumpfkoeffizienten war besonderer Wert gelegt.

Die Ergebnisse der Regresionsanalyse sind in Diagrammen und Nomogrammen wiedergegeben.

## SUMMARY

The paper describes the ways of determination of linear and volume shrinkage, and of shrink hole size in spheroidal graphite cast iron. Task of the project was to determine the parameters influencing the previously mentioned, and the other properties of spheroidal graphite cast iron. Special models were made for determination of linear and volume shrinkage, and of the shrink hole size.

Twenty-three parameters were analyzed as: chemical analysis, linear and volumetric shrinkage, shrink hole size,

casting temperature, tensile strength, deformation, metallographic structure of all rough and ferritized samples.

Data were statistically analyzed by different methods of statistic analysis. Analyses of regression which gave a lot of practical results are the most important. A special stress was given to the studies of parameters influencing the linear shrinkage.

Results of analyses of regression are given in diagrams and nomograms.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Рассмотрено определение линейного и объемного усадки и величины усадочной раковины при изделиях литейного производства с шаровидным графитом. Поставлена задача определить влияния на упомянутое и указать на остальные свойства литейного с шаровидным графитом. Для определения линейного и объемного усадка и величины усадочной раковины были приготовлены специальные модели.

Суммарно исследовали 23 переменных величин, между ними: химический анализ, линейный и объемный усадок, величина уса-

дочной раковины, температура литья, прочность на растяжение, растяжение, металлографическая структура, все на сырых и ферритизированных образцах. Данные рассмотрены различными методами статистического анализа. Один из самых важных анализ регрессии при помощи которого получено много практических данных. На первом плане исследования: определить влияния на линейный усадок. Результаты анализа регрессии приведены при помощи диаграмм и номограмм.

## Študij razkroja CO med redukcijo železovih oksidov z njim

Redukcijo železovih rud s CO spremlja pri temperaturah pod 600° C in nad 400° C intenziven razkroj CO. Pri tem nastaja »razkrojni« ogljik, ki se vseda v porah rude. Delo obravnava pogoje nastajanja razkrojnega ogljika, njegov vpliv na potek redukcije in sodelovanje v njej.

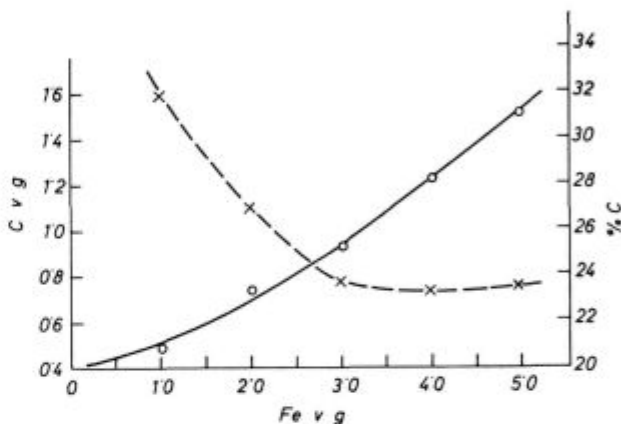
V metalurški praksi uporabljajo za redukcijo železovih oksidov trdni ogljik iz koksa, oziroma drugih trdnih goriv ter pri posebnih postopkih še ogljikov monoksid, vodik ter vrsto sintetičnih plinov, predvsem na osnovi ogljikovodikov.

Nas je zanimala redukcija železovih oksidov z ogljikovim monoksidom in v zvezi z njo njegov razkroj. Razkroj ogljikovega monoksida povzroča npr., da se na določenih mestih v jašku plavža pojavljajo nasedline ogljika, da se ruda v plavžovem jašku drobi, kar vpliva neugodno na potek kemičnih procesov v tem delu plavža, na sestavo plina in s tem na toplotni režim peči.

Termodinamične osnove reakcije razkroja ogljikovega monoksida so dobro znane, saj je ravnotežni sistem C-O raziskal že Boudouard. Po njegovih študijah in iz poznejše literature<sup>1</sup> sledi, da pri tlaku 1 atmosfere ogljikov monoksid teoretično ni obstojen v temperaturnem območju pod 300° C. Prav tako ni obstojen CO<sub>2</sub> ob prisotnosti ogljika nad 950° C. Med tema temperaturama pa najdemo ob navzočnosti ogljika v določenem razmerju oba plina CO in CO<sub>2</sub>. Ogljikov monoksid se začne teoretično razkrajati že pri sobni temperaturi, vendar je hitrost te reakcije zaradi kinetičnih pogojev tako majhna, da proces praktično ne poteka. Hitrost razkroja pa postane znatna, ako jo pospešujejo katalizatorji. Pri redukciji železovih rud in aglomeratov s CO se pojavijo na površini rudnih delcev pri temperaturi okrog 400° C naprej izolirana središča ogljika. Ta središča sčasoma rastejo, dokler grafit ne prekrije vsega koščka in ne zapolni odprtih por. Količina ogljika, ki se izloči iz CO, je odvisna od temperature, od trajanja procesa, od količine in vrste katalizatorja, ter od velikosti aktivne površine rudnih delcev.

Navajamo nekaj lastnih ugotovitev iz serije poskusov, v katerih smo zasledovali potek razkroja ogljikovega monoksida v različnih pogojih. Poskuse smo izvedli v cevni uporovni električni peči tako, da smo v različnih pogojih prevajali preko železovega prahu (uprabljali smo kemikalijo ferrum reductum firme Riedel de Haën) in

rudnih koščkov CO sam ali pa mešanico CO in H<sub>2</sub>. Nastalo količino razkrojnega ogljika smo določali utežno tako, da smo tehtali povečanje teže vzorcev in pa s kemično analizo reduciranih preizkušancev.



Slika 1  
Odvisnost teže in odstotka razkrojnega ogljika od količine železovega prahu

### KATALICNI VPLIV ŽELEZA

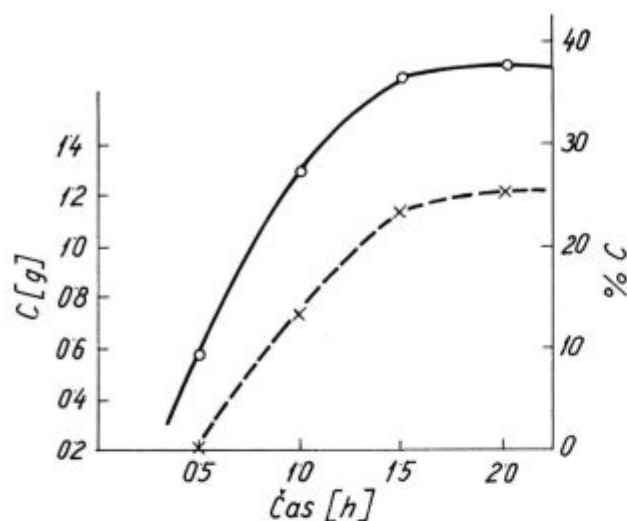
Pri študiju katalitičnega vpliva železa smo prevajali CO preko različnih mas železovega prahu pri temperaturi 550° C. Rezultate te serije poskusov navajamo v tabeli 1 in s sliko 1.

Tabela 1 — Čas prevajanja 1 ura, pretok plina 5 l/h, 550° C

Masa železovega prahu (g)	Masa izločenega ogljika (g)	Izkoristek CO (%)	% C	g C/g Fe
1	0,486	18,1	32,8	0,486
2	0,740	27,5	27,0	0,370
3	0,933	34,8	23,8	0,311
4	1,232	45,7	23,4	0,308
5	1,522	56,7	23,8	0,304

Odvisnost količine razkrojnega ogljika in deleža razkrojnega CO od količine železovega prahu je skoraj linearna, kar kaže, da se s povečanjem mase proporcionalno poveča tudi število aktivnih mest na površini železa. Vendar je pri manjših

količinah železa nastalo relativno več razkrojnega ogljika, kot pri večjih. To velja posebno za masi 1 in 2 grama. Železni prah smo za poskuse nasuli



Slika 2

Odnos med težo in odstotkom razkrojnega ogljika ter časom trajanja poskusa (— % C, ---- [g])

v keramično ladjico in pri večjih masah verjetno CO ni imel prostega dostopa do prahu na dnu ladjice, kot ga je imel na površini.

