

UNIVERZITET »VELJKO VLAHOVIĆ« U TITOGRADU
TEHNIČKI FAKULTET

RADOVAN KOVAČEVIĆ

**PRILOG IDENTIFIKACIJI OBRADIVOSTI ČELIKA
PLASTIČNOM DEFORMACIJOM SA IZBOROM
OPTIMALNE METODE ZA ISPITIVANJE NJIHOVIH
PLASTIČNIH SVOJSTAVA**

— DISERTACIJA —

TITOGRAD, 1978. GODINE

10-432909

621.7-024:529.7(042.3)



Muz IV 9h.

Eksperimentalni dio ovog rada izveden je na Institutul d'cercetari Metalurgice - Bukurešt, Rumunija i na Institut für Verformungskunde und Walzwerkwesen Tehničkog univerziteta Clausthal, Zapadnja Njemačka.

Posebno se zahvaljujem prof.Dr Ing.S.Blečiću na ukazanoj mogućnosti da radim na ovoj problematici, kao i na korisnim sugestijama u toku izrade ovog rada.

Zahvaljujem se prof.Dr Ing.P.Funke-u, direktoru Instituta für Verformungskunde und Walzwerkwesen TU Clausthal, na ukazanoj pomoći da veći dio eksperimenata izvedem na ovom Institutu, kao i na njegovim korisnim savjetima u toku izrade ovog rada.

Posebnu zahvalnost dugujem Dr Ing.Chr.Pavlidis-u, rukovodiocu 6.Amtliche Materialprüfanstalt für Verformungskunde und Walzwerkswesen TU Clausthal, kao i njegovim saradnicima, na ukazanoj pomoći i korisnim savjetima u toku ispitivanja.

Zahvaljujem se prof.Dr Ing.I.Dragan-u, direktoru Institutul d'cercetari Metalurgice Bukurešt, kao i njegovim saradnicima iz Odjeljenja za obradu deformacijom, na ukazanoj pomoći i korisnim savjetima u toku ispitivanja.

Zahvaljujem se prof.Dr Ing.V.Šolaji, prof.Dr Ing.P.Popoviću i prof.Dr Ing.J.Staniću na ukazanoj pomoći i korisnim savjetima u toku izrade ovog rada.

Posebnu zahvalnost dugujem: kolektivu željezare "B. Kidric" u Nikšiću, na pomoći oko pripreme proba za ispitivanje; saradnicima Računskog centra Instituta za tehnička istraživanja Tehničkog fakulteta u Titogradu, na pomoći oko izrade programa i korišćenju računara; kolektivu Tehničkog fakulteta u Titogradu na omogućavanju odsustvovanja sa Fakulteta, koje je bilo neophodno da bi se ovaj rad sa uspjehom mogao završiti.

Posebnu zahvalnost dugujem Fondaciji Alexander von Humboldt, Bonn-Bad Godesberg, Z.Njemačka, koja me materijalno pomaže da jedan dio ispitivanja izvedem u Z.Njemačkoj.

VAŽNIJE KORISĆENE OZNAKE

k_f [N/m ²]	- specifični deformacioni otpor
k_w [N/m ²]	- ukupni otpor deformaciji
P	- plastičnost
h	- hemijski sastav
s	- strukturno stanje
g	- dimenzije i oblik
$\dot{\varphi}$	- uporedna brzina deformacije
φ	- uporedni stepen deformacije
T [°C]	- temperatura deformacije
k_{fo} [N/m ²]	- specifični deformacioni otpor pri brzini de- for. od $1s^{-1}$
m	- koeficijent brzine deformacije
p	- koeficijent očvršćavanja
σ	- relativno izduženje
$\Delta\sigma$	- apsolutno izduženje
γ_l	- ugao smicanja
$\dot{\gamma}$	- brzina smicanja
n	- broj uvijanja do loma
R [mm]	- poluprečnik
l [mm]	- dužina
M [Nm]	- moment uvijanja

M_0 [Nm]	- moment uvijanja pri brzini deformacije od $1s^{-1}$
τ [N/m ²]	- smicajni napon
σ [N/m ²]	- normalni napon
F [N]	- sila zatezanja
N [min ⁻¹]	- broj obrtaja elektromotora
η	- korelacioni odnos
r	- koeficijent korelacije
τ_0 [N/m ²]	- smicajni napon u oktaedarskoj ravni
ψ	- kontrakcija epruvete u zoni ravnomjernog izduženja.

S A D R Ź A J

1.	Uvod	6
2.	Cilj rada	7
3.	Literaturni pregled	12
3.1.	Specifični deformacioni otpor	12
3.2.	Plastičnost	16
3.3.	Pregled metoda za ispitivanje tople obradivosti metala	18
3.4.	Upoređivanje metala za ispitivanje tople obradivosti metala	21
4.	Opis usvojenih metoda za ispitivanje tople obradivosti	23
4.1.	Ispitivanje tople obradivosti uvijanjem	23
4.1.1.	Prikazivanje rezultata ispitivanja	29
4.1.2.	Uticaaj uslova ispitivanja na rezultate ispitivanja	30
4.2.	Ispitivanje zatezanjem	32
5.	Eksperimentalni dio	35
5.1.	Plan eksperimenta	35
5.2.	Izbor čelika za ispitivanje njihove tople obradivosti	35
5.3.	Pregled korišćene opreme za ispitivanje	37
5.4.	Priprema i oblik proba	38
5.5.	Uslovi ispitivanja	39
5.6.	Tačnost rezultata ispitivanja	41
6.	Rezultati ispitivanja tople obradivosti čelika	42
6.1.	Odredjivanje specifičnog deformacionog otpora metodom uvijanja	43
6.1.1.	Ispitivanje uticaja stepena deformacije na specifični deformacioni otpor	47
6.1.2.	Ispitivanje uticaja brzine deformacije na specifični deformacioni otpor	50
6.1.3.	Ispitivanje uticaja temperature na specifični deformacioni otpor	52
6.1.4.	Upoređivanje k_f -vrijednosti odredjenih metodama uvijanja i zatezanja	53

6.2.	Ispitivanje plastičnosti čelika	55
6.2.1.	Ispitivanje uticaja temperature na plastičnost čelika	55
6.2.2.	Ispitivanje uticaja brzine deformacije na plastičnost čelika	62
6.2.3.	Upoređivanje plastičnosti pri ispitivanju uvijanjem i zatezanjem	64
6.3.	Prostorni dijagrami deformacije	67
7.	Zaključci	68
8.	Izvod na njemačkom jeziku	77
9.	Literatura	86
10.	Prilozi A, B i C	98
11.	Tablice i crteži	127

1. U V O D

Najveći dio proizvedenog čelika obrađuje se plastičnom deformacijom. S obzirom da je, sa jedne strane, asortiman čelika veoma širok, a sa druge strane, većina od njih ima specifične uslove deformisanja, definisanje termo-mehaničkih uslova njihove obrade je v o ma aktuelno i jako složeno.