Slika 2 kaže odvisnost količine razkrojnega ogljika od trajanja prevajanja CO (5 litrov CO/h) preko 2 g železovega prahu pri temperaturi 550° C.

Po dveh urah prevajanja se količina razkrojnega ogljika v pogojih poskusov praktično ni več spreminjala. Površina železa se je zasitila z ogljikom; ogljika pa je bilo 37,5 % od celotne končne mase preizkušanca.

Količina razkrojnega ogljika je odvisna od količine CO, ki ga v časovni enoti prevajamo preko železovega prahu. V tej seriji so ostali vsi pogoji prejšnjih poskusov nespremenjeni; spreminjali smo le pretok plina. Rezultate podaja tabela 2.

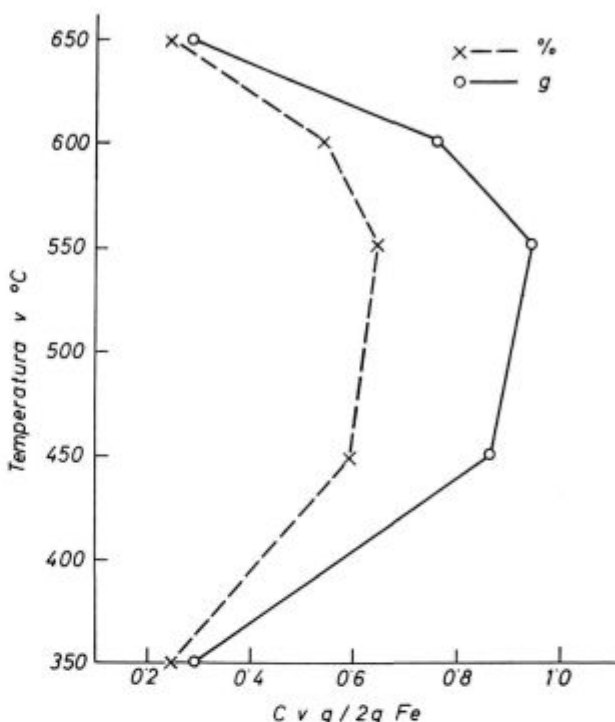
Tabela 2 — 550° C, 2 g Fe

Količina plina (l/h)	Masa izločenega ogljika (g)	% C	Izkoristek CO (%)
2	0,294	12,8	27,6
5	0,740	27,0	27,6
8	0,889	30,5	19,8

Povečanju količine plina, ki jo prevajamo preko železovega prahu sledi povečanje količine razkrojnega ogljika, vendar ta odvisnost ni linearna in se z večjo količino plina razkrojnega ogljika relativno zmanjšuje, kar kaže tudi relativno manjši odstotek izkoriščenega CO.

Odvisnost količine razkrojnega ogljika od temperature, pri kateri poteka reakcija, kaže naslednja serija poskusov.

8 litrov CO/h smo prevajali preko železnega prahu 1 uro. Rezultate kaže slika 3.



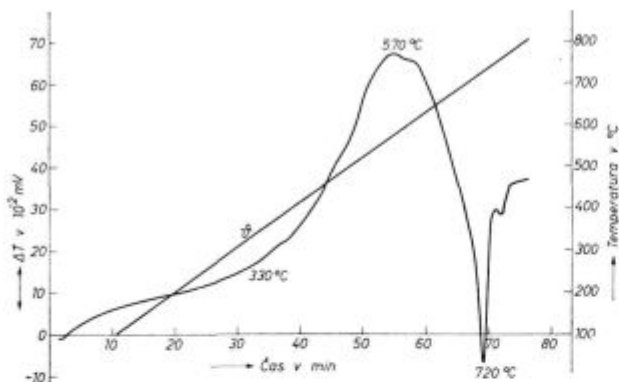
Slika 3

Odvisnost teže in % razkrojnega ogljika od temperature

Slika 3 kaže, da je optimalna temperatura za razkroj ogljika okrog 550° C. Da bi to temperaturo določili bolj natančno, smo se poslužili diferencne termične analize. Poskus smo izvedli tako, da smo zapisovali razliko temperature med interno snovjo in železovim prahom, skozi katera smo prevajali CO. Dobljeni termogram kaže slika 4.

Med 330 in 350° C začne krivulja naglo rasti in doseže maksimum pri 570° C. Po tej temperaturi krivulja naglo pade. Pri 720° C kaže oster minimum in se nato vrne na ničelno črto. Po poskusu je bil vzorec prekrit s sajami. Razkroj CO začne torej potekati intenzivno pri okrog 340° C in doseže največjo hitrost pri 570° C; kar potrjuje rezultate na sliki 4.

Na izločanje razkrojnega ogljika vplivajo tudi tuje primesi, ki so primešane ogljikovemu monoksidu. Kot primer navajamo le tabelo 3, ki kaže, kako vpliva na razkroj ogljikovega monoksida dodatek vodika.



Slika 4

Termogram DTA za razkroj CO v prisotnosti železovega prahu

Tabela 3 — Količina (CO + H<sub>2</sub>) je 8 l/h, 2 g Fe

Temperatura (CO/H <sub>2</sub> ) °C	Količina izločenega ogljika (g)			
	100/0	75/25	50/50	25/75
450	0,8686	0,5864	0,3416	0,2262
550	0,9420	0,7064	0,5658	0,4236
600	0,7680	0,6004	0,5120	0,3840
650	0,2946	0,6302	0,5940	0,3946

Temperatura razkroja CO se z dodatkom vodika razširi proti višjim temperaturam. Vse do 650°C ni izrazitega maksimuma izločanja. Podobne rezultate navajajo W. Baukloh - E. Spetzler<sup>2</sup> in po S. T. Rostovcevu in L. N. Rudenku, O. A. Esin<sup>3</sup>, vendar slednji za redukcijo Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> s CO, kateremu so dodajali H<sub>2</sub>. Avtorja ugotavljata, da vpliva primešani vodik tako, da nastaja pri redukciji z njim bolj aktivno, katalitično bolj sposobno reducirano železo kot pri redukciji s CO. Na drugi strani pa vodik lahko reducira ponovno CO<sub>2</sub> v CO in omogoča s tem dodatno izločanje razkrojnega ogljika. To drugo velja predvsem v našem primeru, ko nismo reducirali železne rude in se količina železovega prahu med poskusom praktično ni spreminjala.

### POJAV RAZKROJNEGA OGLJIKA PRI REDUKCIJI ŽELEZOVH RUD

Pojav razkrojnega ogljika smo študirali ob redukciji limonitne rude. Pri tem smo izvedli dve seriji poskusov. V prvi smo rudo segreti do 450°C, odpravili iz nje kristalno vodo, vezano na limonit in jo nato reducirali s CO pri različnih temperaturah. V drugi seriji smo reducirali surovo rudo s CO pri različnih temperaturah in študirali vpliv velikosti rudnega zrna na količino razkrojnega ogljika.

Za prvo serijo smo uporabili rudo z analizo: Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> — 69,81 %, FeO — 3,78 %, SiO<sub>2</sub> — 7,35 %, CaO — 1,01 %, MgO — 2,72 %, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> — 0,41 %, MnO 1,62 %, P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> — 0,068 %, S — 0,17 %, izgube pri žarenju — 13,00 %, poroznost 13,70 %. (Ta poroznost pa po dehidraciji rude še naraste).

Poskusi so trajali: 30, 60, 120 in 180 minut pri temperaturah: 400, 500, 550, 600 in 700°C. Hitrost pretoka plina je bila 4 litre/uro, masa posameznih vzorcev 5 gramov.

Rezultate prve serije poskusov kaže tabela 4.

Tabela 4 — Redukcija limonita, zrno 2 mm, atmosfera CO, 4 l/h, masa 5 g

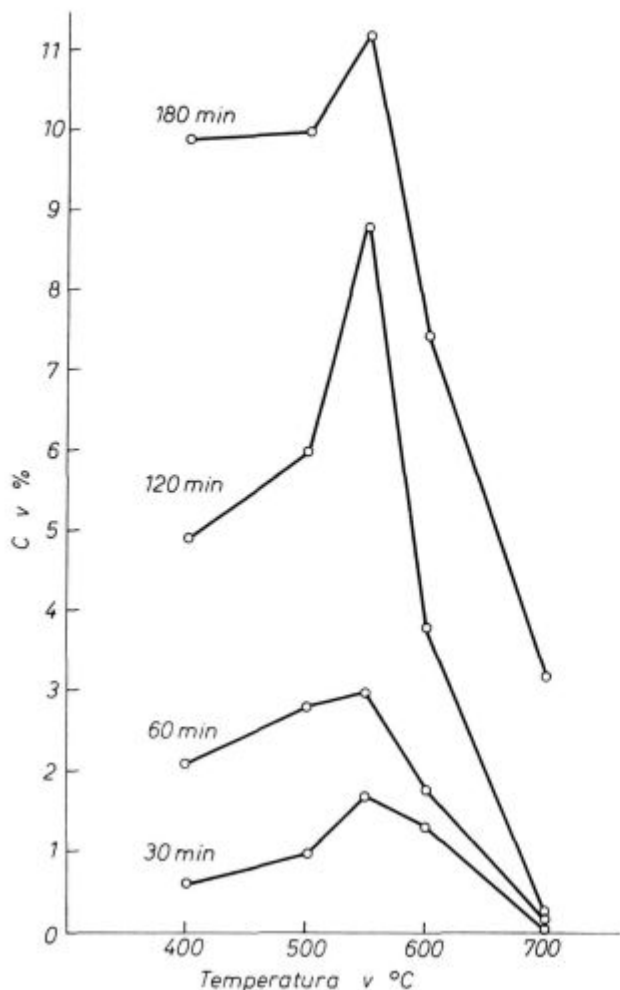
Temperatura (°C)	Čas (min)	Fe <sub>tot</sub>	Stopnja redukcije (%)	C (%)
400	30	0,45	11,1	0,70
	60	0,38	16,3	2,09
	120	0,65	19,4	4,96
	180	0,38	24,8	9,92
500	30	0,35	9,1	1,075
	60	0,38	12,1	2,82
	120	0,53	16,0	6,07
	180	0,44	29,1	10,06
550	30	0,43	12,2	1,82
	60	1,65	14,5	3,02
	120	2,53	27,0	8,97
	180	10,94	36,9	11,39
600	30	7,40	24,3	1,73
	60	15,24	30,1	1,69
	120	17,16	40,5	3,75
	180	18,63	55,9	7,41
700	30	—	17,45	0,055
	60	14,76	44,5	0,18
	120	41,98	70,3	0,225
	180	56,50	83,7	3,17

Rezultati, zbrani v tabeli 5, so narisani na slikah 5, 8 in 9.

Količina ogljika, ki se izloči iz CO z rastočo temperaturo raste vse do 550°C, po tej temperaturi pa hitro pade (slika 5). To potrjujeta tudi sliki 6 in 7. Slika 6 kaže termogram DTA dehidracije ljubijškega limonita v zračni atmosferi. Po izparetju kristalne vode med 150...400°C krivulja ne kaže več izrazitih odklonov. Med 400 do 600°C je še rahel endotermni odklon, ki kaže da je v rudi manjša količina siderita, nadaljni odkloni pa kažejo na magnezijev oziroma kalcijev karbonat.

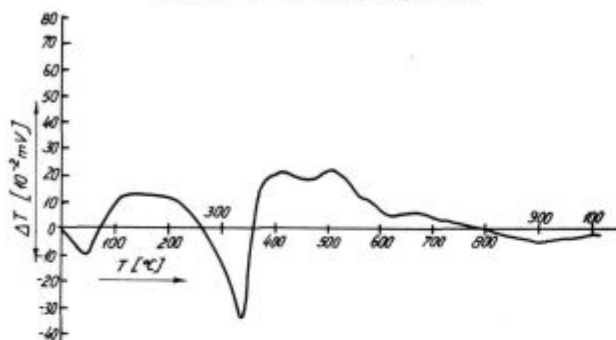
Slika 7 pa je termogram diferenčno termične analize redukcije iste rude s CO. Prvi endotermni odklon od ničelne črte, med 150...320°C je nastal zaradi dehidracije limonita. Sledi močan egzotermni odklon z maksimumom pri okrog 450°C. Ta je nastal zaradi redukcije železovega oksida in istočasno potekajoče reakcije razkroja CO. Sledijo endotermni odkloni, ki so posledica delne redukcije železovih oksidov z razkrojnim ogljikom. Pri okrog 900°C je bil limonit popolnoma reduciran.

Rezultati DTA potrjujejo sliko 5, le da je maksimum izločanja razkrojnega ogljika pomaknjen k temperaturi okrog 450°C.



Slika 5

Vpliv temperature na količino razkrojnega ogljika med redukcijo limonita Ljubije s CO

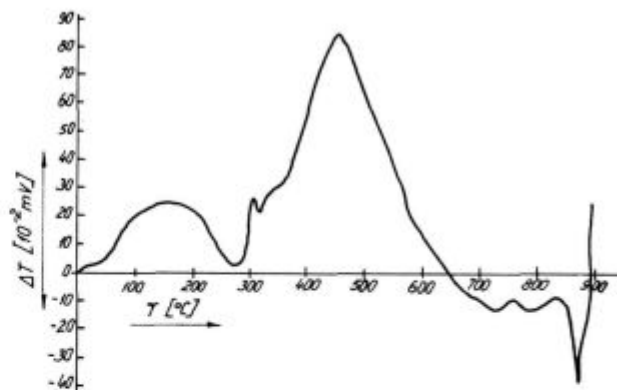


Slika 6

DTA termogram dehidracije ljubijskega limonita

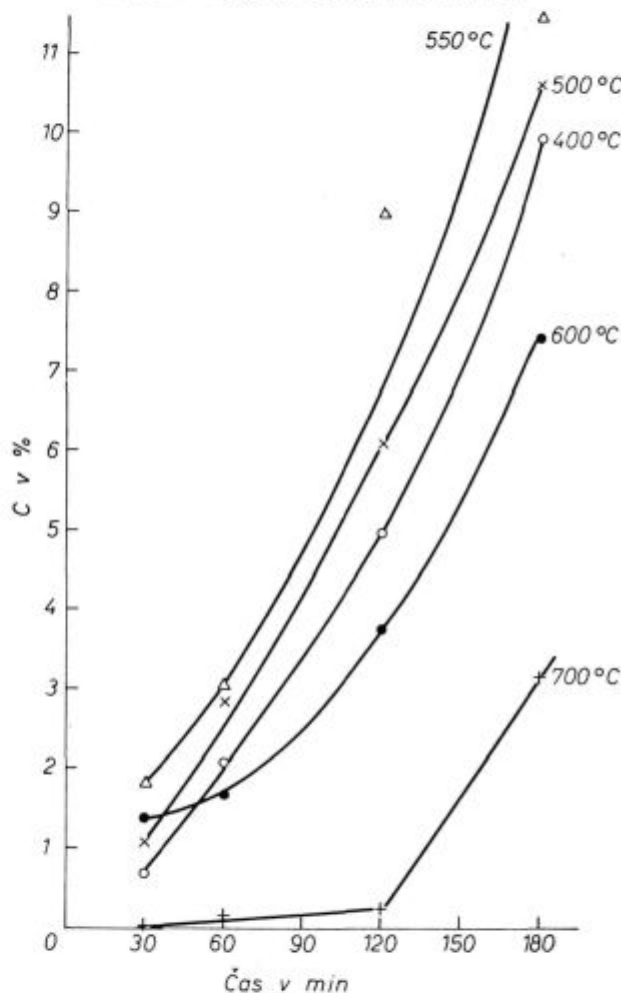
Naslednja slika (slika 8) kaže odvisnost količine razkrojnega ogljika od časa redukcije s CO.