Za ekonomično i uspješno toplo oblikovanje neophodno je egzaktno utvrditi ponašanje čelika pri plastičnoj obradi, koje se definiše sa njegovom plastičnošću i otporom deformaciji, da bi se zadovoljili zahtjevi ne samo u pogledu troškova proizvodnje, već i zahtjevi u pogledu kvaliteta. Naime, poznavanjem ponašanja čelika pri toploj obradi deformacijom u mogućnosti smo da izaberemo optimalne uslove deformacije pojedinačno za svaki čelik i da pravilno opteretimo proizvodna postrojenja, odnosno pri njihovom konstruisanju da ih pravilno dimenzionišemo.

Prije svega potrebno je da se pogodnim uslovima topljenja i livenja proizvede čelik koji se može dobro oblikovati. Za njegovo uspješno oblikovanje neophodno je u prvom redu, utvrditi temperaturu i stepen deformacije. Svakako ova dva parametra nijesu i jedini koji utiču na plastično ponašanje nekog čelika, već postoji i čitav niz drugih kao što su: brzina deformacije, hemijski sastav, strukturno stanje, na-ponsko stanje, trenje u području obrade, veličina i oblik komada itd.

Za odredjivanje stepena obradivosti odredjenog čelika ne postoji univerzalna metoda čiji bi se rezultati mogli uopštiti za sve tehnološke postupke tople obrade deformacijom. Zbog teškoća u sprovođenju ispitivanja u pogonskim uslovima, primjenjuju se laboratorijska ispitivanja, sa kojima se na jednostavniji način definiše obradivost odredjenog čelika. Razvijen je čitav niz laboratorijskih metoda, sa nizom prednosti i nedostataka, kako u odnosu jedne na drugu, tako i u odnosu na

proizvodne procese obrade deformacijom. Najveću primjenu su našle sljedeće laboratorijske metode: ispitivanje zatezanjem, uvijanjem, pritiskivanjem, dinamičkim savijanjem, valjanjem na klin i dr.

Poslednjih dvadeset godina nastoji se da se osnovne postavke iz teorije plastičnosti razrade i postave opštevažeći zakoni za definisanje ponašanja metala pri toploj obradi deformacijom. S obzirom na kompleksnost problema i na prisustvo velikog broja uticajnih faktora, do danas ne postoji mogućnost jednoznačnog definisanja plastičnosti i tople obradivosti prostijim matematičkim relacijama i opšte-važećim karakterističnim veličinama. Prema tome, svi do sada objavljeni radovi iz ove oblasti mogu se smatrati samo kao prilog rješenju navedenih problema.

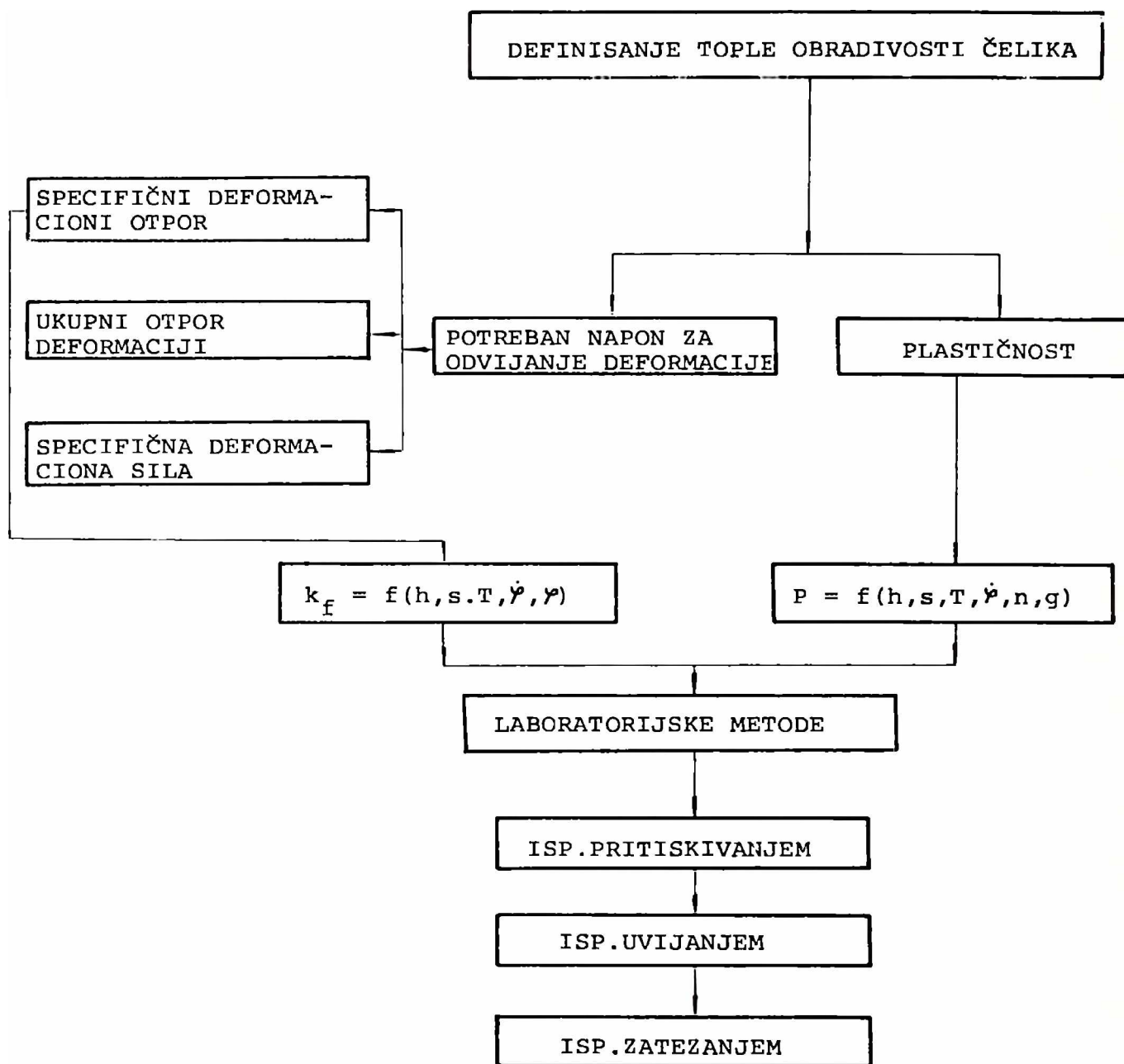
2. Cilj rada

Obrada toplom deformacijom u pogonskim uslovima izvodi se različitim postupcima, od kojih su najvažniji kovanje, valjanje i presovanje.