Pri vseh temperaturah, pri katerih so bili izvršeni poskusi, razen pri 700°C raste količina ogljika s časom skoraj linearno. Vendar moramo pri tem upoštevati, da se ob redukciji istočasno z naraščanjem količine ogljika, reducira železov oksid in da zato masa vzorca relativno pade. Odstotek razkrojnega ogljika se nanaša na vsakokratno maso reduciranega vzorca.



Slika 7

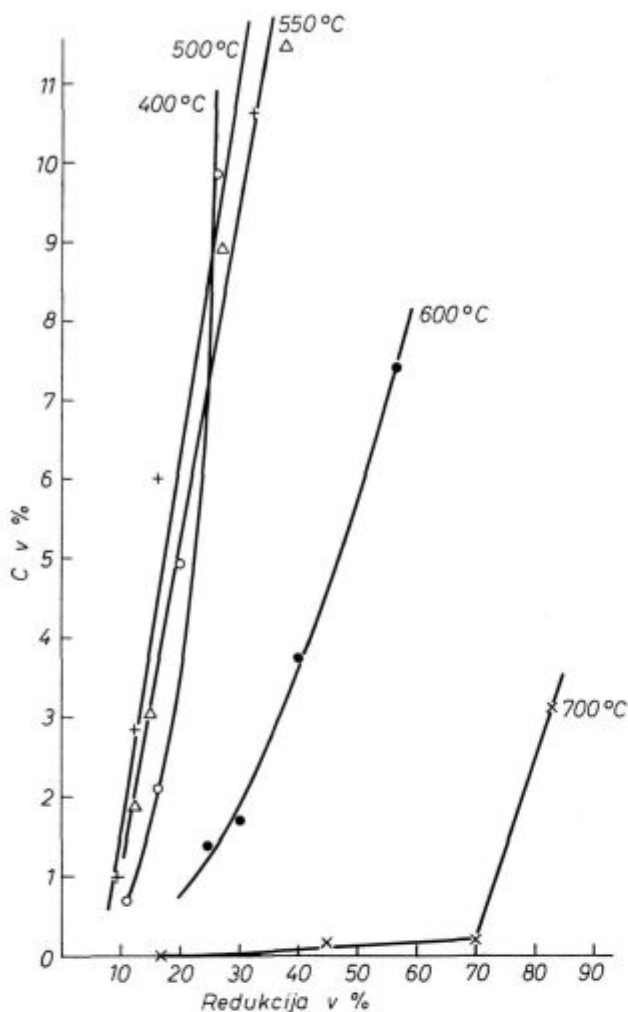
DTA redukcije ljubijskega limonita s CO



Slika 8

Odvisnost količine razkrojnega ogljika od časa redukcije

Iz tabele 4 in slike 9 vidimo tudi, da do 550°C stopnja redukcije bistveno ne vpliva na količino razkrojnega ogljika. To lahko pripišemo predvsem majhni koncentraciji kovinskega železa pri redukciji do omenjenih temperatur. Večja količina razkrojnega ogljika pri temperaturah 600 in 700°C pa je posledica večje količine kovinskega železa, ki nastaja pri redukciji pri teh temperaturah. Vendar pa so količine razkrojnega ogljika pri teh tempe-



Slika 9

Odvisnost količine razkrojnega ogljika od stopnje redukcije

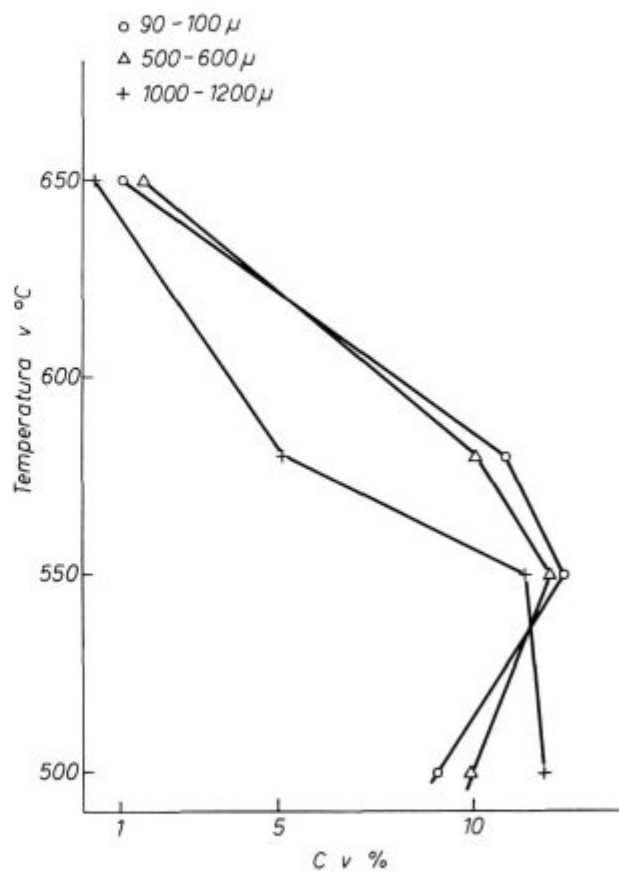
Tabela 5 — Redukcija s CO, plinski tok 5 l/h

Temperatura (°C)	Velikost zrna ( $\mu$ )	Fe <sub>tot</sub> (%)	Stopnja redukcije (%)	Razkrojni C (%)
500	90 ... 100	0,26	20,6	9,01
	500 ... 600	0,20	17,2	10,07
	1000 ... 1200	0,26	21,8	11,88
550	90 ... 100	23,0	62,2	12,13
	500 ... 600	17,31	45,3	11,84
	1000 ... 1200	15,78	40,3	11,22
580	90 ... 100	31,92	67,0	10,75
	500 ... 600	43,95	78,5	9,97
	1000 ... 1200	64,64	94,1	5,08
650	90 ... 100	72,80	97,0	0,97
	500 ... 600	74,74	100,0	1,52
	1000 ... 1200	72,96	95,3	0,18

raturah relativno majhne, ker so termodinamični pogoji za nastajanje razkrojnega ogljika manj ugodni kot pri temperaturah okrog 550° C.

V drugi seriji poskusov z ljubijskim limonitom smo izbrali tri različne velikosti zrna. 4 grame rudnega vzorca smo 1 uro žarili pri določenih temperaturah v atmosferi CO. Rezultate kaže tabela 5.

Iz tabele posnemamo sliko 10, ki kaže odvisnost odstotka ogljika od temperature za različne velikosti zrna. Zrna med 90...100  $\mu$  in 500—600  $\mu$  kažejo skoraj enako odvisnost med količino ogljika in temperature. Količina ogljika v zrnih velikosti 1000...1200  $\mu$  se nekoliko razlikuje od ostalih. Pri 550° C ni izrazitega maksimuma. Največja hitrost izločanja razkrojnega ogljika je tudi pri redukciji limonita iz Ljubije pri okrog 550° C in to brez ozira na velikost zrna.