Za uspješno i ekonomično izvodjenje bilo kojeg tehnološkog postupka obrade toplom deformacijom neophodno je obzobijediti bitne parametre za definisanje optimalnog termomehaničkog režima. Ove parametre sačinjavaju prije svega podaci o otporu deformaciji i plastičnosti, koji zajedno definišu toplu obradivost metala (sl. 1).

Za definisanje potrebnog napona, odnosno potrebne sile za odvijanje deformacije, koristi se specifični deformacioni otpor (k_f), ukupni otpor teformaciji (k_u), koji pored specifičnog deformacionog otpora obuhvata i uticajne faktore koji egzistiraju u pogonskim uslovima (trenje, geometrija obratka itd.) i relativna sila deformacije (p).

Pod specifičnim deformacionim otporom (k_f) podrazumijeva se napon pri kome metal počinje plastično da teče (k_T). Na njega utiče veći broj faktora, kao što su: priroda metala, temperatura, brzina i stepen deformacije.



Sl.1. Šematski prikaz definisanja tople obradivosti čelika

Odredjivanje specifičnog deformacionog otpora u pogonskim uslovima je vrlo otežano, te se za njegovo odredjivanje koriste laboratorijske metode (ispitivanje zatezanjem, uvijanjem i pritiskivanjem).

Najjednostavniji način odredjivanja napona tečenja, odnosno specifičnog deformacionog otpora, je metoda zatezanja. Međutim, pomoću ove metode moguće je tačno odrediti specifični deformacioni otpor, koji se definiše kao odnos sile zatezanja prema stvarnoj površini poprečnog presjeka probe, samo u području ravnomjernog izduženja probe. U tom slučaju u probi egzistira linijsko naponsko stanje. Ovom metodom je moguće ostvariti u probi vrlo mali stepen deformacije što je i jedan od bitnijih nedostataka ove metode.

Tačnije vrijednosti specifičnog deformacionog otpora dobijaju se metodom pritiskivanja, a naročito u slučaju kada je smanjeno trenje između pritiskivača i čelone površine probe.

Vrijednosti specifičnog deformacionog otpora dobijene metodom uvijanja dobro se poklapaju sa vrijednostima odredjenim metodom pritiskivanja. Kod ove metode najtačnije vrijednosti se dobijaju ispitivanjem tankozidne cijevne probe. Zbog nestabilnosti ove probe u toku ispitivanja koriste se cilindrične probe punog poprečnog presjeka.

Na tačnost odredjivanja specifičnog deformacionog otpora bitno utiče način stezanja probe. Naime, ako je probi spriječena promjena dužine u toku ispitivanja, tada se u probi pored napona na smicanje pojavljuju i normalni naponi, koji bitno utiču na tačnost odredjivanja specifičnog deformacionog otpora. Ova netačnost raste sa rastom stepena deformacije. U probi tokom ispitivanja egzistira prostorno naponsko stanje što komplikuje odredjivanje specifičnog deformacionog otpora, ali su uslovi deformisanja (brzina i stepen deformacije) tokom ispitivanja nepromijenjeni. Kod ispitivanja probe kojoj je omogućena promjena dužine u probi egzistiraju samo naponi na smicanje, što omogućava tačnije odredjivanje otpora deformaciji. Nedostatak ovog postupka ispitivanja je u nestacionarnosti uslova deformisanja.

Osnovni podaci koji se dobijaju nabrojanim laboratorijskim metodama su dijagrami zavisnosti između napona i stepena deformacije. Na osnovu ovih dijagrama koristeći hipoteze o

početku plastičnog tečenja (Tresca - S.Venant i Mises - Henchy) u mogućnosti smo nezavisno od šeme naponskog stanja, da odredimo vrijednosti specifičnog deformacionog otpora.

Zavisnost specifičnog deformacionog otpora od logaritamskog stepena deformacije pri konstantnoj temperaturi i brzini deformacije definiše takozvanu krivu tečenja, koja obezbjeđuje polazne podatke za određivanje deformacione sile za bilo koji tehnološki postupak obrade deformacijom.

Za definisanje plastičnog ponašanja metala pri toploj obradi u literaturi postoji niz pojmova, kao što su: plastičnost, deformljivost, sposobnost za deformaciju, kovnost itd. Sa druge strane, postoje još neusaglašeni stavovi o tom da li je plastičnost svojstvo ili stanje metala pri određenim uslovima deformisanja.

Na plastičnost metala, kao i na njegov otpor deformaciji, utiče niz faktora, kao što su: hemijski sastav, strukturno stanje, temperatura, brzina deformacije, naponsko stanje, geometrija i stanje površine obratka, itd.

S obzirom na složenu zavisnost plastičnosti od uticajnih faktora, njeno ocjenjivanje je otežano u proizvodnim uslovima, te se uvode pokazatelji plastičnosti koji se definišu jednostavnijim laboratorijskim metodama ispitivanja metala (zatezanjem, uvijanjem, pritiskivanjem, savijanjem, itd.).

Usvajajući stanovište da je plastičnost stanje metala, za njeno uspješno ocjenjivanje preko pokazatelja plastičnosti potrebno je simulirati sve uticajne faktore koristeći laboratorijske metode. Kod laboratorijskih metoda moguće je sa relativno malim odstupanjem održati nepromijenjene uslove deformisanja (temperaturu, brzinu i stepen deformacije). S druge strane, korišćenjem jedne laboratorijske metode definisano je naponsko stanje, kao i geometrija i stanje površine probe. Na ovaj način bilo koji pokazatelj plastičnosti (izduženje, kontrakcija, broj uvijanja probe do loma itd.) definiše plastičnost kao svojstvo metala, jer su u tom slučaju pokazatelji plastičnosti direktno zavisni samo od prirode metala (hemijski sastav i struktura). Ova plastičnost se može smatrati baznom [128, 129]

Variranjem ostalih uticajnih faktora (temperature,

brzine deformacije, geometrije i stanja površine probe, itd.) moguće je utvrditi uticaj ovih parametara na baznu plastičnost.

Pri toploj obradi u pogonskim uslovima, uslovi deformacije su kompleksniji pa je plastičnost, dobijenu laboratorijskim metodama, neophodno korigovati. Tako korigovana bazna plastičnost definiše takozvanu tehnološku plastičnost.

Za uspješnu obradu naročito legiranih čelika plastičnom deformacijom važnije je poznavati tehnološku plastičnost nego otpor deformaciji. Naime, mnogo je jednostavnije savladati visok otpor deformaciji koristeći snažnije izvedeno mašinsko postrojenje, nego sa uspjehom izvesti obradu čelika smanjene plastičnosti.

Prema tome, postojanje većeg broja laboratorijskih metoda za definisanje tople obradivosti, s obzirom na njihovu razliku u šemama naponskog i deformacionog stanja, kao i na razliku u parametrima koji karakterišu specifični deformacioni otpor i plastičnost, dovodi do niza teškoća oko upoređivanja dobijenih rezultata između samih metoda, kao i njihovu primjenljivost u pogonskim uslovima.

Osim toga, relativno je malo do sada objavljenih podataka o vrijednostima pokazatelja koji definišu toplu obradivost, naročito legiranih čelika. Takođe su oskudni podaci o uticaju pojedinih faktora na plastičnost i deformacioni otpor, kao što su: temperatura, brzina deformacije, stepen deformacije, promjena strukturnog stanja u toku deformacije, itd.

Polazeći od navedenog, naša istraživanja imala su za cilj da na bazi literaturne obrade i eksperimentalnih podataka daju prilog:

1. analizi postojećih metoda ispitivanja tople obradivosti sa izborom optimalne metode,
2. razradi postupaka određivanja deformacionog otpora i plastičnosti,
3. ispitivanju uticaja temperature, brzine i stepena deformacije na deformacioni otpor, odnosno temperature i brzine deformacije na plastičnost legiranih čelika.

3. Literaturni pregled

Kao što je već konstatovano, ponašanje bilo kojeg metala pri toploj obradi deformacijom, odnosno definisanje njegove tople obradivosti, određeno je preko veličine potrebnog napona za odvijanje deformacije i vrijednosti maksimalne moguće deformacije koju metal može da izdrži a da pri tom ne dodje do njegovog razaranja.

Za definisanje potrebne sile, odnosno potrebnog napona za odvijanje deformacije, koriste se sljedeće veličine: specifični deformacioni otpor (k_f); ukupni otpor deformaciji (k_u), koji pored specifičnog deformacionog otpora obuhvata i uticajne faktore, koji egzistiraju u pogonskim uslovima (trenje, geometrije obratka, itd) i relativna sila deformacije (p).

Za definisanje potrebnog napona za odvijanje deformacije usvaja se specifični deformacioni otpor.

Ovo poglavlje obuhvata, s obzirom na postavljeni cilj rada, kraći literaturni pregled zavisnosti specifičnog deformacionog otpora i plastičnosti od uticajnih faktora, kao i analizu postojećih metoda za njihovo definisanje.

3.1. Specifični deformacioni otpor

Specifični deformacioni otpor (k_f) definiše se kao napon pri kome metal počinje plastično da teče (k_T). Pri linijskom naponskom stanju specifični deformacioni otpor definiše se odnosom sile prema stvarnoj površini izloženoj dejstvu te sile:

$$k_f = F/A = k_T . \quad (1)$$

Medjutim, stvarni tehnološki procesi obrade deformacijom odvijaju se u uslovima prostornog i ravanskog naponskog stanja. Ako je tijelo opterećeno glavnim normalnim naponima koji djeluju u tri međusobno upravne ravni, tada će plastično tečenje nastupiti pod drugim uslovima od onih koji egzistiraju pri linijskom naponskom stanju. Uslove koje treba da zadovolje naponi u datoj tački tijela, da bi u njoj došlo do plastične

deformacije, definišu se uslovima plastičnog tečenja.

Ako se posmatra opšti slučaj naponskog stanja elementa napregnutog tijela, onda se uslov plastičnog tečenja matematički može izraziti funkcijom

$$F(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, C_1, C_2, \dots) \quad (2)$$

gdje su: $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ - glavni normalni naponi,

C_1, C_2, \dots - fizičke karakteristike metala koje se određuju eksperimentalno.

Pojedini autori su ovu funkciju izražavali različitim jednačinama što je prouzrokovalo postojanje više hipoteza o plastičnom tečenju metala. Od niza hipoteza ovdje će biti korišćene samo dvije, kao najčešće primjenjivane kod rješavanja problema obrade plastičnom deformacijom i to [6,31,81,82,145,146]:

1. hipoteza najvećeg tangencijalnog napona i
2. hipoteza najveće deformacione energije utrošene na promjenu oblika.

Razlika između izračunatih napona tečenja po oba kriterijuma plastičnog tečenja je najveća ako je $\sigma_2 = (\sigma_1 + \sigma_3) / 2$. Za ovaj slučaj po hipotezi najvećih smicajnih napona napon tečenja je veći za 15% u odnosu na napon tečenja određen po hipotezi najveće deformacione energije utrošene na promjenu oblika [5,6].

Kao što je već u uvodnom dijelu navedeno, specifični deformacioni otpor zavisi od: hemijskog sastava (h), strukturnog stanja (s), temperature (T), brzine deformacije ($\dot{\epsilon}$) i stepena deformacije (ϵ) [43,37]. Zavisnost specifičnog deformacionog otpora od navedenih uticajnih faktora može se izraziti na sljedeći način:

$$k_f = f(h, s, T, \dot{\epsilon}, \epsilon). \quad (3)$$

Zavisnost specifičnog deformacionog otpora od vrste naponskog stanja nije konstatovana [1,6,9,16,25,31,33].

Specifični deformacioni otpor u zavisnosti od stepena deformacije ($k_f = f(\epsilon)$) pri konstantnoj temperaturi i brzini deformacije, definiše tkz. krivu tečenja ili krivu efektivnih napona.

Ispitivanje uticaja faktora na specifični deformacioni otpor bilo je predmet rada mnogim istraživačima [2,3,6,7,10,14,17,22,24,27,45,47,49,55,56,72] .

Zavisno od korišćene metode ispitivanja, mogu se definisati odgovarajuće matematičke relacije, kojima se određuje zavisnost specifičnog deformacionog otpora od pojedinih uticajnih faktora.

Na osnovu eksperimentalnih podataka definisana je zavisnost specifičnog deformacionog otpora od stepena deformacije sa jednom od matematičkih relacija prikazanih na sl.2 [94,90,89]

Na sl.3 prikazane su krive tečenja za čelik C45 (po DIN-u) dobijene metodom pritiskivanja [94].