Slika 10

Odnos med temperaturo in količino razkrojnega ogljika za tri različno velika zrna

Relativno slabo odvisnost količine razkrojnega ogljika od velikosti zrna potrjuje tudi serija poskusov s hematitom, ki je imel sestavo: Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> — 67,91 %, FeO — 0,66 %, SiO<sub>2</sub> — 29,16 %, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> — 0,54 %, MgO — 0,14 %, CaO — 0,23 %, MnO — 0,18 %, P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> — 0,11 %, S — 0,09 % in žarilne izgube: — 1,06 %. Hematit je relativno čist, SiO<sub>2</sub> je predvsem ločen od hematita in se nahaja v obliki kvarčnih zrn. Rezultate te serije kaže tabela 6.

Tabela 6 — Redukcija hematita s CO, 5 l/h

Temperatura (°C)	Zrno, velikost (μ)	Fe <sub>kov</sub> (%)	Stopnja redukcije (%)	C (%)
500	90 ... 100	18,48	36,8	8,63
	500 ... 600	18,68	46,3	9,16
	1000 ... 1200	18,82	44,8	8,71
550	90 ... 100	25,75	45,5	5,39
	500 ... 600	26,82	65,2	6,06
	1000 ... 1200	24,83	53,2	6,64
580	90 ... 100	28,04	52,8	1,96
	500 ... 600	24,06	54,7	4,26
	1000 ... 1200	29,90	63,7	3,43

Ker je ruda kompaktna in kristalinična, ni bistvenih razlik med stopnjami redukcije za različne velikosti zrna. Iz tabele 6 sledi, da se pri temperaturi 500° C izloči več razkrojnega ogljika, kot pri 580° C, čeprav je v tem primeru pod enakimi pogoji kot pri limonitu Ljubija več kovinskega železa in je npr.: pri 550° C stopnja redukcije skoraj enaka je ogljika manj, kot pri limonitu. Mislimo, da je razkrojnega ogljika zato manj ker je hematit bolj kompakten kot limonit, oziroma ker ima limonit veliko večjo reakcijsko površino, ki favorizira kinetično naravo poteka redukcije. To pomeni, da poteka redukcija praktično istočasno po vsem kosu rude vsaj pri velikostih zrn, ki smo jih preiskovali, dočim prevladuje pri hematitu, ki je bolj kompakten zonalno napredovanje redukcije.

To smo potrdili še s poskusi z magnetitom iz Kirunavaare. Pod sicer enakimi pogoji smo dosegli največ okrog 4 % Fe<sub>kov</sub> in 4,83 % ogljika pri 550° C. Pri 500° C je maksimalna količina razkrojnega ogljika, ki smo jo zabeležili 0,74 % pri 0,6 % Fe<sub>kov</sub>. Pri temperaturah nad 550° C smo dobili tako malo razkrojnega ogljika, da pri teh temperaturah nismo več raziskovali.

### VPLIV RAZKROJNEGA OGLJIKA NA POTEK REDUKCIJE

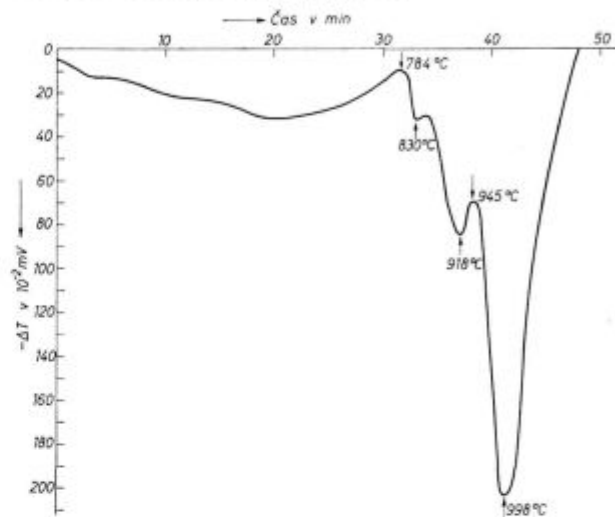
Da bi ugotovili, do kolike mere je razkrojni ogljik udeležen pri procesu redukcije smo v naslednjih poskusih študirali v koliki meri lahko razkrojni ogljik reducira rudo. Vzorce limonita smo delno reducirali eno uro s CO pri 450, 600, 750 in 950° C in jih nato ohladili v atmosferi čiščenega dušika.

Kemična analiza po redukciji pri 450° C je dala sledeče podatke: Fe<sub>kov</sub> — 0,67 %; Fe<sup>++</sup> — 21,38 %; Fe<sup>+++</sup> — 32,68 %; C — 14,48 %; stopnja redukcije — 14,3 %.

Po enournem žarenju pri isti temperaturi v atmosferi čiščenega dušika se je delno reducirana ruda spremenila in imela sledečo sestavo: Fe<sub>kov</sub> —

1,16 %; Fe<sup>++</sup> — 45,65 %; Fe<sup>+++</sup> — 13,72 %; C — 7,63 %; stopnja redukcije — 27,4 %.

Redukcijska stopnja je narasla od 14,3 na 27,4, medtem ko se je odstotek ogljika zmanjšal na 7,63. Za redukcijo se je porabilo približno polovico ogljika, kar potrjuje, da je ogljik aktivno sodeloval pri redukciji. Tudi v tem primeru je diferencialna termična analiza potrdila to ugotovitev. Pri 450° C delno reducirano rudo smo ogrevali s hitrostjo 10° C do 12° C na uro v dušikovi atmosferi in merili temperaturno razliko med rudo in inertno snovjo. Rezultate kaže slika 11.



Slika 11  
DTA delno reduciranega ljubijskega limonita (450° C, CO)

Odklon za redukcijo Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> s trdnim ogljikom je manj izrazit, kot pri čisti, nereducirani rudi, ker je imela predreducirana ruda le 32,78 % Fe<sup>+++</sup>. Redukcija Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> v FeO in FeO v Fe pa dajeta za obe stopnji karakteristične odklone, prva pri okrog 780° C, druga pri 945° C.

Nadaljne poizkuse smo izvedli na sledeč način. Limonit smo reducirali s CO pri 600, 750 in 900° C. Čas redukcije je bil 1 uro, količina plina je bila enaka kot pri prejšnjem poskusu. Po tej redukciji smo vzorce segrevali 1 uro pri istih temperaturah v dušikovi atmosferi. Rezultate teh poskusov kaže tabela 7.

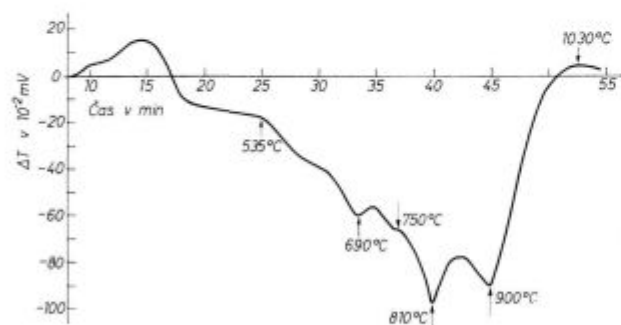
Tabela 7 — Ogrevanje predreducirane rude 1 uro; N<sub>2</sub> atmosfera

Oznaka	Temperatura redukcije (°C)	Fe <sub>kov</sub> (%)	Fe <sup>++</sup> (%)	Fe <sup>+++</sup> (%)	Fe <sub>cal</sub> (%)	Red. (%)	C (%)
B	600	0,81	59,52	1,91	62,24	33,8	5,9
B <sub>1</sub>	600	45,55	21,13	0,96	67,64	87,0	2,6
C	750	69,9	2,91	1,41	74,22	96,9	2,14
C <sub>1</sub>	750	76,37	2,64	0,81	79,85	97,9	0,63
D	950	64,19	8,31	5,51	78,01	87,0	0,3
D <sub>1</sub>	950	70,83	6,77	2,28	79,88	92,5	0,0



Vzorci B, C in D so delno reducirani vzorci, dočim smo z B<sub>1</sub>, C<sub>1</sub> in D<sub>1</sub> označili reducirane vzorce po enournem ogrevanju v dušikovi atmosferi. Najmočnejša je redukcija z razkrojnimi ogljikom pri 600<sup>o</sup> C, kar je razumljivo, saj je imel ta vzorec največ ogljika. Zanimivo je, da je stopnja redukcije s CO pri 950<sup>o</sup> C nižja od stopnje pri 750<sup>o</sup> C. Pri 950<sup>o</sup> C je ruda že deloma sintrala.

Rezultate teh poskusov smo skušali potrditi z DTA redukcije delno reduciranih vzorcev B, C in D. Naslednji termogrami kažejo to serijo poskusov. Vzorec B je dal termogram na sliki 12.

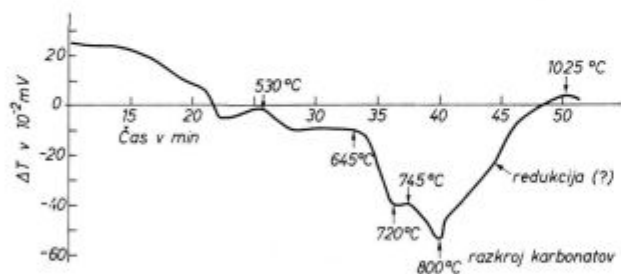


Slika 12

DTA predreducirane rude v dušikovi atmosferi

Značilna sta dva odklona: pri 810<sup>o</sup> C je razkroj CaCO<sub>3</sub>, pri 910<sup>o</sup> C pa redukcija FeO v Fe. Vzorec je bil že prej deloma reduciran in je vseboval okrog 95 % železa vezanega s kisikom v obliki FeO. Odklon pri 900<sup>o</sup> C ni oster in je redukcija začela potekati že pri nižjih temperaturah. Pričakovali smo močnejši negativni odklon pri 950<sup>o</sup> C, vendar pa verjetno razkrojni ogljik ni zadostoval za redukcijo vsega oksida.

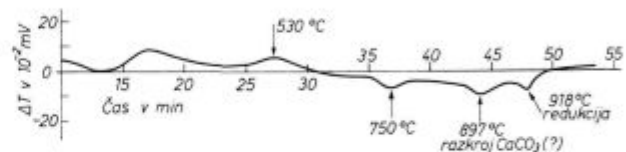
Termogram na sliki 13 kaže DTA izvedeno pod enakimi pogoji, kot na sliki 12. Vzorec je imel, pred ogrevanjem le 2,91 % Fe<sup>++</sup> in 1,91 % Fe<sup>+++</sup> ter 2,14 % ogljika. Zato nismo mogli pričakovati odklonov za redukcijo, ker so količine oksidov pa tudi ogljika premajhne, da bi dale izrazite odklone. Pač pa so relativno narastle količine karbonatov (Ca-Mg-Co<sub>3</sub>). Ti povzročajo močan odklon pri 800<sup>o</sup> C. Odklon, ki naj bi predstavljal zadnjo stopnjo redukcije se komaj opazi.



Slika 13

DTA ogrevanje vzorca C v dušikovi atmosferi

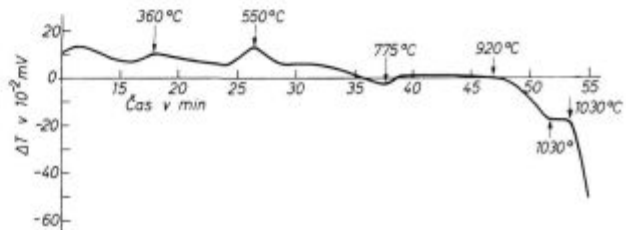
Slika 14 kaže DTA pri 950<sup>o</sup> C reduciranega vzorca, ki je po redukciji vseboval 8,31 % Fe<sup>++</sup> in 5,51 % Fe<sup>+++</sup> vendar samo 0,3 % C. Krivulja nima izrazitih odklonov. Odklon pri 918<sup>o</sup> C je nastal verjetno zaradi direktne redukcije.



Slika 14

DTA ogrevanje vzorca D v dušikovi atmosferi

Naslednjo sliko, sliko 15, navajamo za primerjavo s slikami 11, 12 in 13. Za redukcijo sušenega limonita smo izbrali razkrojni ogljik, dobljen z razkrojem CO na železovem prahu. Dodali smo ga 20 % in ga skrbno premešali z rudnim prahom. Odgovarjajoči termogram kaže, da začne intenzivna redukcija šele pri okrog 900<sup>o</sup> C, to je relativno pozno pri temperaturi, pri kateri reducira z železovo rudo grafit<sup>4</sup>.



Slika 15

DTA redukcije ljubijevskega limonita s sajami

Razkrojni ogljik, ki se je izločal v rudi sami, je torej zaradi intimnega stika z rudo bolj aktiven kot razkrojni ogljik, dobljen izven rude.

Termogrami DTA predreduciranih rud so pokazali, da lahko razkrojni ogljik, ako ga je v rudi dovoljna količina, močno vpliva na potek redukcije. Pri tem pa se pri redukciji železovih rud s CO ne razvijajo vedno enake količine razkrojnega ogljika. Močno vplivata na količino ogljika fizikalna in kemična zgradba rude.

V naslednji seriji poskusov smo primerjali ljubijevski limonit, katerega kemično analizo smo že navedli. Njegova poroznost je 27 %, skepljati se začne že pri okrog 740<sup>o</sup> C. Točka sintranja v reduktivni atmosferi je pri 890<sup>o</sup> C.

Koščke rude smo reducirali najprej s CO eno uro pri 550<sup>o</sup> C in jih nato hitro ohladili do sobne temperature. Del vzorca smo analizirali, da bi ugotovili stopnjo redukcije in količino razkrojnega ogljika. Drugi del vzorca smo segrevali v atmosferi čistega dušika pri 600<sup>o</sup> C, tretji del pa pri 900<sup>o</sup> C.

Rezultate kaže tabela 8.

Tabela 8 — Ogrevanje predreducirane rude v atmosferi  $N_2$

	Atmosfera	Fe <sub>tot</sub> (%)	Fe <sup>++</sup> (%)	Fe <sup>+++</sup> (%)	Red. (%)	C* (%)
predreducija	CO	16,0	30,64	12,24	64,4	12,7
600° C	N <sub>2</sub> (C)	27,26	31,81	8,73	70,2	5,8
900° C	N <sub>2</sub> (C)	57,80	14,00	4,53	87,1	2,6

\* celotni ogljik

V obeh primerih je med ogrevanjem predreduciranega vzorca razkrojni ogljik še dalje reduciran rudo. Pri 600° C je narastla stopnja redukcije za 5 %, pri 900° C pa kar za okrog 22 %. Redukcija je pri 900° C potekala znatno hitreje, kot pri 600° C, kar je razumljivo, saj so pogoji za potek direktne redukcije pri 900° C veliko bolj ugodni, kot za potek redukcije pri 600° C.

Kot drugo rudo smo izbrali hematit z analizo: Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> — 84,58 %, SiO<sub>2</sub> — 3,35 %, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> — 4,17 %, Mn<sub>2</sub>O<sub>3</sub> — 1,2 %, CaO — 0,63 %, MgO — 0,30 %, P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> — 0,069 %, S — 0,044 %, izgube pri žarenju 5,60 %, poroznost: 21,1 %, točka sintranja 1100° C, začetek skepljanja 1000° C.