Zavisnost specifičnog deformacionog otpora od brzine deformacije može se izraziti na sljedeći način [6,31,26] :

$$k_f = k_{fo} \dot{\varphi}^m \quad (4)$$

U dvostrukom logaritamskom sistemu jednačina (4) predstavlja pravu, kao što je prikazano na sl.4 [94].

Pored parcijalnog prikazivanja zavisnosti specifičnog deformacionog otpora od brzine i stepena deformacije, pojedini istraživači su pokušali da uopšte te zavisnosti koristeći sljedeći izraz [76] :

$$k_f = C_1 \varphi^{C_2} \dot{\varphi}^{C_3} \quad (4')$$

gdje je: C_1 - koeficijent uticaja temperature,

C_2, C_3 - koeficijenti uticaja stepena i brzine deformacije.

Vrijednost specifičnog deformacionog otpora raste sa povećanjem brzine deformacije, dok se uticaj stepena deformacije na specifični deformacioni otpor, naročito pri većim temperaturama i manjim brzinama deformacije, može zanemariti [6,15] . Pored ova dva uticajna faktora veliki uticaj na specifični deformacioni otpor ima i temperatura deformacije (sl.5) [94] .

U literaturi postoji čitav niz jednačina za određivanje specifičnog deformacionog otpora u zavisnosti od temperature. Sve ove jednačine imaju ograničenu upotrebljivost, s

obzirom da su definisane za određenu vrstu čelika i pri određenim uslovima ispitivanja. Navode se samo neki od postojećih obrazaca za definisanje zavisnosti $k_f = f(T)$. U opštem obliku ta zavisnost se može izraziti jednačinom [55,76,77] :

$$k_f = b(k-T_0), \quad (5)$$

gdje je: T_0 - temperatura početka plastične deformacije,

b, k - konstante koje zavise od brzine deformacije.

Ovako postavljena jednačina važi samo u ograničenom temperaturnom intervalu.

Zavisnost specifičnog deformacionog otpora od temperature, može se definisati sljedećim izrazom [78]:

$$k_f = k_{fo} e^{S\theta}, \quad (5')$$

gdje je: $\theta = T/T_p$ - odnos temperature deformacije (T) prema temperaturi topljenja (T_p),

$S = f(\dot{\epsilon}, \dot{\epsilon})$ - koeficijent koji zavisi od stepena deformacije i brzine deformacije.

Ispitivanje uticaja legirajućih elemenata i strukturnog stanja na specifični deformacioni otpor čelika, bilo je predmet istraživanja pojedinih istraživača [24,44]. Pored kvalitativnog određivanja uticaja pojedinih legirajućih elemenata na specifični deformacioni otpor, bilo je pokušaja da se i kvantitativno odrede k_f - vrijednosti u zavisnosti od hemijskog sastava [11,55,79,80]. Jedan od takvih pokušaja prikazan je sljedećom jednačinom [80] :

$$k_f = 0,01 (1,4C + Mn + 0,3Cr) (1400 - T) \quad (6)$$

gdje je: T - temperatura deformacije,

C, Mn, Cr - procentualni sadržaj ugljenika, mangana i hroma.

Ova jednačina nije našla širu primjenu, jer ne uzima u obzir uticaj brzine i stepena deformacije, kao ni uticaj ostalih legirajućih elemenata [55].

3.2. Plastičnost

Kao i specifični deformacioni otpor tako i plastičnost jednog čelika prvenstveno zavisi od njegovog hemijskog sastava (h), strukturnog stanja (s), temperature (T), brzine deformacije ($\dot{\varphi}$), naponskog stanja (n), geometrije i stanja površine obratka (g), itd., što se može definisati kao:

$$P = f(h, s, T, \dot{\varphi}, n, g). \quad (7)$$

S obzirom na složenu zavisnost plastičnosti od uticajnih faktora kao i na njihov veliki broj, direktno određivanje plastičnosti ili preko parametara koji je definišu, u proizvodnim uslovima je vrlo otežano ili skoro neizvodljivo. Zato je razvijen čitav niz laboratorijskih metoda za istovremeno određivanje specifičnog deformacionog otpora i ocjenjivanje plastičnosti. Svaki vid ispitivanja (pritiskivanjem, zatezanjem, uvijanjem, savijanjem, itd) odlikuje se specifičnim uslovima deformisanja, pri kojima se postiže maksimalna moguća deformacija kojom se definiše plastičnost metala.

Da bi se omogućilo upoređivanje ostvarenih deformacija pri pojedinim laboratorijskim metodama i izvelo simuliranje proizvodnih uslova, neophodno je uvesti pojam upotrebne deformacije [81,82]. Za sistem glavnih deformacija uporedni stepen deformacije određuje se iz izraza:

$$\varphi = \sqrt{\frac{2}{3}(\varphi_1^2 + \varphi_2^2 + \varphi_3^2)} = (1-1.15) |\varphi|_{\max} \approx |\varphi|_{\max}. (7')$$

Koristeći se laboratorijskim metodama ispitivanja utvrđivanje zavisnosti plastičnosti od uticajnih faktora bio je predmet istraživanja mnogim istraživačima [8,12,19,21,30,33,48,51,54,60,61].

Hemijski sastav i strukturno stanje čelika bitno utiču na njegovu plastičnost. Prisustvo određenih legirajućih elemenata u čeliku ima različito dejstvo na obrazovanje δ -područja.

Dvofazne strukture, kao na primjer kod austenitno-fenitnih čelika, znatno smanjuju njihovu plastičnost, isto kao i teško rastvorljivi karbidi u legiranim čelicima sa povećanim sadržajem ugljenika. Sumpor čini čelik krtim u crvenom žaru, a fosfor izaziva krtost u hladnom stanju. Olovo, kalaj, antonom

i drugi prateći elementi štetno utiču na plastičnost visoko legiranih vatrootpornih i nerđjajućih hrom-niklovih čelika. Kod pojave gasova u čeliku nije bitna samo njihova raspodela, već i vrsta jedinjenja koji oni grade sa ostalim elementima. Tako na primjer, kiseonik i azot grade nemetalna jedinjenja koja se raspoređuju po granicama zrna i time utiču na smanjenje plastičnosti [75,69,71,6,30,84] .

Povećanje temperature doprinosi poboljšanju plastičnosti i smanjenju specifičnog deformacionog otpora. U određenom temperaturnom intervalu dolazi do strukturnih promjena koje bitno utiču na plastičnost određenog čelika.

Gubitku plastičnosti doprinosi: rast zrna kod povišenih temperatura, stvaranje jednog od lakotopljivih eutektikuma, itd. Zbog svega ovog, uticaj temperature na plastičnost mora se uvijek posmatrati kroz pojave koje su posledica temperature [6,30,31,52] !

Rasprostranjeno je mišljenje [30,31,32,49,51] da povećanje brzine deformacije negativno utiču na plastičnost čelika. Pojedini objavljeni rezultati ispitivanja pokazuju da to nije uvijek slučaj [6] . Može se smatrati dokazanim da brzina deformacije ima veći uticaj na plastičnost čelika u području tople obrade nego pri hladnoj obradi [6,30,16,22,31,88] . Ispitivanje uticaja brzine deformacije na plastičnost je otežano zbog nestacionarnosti temperature, što je posledica samog procesa deformacij

Plastičnost bitno zavisi i od odnosa napona ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$) u zoni deformisanja [12,6,9]. Poznato je da se čak sasvim kruti materijali mogu oblikovati bez pojave razaranja pod dejstvom hidrostatičkog pritiska. Pored odnosa napona ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$) na plastičnost bitno utiče i vrsta naprezanja (sl.6)[9]. Suviše veliki naponi na pritisak na slobodnoj površini komada koji se deformišu povećavaju mogućnost stvaranja pukotina.

Nije svejedno da li se komad kuje u kalupu ili slobodno deformiše pod presom ili čekićem. Čelici kojima je slabija plastičnost bolje se valjaju u kalibru, koji sprečava širenje, nego pri valjanju sa slobodnim širenjem.

Kod deformacije livenih ingota postoje dodatne teškoće koje su uslovljene nehomogenom gradnjom kao posledicom segregacije (mjestimično gomilanje određenih elemenata i jedinjenja),



nemetalnim uključcima i drugim. Stvaranje dendrita je posledica različite brzine hladjenja materijala u kokili. Obradom ingota valjanjem, kovanjem ili presovanjem postojeći lunker se djelimično zatvaraju i u određenom stepenu se vrši homogenizacija strukture. Prema tome, plastičnost jednog čelika zavisi i od njegove predistorije [6,31,30] , (sl.7) [31].

U literaturi postoji više pokušaja da se matematički opiše zavisnost plastičnosti od uticajnih faktora pri toploj deformaciji [20,46,52,53,62,63,64,65,85,109] , preko takozvanih kriterijuma plastičnosti. Jedan od takvih kriterijuma sa kojim se omogućuje kvalitativno ocjenjivanje plastičnosti čelika [46,52] koristi se u ovom radu za upoređivanje parametara plastičnosti određenih metodama uvijanja i zatezanja.

3.3. Pregled metoda za ispitivanje tople obradivosti čelika

Najstarija a i danas često upotrebljiva metoda za određivanje plastičnog ponašanja čelika je ispitivanje na sabijanje. Ranije je to bila uobičajena metoda za određivanje maksimalne moguće deformacije pri kovanju cilindrične ili kvadratne probe pri različitim temperaturama. Zbog nemogućnosti određivanja stvarnog trenutka pojave pukotine ova metoda nije našla neku širu primjenu.

Prva publikacija u kojoj se predlaže ispitivanje pritiskivanjem cilindričnih proba za određivanje specifičnog deformacionog otpora čelika datira od 1910. godine [89]. Nekoliko godina kasnije objavljeni su rezultati ispitivanja specifičnog deformacionog otpora kod grupe legiranih čelika sa metodom pritiskivanja proba koje su imale čeonu površinu u vidu kugle 90 . Pri ovoj vrsti ispitivanja, smanjuje se uticaj trenja između pritiskivača i čeone površine probe, što omogućava da se u probi postigne aksijalno naprezanje na pritisak. Pri svim ovim ispitivanjima brzina deformacije nije bila konstantna. Pored ovog nedostatka i pojava trenja između alata i čeone površine probe bitno utiče na tačnost određivanja specifičnog deformacionog otpora [77,38,39,40] .

Konstruisanjem specijalnog uređaja za ispitivanje pritiskivanjem omogućeno je određivanje specifičnog deformaci-

onog otpora pri konstantnoj brzini deformacije [91,92,93,94].

Brojni istraživači saglasni su sa tim, da se ovom metodom ispitivanja ne može definisati plastičnost nekog metala, zbog prisustva velikog broja nekontrolisanih faktora, kao što su: temperatura, trenje, subjektivnost u ocjenjivanju trenutka pojave pukotine itd. [47,6,31,88].

Ispitivanje zatezanjem našlo je široku primjenu [95, 96,97,98,13,28,74]. U svim publikacijama iznosi se konstatacija, da čvrstoća na zatezanje karakteriše otpor deformaciji, a da izduženje i kontrakcija karakterišu plastičnost određenog metala. Neki od bitnih nedostataka ove metode, sastoje se u slijedećem:

1. Do pojave suženja, tj. u području jednoosnog naponskog stanja, brzina deformacije je vrlo mala, koja je mnogo manja od uobičajenih brzina deformacije kod pojedinih tehnoloških procesa obrade;

2. U zoni suženja brzina deformacije raste od 10 do 16 puta [15], što za posledicu imamo jako zagrijavanje mjesta loma, tako da se lom dešava pri temperaturi koja je znatno viša od temperature ispitivanja;

3. Zbog pojave u zoni suženja prostornog naponskog stanja i zbog komplikovanog geometrijskog oblika suženja vrlo je teško odrediti specifični deformacioni otpor u ovoj zoni [26,27].

Sa željom da se neki od navedenih nedostataka otklone, konstruisana je kidalica, na kojoj se kidanje probe odvija pri konstantnoj brzini deformacije [8].

Podaci o specifičnom deformacionom otporu, dobijeni koristeći ovakvu kidalicu, poklapaju se sa rezultatima dobijenim metodom uvijanja. Koristeći ovu kidalicu dobijeni su i bolji rezultati o plastičnosti ispitivanih čelika [88].

Kod ispitivanja savijanjem u vrućem stanju, broj savijanja probe do loma karakteriše plastičnost ispitivanog materijala [99,100,17]. Često se ova vrsta ispitivanja ranije koristila u čeličanama za ocjenjivanje sposobnosti za deformaciju pojedinih šarži. Ova metoda nije našla veću primjenu zbog niza nedostataka, kao što su:

1. vrlo teško se održava konstantna temperatura u toku ispitivanja,

2. mala brzina deformacije,

3. odnos i vrsta napona bitno se razlikuju u odnosu na tehnološke postupke obrade (valjanje, kovanje, presovanje, itd.).