Ruda je bolj kompaktna kot ljubijski limonit; je bolj čista in deloma limonitizirana. Rezultate poskusov, dobljenih na popolnoma enak način kot v prejšnji seriji, kaže tabela 9.

Tabela 9 — Ogrevanje predreducirane hematitne rude v atmosferi  $N_2$

	Atmosfera	Fe <sub>tot</sub>	Fe <sup>++</sup>	Fe <sup>+++</sup>	Red. (%)	C* (%)
predreducija	CO	31,02	34,61	7,81	69,1	2,70
600° C	N <sub>2</sub> (C)	36,91	31,52	7,12	71,9	1,56
900° C	N <sub>2</sub> (C)	45,92	32,56	1,77	76,2	0,208
600° C	N <sub>2</sub> (C)	35,84	33,52	6,29	71,4	1,00
900° C	N <sub>2</sub> (C)	43,49	34,26	2,38	74,5	0,56

\* celotni ogljik

Tudi hematit se je pri segrevanju v dušikovi atmosferi reduciran od prvotnih 69 % stopnje redukcije do 72 % in 71,4 % pri 600° C in do 76,2 % in 74,5 % pri 900° C. Razlika v napredovanju redukcije je pri tej rudi znatno manjša, kot pri ljubiskem limonitu. Prav tako je tudi količina razkrojnega ogljika, ki je nastal pri predreducirani manjša v primerjavi v prejšnji seriji.

Zanimivo je, da je količina kovinskega železa v primeru redukcije hematita večja, kot v primeru redukcije limonita in je kljub temu količina razkrojnega ogljika manjša, kar govori proti katalitičnemu vplivu železa, ki nastaja med redukcijo. Pojav tolmačimo s tem, da je odločilna za izločanje razkrojnega ogljika tudi poroznost in z ugotovljenim dejstvom, da se je pri redukciji limonita nastalo kovinsko železo razdelilo skoraj enakomerno po vsem preseku rudnih delcev, dočim je potekala redukcija hematita predvsem zonalno.

Poskusi z varilno žilindro, ki je imela analizo: Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> — 30,48 %, FeO — 61,10 %, SiO<sub>2</sub> — 3,2 %, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> — 1,30 %, Mn<sub>2</sub>O<sub>3</sub> — 0,68 %, MgO — 0,80 %, P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> — 0,80 %, S — 0,143 %; poroznost: 7,4 %, začetek skepljanja — 750° C, točka sintranja 1050° C, so dali rezultate, ki jih navajamo v tabeli 10.

Tabela 10 — Ogrevanje predreducirane varilne žilindre v atmosferi  $N_2$

	Atmosfera	Fe <sub>tot</sub>	Fe <sup>++</sup>	Fe <sup>+++</sup>	Red. (%)	C %
predreducija	CO	0,52	47,07	25,74	42,7	0,15
600° C	N <sub>2</sub> (C)	1,17	50,20	23,34	44,7	0,06
900° C	N <sub>2</sub> (C)	2,88	47,55	23,23	45,10	—

Po računu za stopnjo redukcije, ki smo ga uporabili za prvi dve rudi je stopnja redukcije preden smo žilindro predreducirali bila že 35,3 %, kar pomeni, da je pri 550° C v atmosferi CO v eni uri napredovala redukcija le za okrog 7,4 %. Pri 600° C redukcija po enournem žarenju v dušikovi atmosferi sploh ni napredovala, prav tako tudi pri 900° C. Stopnja redukcije se razlikuje od predreducirane rude le za 2 %. Večjih sprememb nismo niti pričakovali, saj v predreducirani varilni žilindri praktično ni bilo razkrojnega ogljika.

## DISKUSIJA O REZULTATIH IN SKLEPI

Teoretično je trdni ogljik potencialni reducent za železove okside pri vseh temperaturah v plavžu. Toda reakcija med trdnim koksom in trdno kosovno rudo je veliko počasnejša kot reakcije med plinskim reducentom CO, H<sub>2</sub> in trdno rudo. Proces poteka samo na kontaktnih površinah med koščki koks in rude ter je zato hitrost te vrste redukcije odvisna predvsem od difuzijskih procesov ob kontaktnih mestih. Ti difuzijski procesi so iz kinetičnih ozirov zelo počasni; zato postane redukcija s trdnim ogljikom intenzivna šele med 1100° C do 1200° C, ko se rude zmeščajo. Vse do okrog 900° C temperature prevladuje v plavžu indirektna redukcija, tj. redukcija s CO. Vendar lahko ogljik znatno prispeva k intenzivnosti redukcije že pri nižjih temperaturah in to ob navzočnosti katalizatorja, ko postane CO nestabilen in razpade po znani

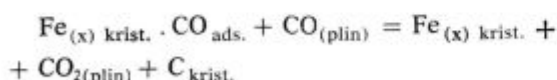
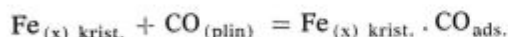
reakciji  $2\text{CO} = \text{C} + \text{CO}_2$ . Ta ogljik se nabira v zelo fini obliki na rudnih delcih in v rudnih porah, pride v intimen kontakt z rudo in povzroča, da začne potekati redukcija že pri nižjih temperaturah, kot redukcija z metalurškim koksom. Ogljik, ki nastaja pri razkroju CO se izloča v zelo finih kristalnih zrnih z velikimi površinami.

Po V. I. Danilovu<sup>5</sup> imajo kristali razkrojnega ogljika po obeh kristalnih oseh, ako je ta izločen pri 550° C, 150...160 A, pri 400° C, 35...40 A.

Vendar ta oblika razkrojnega ogljika ni stabilna, ker ima zaradi velikih površin višjo prosto entalpijo, kot stabilna oblika, grafit. Zato preide ta amorfn oziroma kristalinično izločeni ogljik v grafit, ki je termodinamično stabilna oblika.

Serijske poskusi v katerih smo raziskovali katalitičen vpliv železovega prahu na razkroj so pokazale, da železov prah katalizira nastajanje C.

Po P. V. Geldu in O. A. Esinu<sup>6</sup> poteka razkroj CO na sledeč način:



V prvi fazi se na površini železa adsorbira CO, v drugi fazi pa CO razbije ta adsorbirani kompleks in se spoji s kisikom. Pri tem nastane CO<sub>2</sub>, ogljik pa ostane na površini železa.

Na količino razkrojnega ogljika vpliva pri redukciji poleg količine nastalega kovinskega železa še mineraloška zgradba in kemična sestava rude.

Prav tako so pokazali poskusi, da se na bolj poroznih rudah izloči iz CO več razkrojnega ogljika, kot pri manj poroznih.

Vpliv velikosti zrna na stopnjo redukcije in količino razkrojnega ogljika smo študirali s tremi različnimi velikostmi zrn med 900 do 1200 mikro-

nov. Med tremi velikosti zrn, ki smo jih študirali ni bistvene razlike niti v stopnji redukcije, niti v količini razkrojnega ogljika.

Na količino razkrojnega ogljika vpliva tudi stopnja čistosti CO.

Dodajanje vodika k ogljikovemu monoksidu je pokazalo, da se temperatura optimalnega razkroja CO pomakne k višjim temperaturam.

Vodik verjetno vpliva na dva načina. Pri redukciji železovih rud z vodikom nastaja že pri nižjih temperaturah kot pri redukciji z ogljikovim monoksidom fino, voluminozno kovinsko železo, poleg tega pa lahko vodik pri razkroju nastali CO<sub>2</sub> ponovno reducira v CO. Zato se proces razpada razširi proti višjim temperaturam.

Razkrojni ogljik sodeluje pri redukciji železovih rud. Njegovo delovanje pa je odvisno od temperature pri kateri reduciramo rude ter od količine, ki se pri redukciji s CO izloči v porah rude; ta pa je odvisna od poroznosti rude.

Da razkrojni ogljik aktivno sodeluje pri redukciji železovih rud smo dokazali z redukcijskimi poskusi in z DTA predreduciranih rudnih vzorcev v dušikovi atmosferi.

Raziskave je omogočil Sklad Borisa Kidriča v Ljubljani, za kar se na tem mestu najlepše zahvaljujemo.

#### Literatura

1. H. Schenck — Physikalische Chemie der Eisenhüttenprozesse, Springer Verlag, 1932, Berlin.
2. W. Baukloh, E. Spetzler: Einfluss gasformiger Beimengungen auf den Zerfall von Kohlenoxyd; Arch. Eisenhüttenwesen, 6. (1939).
3. O. A. Esin, P. V. Geld: Fizičeskaja himija metallurgičeskijh procesov. Čast I, Metallurgizdat, Sverdlovsk, 1962.
4. B. Dobovišek: Uporabnost DTA za preiskavo trdnih goriv, RMZ, 1957, št. 1.
5. Danilov V. I., A. M. Zubko: Dokladi AN, SSSR, 1952, zv. 82, št. 3.
6. P. V. Geld, O. A. Esin: Izvestji AN, SSSR, OTN, 1946, št. 6.

#### ZUSAMMENFASSUNG

Bei der Reduktion der Eisenerze und Agglomerate mit CO erscheint an der Oberfläche und in den Poren der Erzstücke Graphit welcher unter gewissen Bedingungen die Stückchen nicht nur überdeckt, sondern auch durchtränkt. Die Menge dieses Graphites ist von der Temperatur und von der Dauer der Reduktion, von der Menge und Art des Katalisators, Grösse der aktiven Oberfläche der Erzteilchen, u. s. w. abhängig.

Die veröffentlichte Arbeit bearbeitet Anfangs die Zersetzung des Kohlenmonoxids am Eisenpulver; eine Versuchsserie, bei welcher bei verschiedenen äusseren Bedingungen, der Zersetzungverlauf und der katalytische Einfluss bei der Eisenreduktion verfolgt worden ist. Um den Einfluss des Gefüges und der Porigkeit der Eisenerze auf die Ausscheidungsgeschwindigkeit des Kohlenstoff aus CO feststellen zu können, wurde die Teilreduktion an fünf verschiedenen Eisenerzsorten wie: Limonit, zwei Sorten Hematit, Magnetit und Walzzunder studiert. Die Versuchsergebnisse zeigten an stark porigen Limonit bei einstun-

digen Glühen bei 550° C 11—13 % Zersetzungskohlenstoff bei den kompakter Hematiten rund 9 % und bei Magnetit 4,8 % C.

Der Zersetzungskohlenstoff, welcher bei der Reduktion der Eisenerze mit CO entsteht, wirkt bei der Reduktion schon bei niederen Temperaturen (450° C) mit, was sowohl die Erwärmungsversuche in CO vorreduzierten Erze und die differentiale thermische Analyse derselben Proben in der Stickstoffatmosphäre bestätigten. Während der in Erzteilchen ausgeschiedene Graphit ein guter Reduzent ist, benimmt sich den Erzteilchen beigemischte Zersetzunggraphit (gewonnen bei der Zersetzung des CO am Eisenpulver) wie wenn der Erz mit Elektrodengraphit reduziert wurde. In diesem Fall fängt eine intensive Reduktion mit Graphit erst bei etwa 900° C an. Trotz intensiven Mischens kann man den Zusetzunggraphit und das Erz nicht in so engen Kontakt bringen wie das bei der Ausscheidung des Zersetzunggraphites in den Erzteilchen von selbst geschieht. Die Wirkung des Zersetzunggraphites ist aber auf die niedrigen Temperaturen begrenzt und beeinflusst deshalb vordem die Prozesse im oberen Teil des Hochofenschachtes.

## SUMMARY

In reduction of iron ores and agglomerates with CO, graphite appears on the surface of ore particles, and it does not only cover the particles but under certain conditions it also impregnates them. The amount of this graphite depends on the temperature and duration of the reduction, on amount and type of catalyst, on the size of active surface of ore particles, etc.

In its introduction the published paper treats the dissociation of carbon monoxide in iron powder; and then it presents a series of experiments which under different external conditions study the course of dissociation and influence of catalysts during the reduction of metal iron. In order to determine the influence of structure and porosity of iron ores on precipitation rate of solid carbon from CO, partial reduction of five different ore types: limonite, two types of hematite, magnetite, and weld scale, was studied.

Experimental results showed that even 11 to 13 % of deposited carbon appeared in very porous limonite after

1 hour heating at 550° C, while in more compact hematite this amount was about 9 %, and in magnetite only 4.8 % of carbon.

The deposited carbon, appearing in CO reduction of iron ores, intensively cooperates in reduction at relatively low temperatures (450° C) what was confirmed by experiments of heating ores partially reduced in CO, and by DTA of the same samples in the nitrogen atmosphere. While the graphite precipitated in ore particles is a very good reducing agent, the deposited graphite (obtained by dissociation of CO in contact with iron powder) added to ore particles behaves like the ore was reduced by electrode graphite. In this case the intensive reduction by graphite does not take place until 900° C. Though intensively mixed the deposited graphite and ore cannot come in such a good contact as when graphite precipitates on iron ore particles. Activity of the deposited carbon is limited to relatively low temperatures, and this carbon has influence mainly on the processes in the upper part of the blast furnace shaft.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

При редуции железной руды и агломерата с СО на поверхности и в порах частиц руды появляются осаждения графита, который при определенных условиях не только перекрывает но даже пропитывает частицы руды. Количество этого графита зависит от температуры и продолжительности редуции, от количества и сорта катализатора, величины активной поверхности частиц руды итд.

В введении рассмотрено распадение СО при помощи железа в форме порошка, затем рассмотрена серия опытов которые при различных внешних условиях следят за процессом разложения и каталитического влияния при редуции металлического железа. Чтобы определить влияние структуры и пористости руды на быстроту выделения твердого углерода из СО изучали неполную редуцию на 5 образцах различного сорта железной руды: на лимоните, 2 сорта гематита, магнетите и сварочном шлаке. Результаты опытов показали, что при весьма пористом лимоните, при температуре 550° Ц и отжига в продолжительности одного часа оказалось 11—13 % разложенного углерода; при более ком-

пактном гематите прибл. 9 % а при магнетите 4.8 % С. Разложенный углерод получен при редуции железной руды при помощи СО интенсивно участвует при редуции даже при сравнительно низких температурах (450° Ц); это подтверждено опытами нагревания редуцированной железной руды в атмосфере СО и последующим анализе тех же образцов в атмосфере азота. В то время как графит выделен в частицах руды очень хороший редуцент, графит получен при помощи редуции СО с порошком железа в процессе редуции ведет себя также как электродный графит. В этом случае интенсивная редуция с графитом наступает лишь прибл. около 900° Ц. Также, несмотря на интенсивное перемешивание не удалось довести графит и железную руду в такой тесный контакт как это случай с графитом разложенным в частицах железной руды.

Действие разложенного графита ограничено на сравнительно низкая температура и поэтому в процессе доменной печи играет роль лишь в верхней части шахты.

Odgovorni urednik: Jože Arh, dipl. inž. — Člani: Jože Rodič, dipl. inž., Janez  
Barborič, dipl. inž., Aleksander Kveder, dipl. inž., Edo Žagar, tehnični urednik.  
Tisk: ČP »Gorenjski tisk«, Kranj