Ispitivanje izvlačenjem za određivanje specifičnog deformacionog otpora i plastičnosti imaju sporedni značaj.

Kod ispitivanja na udarnu žilavost, kao mjera otpora deformaciji, uzima se energija koja je potrebna za prelom ili savijanje probe, a ugao savijanja karakteriše plastičnost. Iako uslovi ispitivanja u suštini imaju veoma malo zajedničkog sa uslovima koji egzistiraju kod procesa tople obrade, ova vrsta ispitivanja se veoma često koristi. Pojedini istraživači [3,49] su mišljenja, da se ovom metodom može mnogo bolje ocjeniti plastičnost jednog čelika i optimalna temperatura za njegovu obradu, nego sa metodom zatezanja. Pri tome se ne uzima u obzir uticaj brzine deformacije.

Kod ispitivanja valjanjem na klin [66], probe se valjaju na ravnim ekscentrično postavljenim valjcima, pri čemu stepen deformacije stalno raste. Mjera plastičnosti je stepen deformacije kod kojeg se pojavljuje pukotina na bočnim stranama probe. Neki od istraživača [101] su zauzeli veoma kritičan stav o ovom načinu ispitivanja. Naime, prisustvo mnogobrojnih uticajnih faktora, koji se ne mogu kontrolisati, otežavaju tačnost pri ocjenjivanju plastičnosti metala.

Ispitivanje obradivosti toplim uvijanjem je našlo primjenu tek 1935. godine. Za ocjenjivanje obradivosti čelika, kao i za ispitivanje uticaja različitih faktora na specifični deformacioni otpor i plastičnost, ova metoda je bila korišćena od niza istraživača [6,21,29,31,104,105,106,107,126,129,86,68,41,36].

Kod ove metode moment uvijanja karakteriše otpor deformaciji, a broj uvijanja probe do loma plastičnost određenog metala. Temperatura koja odgovara maksimalnom broju uvijanja probe do loma odgovara optimalnoj temperaturi početka deformacije [6,31,70,67,73]. Pojedini autori [88,101,6,31] smatraju da za temperaturu početka toplote obrade treba uzeti temperaturu koja je niža za oko 30°C od temperature koja odgovara maksimalnom broju uvijanja probe do loma. Na ovaj način bi se izbjeglo

neželjeno pregrijavanje metala prouzrokovano toplotom razvijenom u toku deformacije.

Koristeći ovu metodu moguće je simulirati pojedine tehnološke procese tople obrade [107,87].

Ovo je danas i jedna od najčešće korišćenih metoda za ispitivanje tople obradivosti čelika.

3.4. Uporedjivanje metoda za ispitivanje tople obradivosti metala

Za ispitivanje tople obradivosti određenog metala, koja je definisana njegovim specifičnim deformacionim otporom i njegovom plastičnošću, razvijen je čitav niz laboratorijskih metoda kao što su: ispitivanje zatezanjem, pritiskivanjem, uvijanjem, savijanjem, valjanjem na klin itd.

Kao što je već konstatovano, i specifični deformacioni otpor i plastičnost metala su zavisni od niza faktora, koji bi se grubo mogli podijeliti na faktore koji zavise od prirode metala, uslova deformisanja i oblika radnog predmeta. U tabeli 1 prikazan je pregled uticajnih faktora na obradivost jednog komada, sa osvrtom na mogućnost ispitivanja njihovog uticaja u laboratorijskim uslovima.

Uporedjivanje laboratorijskih metoda s obzirom na mogućnost ostvarenja uslova ispitivanja, ocjenjivanja tople obradivosti i upotrebljivosti dobijenih rezultata u proizvodnim uslovima dato je pregledno u tabeli 2.

S obzirom da je brzina deformacije kod visokih temperatura vrlo uticajna na toplu obradivost čelika plastičnom deformacijom u tabeli 3 prikazan je pregled brzina koje se postižu u pogonskim i laboratorijskim uslovima [7].

Ocjenjivanje ponašanja metala pri toploj deformaciji, odnosno njegove obradivosti, kao što je evidentno iz table 2, varira od metode do metode. Na primjer, za određivanje specifičnog deformacionog otpora najpouzdanije su metode ispitivanja pritiskivanjem i uvijanjem. Dok se plastičnost čelika najbolje deformiše sa metodama ispitivanja na zatezanje i uvijanje.

Uporedjivanje rezultata za ocjenjivanje obradivosti

čelika, dobijeni različitim metodama, moguće je samo u slučaju ako su uslovi ispitivanja isti.

U tablici 4 prikazani su rezultati za specifični deformacioni otpor kod čelika Ck45 (po DIN-u), koji su određeni pritiskivanjem [108], uvijanjem (1) [111]; (2) [32] i zatezanjem [110].

Razlike u vrijednostima specifičnog deformacionog otpora, koje su određene različitim laboratorijskim metodama ispitivanja, prouzrokovane su: odstupanjem od jednoosnog naponskog stanja; trenjem između alata i probe; anizotropijom početnog stanja; neravnomjernom deformacijom; pojavom unutrašnjih napona; netačnim računanjem uporednih vrijednosti za napon, stepen deformacije i brzinu deformacije; netačnim mjerenjem sile, puta, vremena i temperature; itd.

Upoređivanjem metoda ispitivanja tople obradivosti bilo je predmet istraživanja mnogim istraživačima [11,6,31,30,15,129].

Na sl.8 i sl.9 prikazane su krive tečenja za čelik X10CrNiTi18.9 (po DIN-u), dobijene različitim metodama ispitivanja, uz korišćenje kriterijuma za plastično tečenje Tresca - s. Venant i v. Mises - Henchy. Upoređivanje rezultata izvedeno je pri logaritamskom stepenu deformacije od $\varphi = 0,5$ u odnosu na kontinualno pritiskivanje cilindrične probe. Ispitivanje pritiskivanjem ravnih proba daje najveće vrijednosti za specifični deformacioni otpor. Oblast rasipanja vrijednosti za specifični deformacioni otpor je nešto veća za k_f -vrijednosti određene po Trescinom kriterijumu tečenja.

Maksimalana razlika između k_f -vrijednosti određenih po ova dva kriterijuma za plastično tečenje iznosi 15%. Veliko odstupanje k_f -vrijednosti dobijenih metodom uvijanja u odnosu na k_f -vrijednosti dobijenih metodom cilindričnog pritiskivanja, kao i u odnosu na druge metode, može se objasniti prisustvom neravnomjernosti stepena deformacije po poprečnom presjeku probe. k_f -vrijednosti određene metodom uvijanja po Trescinom kriterijumu tečenja, prema mišljenju pojedinih istraživača [7,47], bliže su k_f -vrijednostima koje egzistiraju u pogonskim uslovima, nego što je to slučaj sa k_f -vrijednostima određenim koristeći Misesov kriterijum tečenja.

Na sl. 10 [112] prikazani su parametri plastičnosti za austenitni čelik sa 18% Cr i 10% Ni dobijeni metodom toplog uvijanja i zatezanja.

Na osnovu analize literaturnih podataka zaključuje se da se od svih laboratorijskih metoda metodom uvijanja najuspješnije definiše topla obradivost čelika [95,113,114].

Na osnovu izvedene analize laboratorijskih metoda za ispitivanje tople obradivosti grupe nisko- i visoko legiranih čelika usvojena je metoda ispitivanja uvijanjem.

S obzirom na postavljeni cilj rada, rezultati dobijeni metodom uvijanja biće upoređjeni sa rezultatima dobijenim metodom zatezanja, jer je to, poslije metode uvijanja, metoda koja najbolje definiše toplu obradivost čelika.

4. Opis usvojenih metoda za ispitivanje tople obradivosti

4.1. Ispitivanje tople obradivosti uvijanjem

Kao što je već konstatovano, metoda toplog uvijanja predstavlja jednu od najpovoljnijih metoda za definisanje tople obradivosti preko specifičnog deformacionog otpora i plastičnosti.

Sa porastom značaja ispitivanja ponašanja čelika pri toploj deformaciji ova metoda je poslednjih godina našla široku primjenu u svim većim istraživačkim centrima. U brojnim publikacijama predložene su i opisane nove koncepcije za mašine koje se koriste pri ovoj vrsti ispitivanja [6,31,57,71,88]. U principu kod svih mašina proba se steže između jednog pokretnog i jednog nepokretnog ležišta, čime se omogućuje aksijalno izduženje prbe izazvano njenim zagrijavanjem, prije nego što počne ispitivanje. Proba dobija obrtno kretanje preko pokretnog ležišta i pogonskog agregata, kojeg čine elektromotor, reduktor, spojnica i kočnica. Moment uvijanja mjeri se na nepokretnom, a brzina i ugao uvijanja na pokretnom ležištu. Sve ove veličine, kao i broj uvijanja probe do loma, tokom ispitivanja se registruju (sl.11).

Za ispitivanja se koriste cilindrične probe, čije dimenzije nijesu standardizovane, tako da se vrijednosti za prečnik probe kreću od 5-10 mm a mjerna dužina probe od 25 do 100 mm.

Brzina deformacije probe je u direktnoj zavisnosti od dimenzija probe i brzine uvijanja, i ona u toku ispitivanja ostaje nepromijenjena toliko dugo dok se dimenzije probe ne izmijene. Promjena dimenzija je isključena ukoliko je spriječeno uzdužno pomjeranje probe u toku ispitivanja. Kod najčešće korištenih mašina za ispitivanje uvijanjem u toku ispitivanja brzina deformacije ostaje nepromijenjena. U ovom slučaju u probi se u toku ispitivanja pojavljuje troosno naponsko stanje. Odnosno, pored smicajnih napona u probi se pojavljuju normalni naponi, koji mogu biti pozitivni ili negativni, što zavisi od uslova ispitivanja i ispitivanog metala (sl.12) [6,8,31,57].

Za zagrijavanje proba najčešće se koristi cijevna peć sa otpornim zagrijavanjem. Maksimalne temperature kod pojedinih mašina za ispitivanje su različite i najčešće iznose od 1200 - 1300°C. U mnogim slučajevima, a naročito kad se ispituju metali skloni na oksidaciju, ispitivanja se izvode pod zaštitnom atmosferom. Pored ovakve zaštite od oksidacije i drugih nepoželjnih hemijskih reakcija na spoljašnjoj površini probe, pojedini istraživači premazuju probu sa zaštitnim sredstvima, na primjer sa natrijum silikatom [57]. Za simuliranje procesa valjanja ovakva vrsta peći je dosta inertna, te se pribjegava korišćenju induktivnog zagrijavanja probe [88,87,17]. Proba se postavlja u kvarcnu cijev kroz koju struji argon kao zaštitni gas, a temperatura se mjeri optičkim pirometrom. Mašina za simuliranje procesa valjanja opremljena sa jednom brzom elektromagnetnom spojnicom i odgovarajućom kočnicom, omogućava kombinovanje programa temperatura-vrijeme sa programom stepen deformacije-vrijeme, čime se u potpunosti obezbjeđuje simuliranje plana provlaka kod valjanja.

Pored indukcionog zagrijavanja proba upotrebljava se i kondukciono zagrijavanje [115], koje se oblikuje vrlo velikom brzinom zagrijavanja.

Za brzo hladjenje proba koristi se najčešće gas ili voda, što omogućava ispitivanje izmjene strukture metala u toku njegove deformacije [87].

Da bi se omogućilo korišćenje torzione probe za računsko odredjivanje parametara, koji definišu toplu obradivost, uvo-
di se niz pretpostavki:

1. materijal koji se ispituje je homogen i izotropan,
 2. radijus nedeformisane probe prelazi u radijus defo-
rmisane bez savijanja [116],
 3. kružni presjek u toku deformacije ostaje ravan [6, 31].
- Stepen deformacije izazvan naponima na smicanje može se izraziti preko:

1. ugla smicanja γ_1 i
2. vrijednosti klizanja ($\gamma = \tan \gamma_1$).

Kod ispitivanja tople obradivosti uvijanjem za defini-
sanje stepena deformacije usvaja se vrijednost klizanja [6, 16,
31, 88, 146].

Ugao smicanja određen je izrazom

$$\tan \gamma_1 = r \theta / l, \quad (8)$$

odnosno, vrijednost klizanja

$$\gamma = \tan \gamma_1 = r \theta / l. \quad (9)$$

Na spoljnoj površini probe vrijednost klizanja iznosi

$$\gamma_R = R \theta / l. \quad (10)$$

Ako se mijenjaju dimenzije probe sa uglom uvijanja

tada je

$$\gamma = \int_0^\theta (R(\theta)/l) d\theta. \quad (11)$$

Brzina deformacije definiše se preko klizanja, kao
mjere stepena deformacije, i određuje se izrazom

$$\dot{\gamma} = d\gamma / dt = R d\theta / l dt = R \dot{\theta} / l. \quad (12)$$

Uvedemo li u jednačinu (12) brzinu uvijanja izraženu
preko broja obrtaja motora dobija se

$$\dot{\gamma} = \bar{u} R N / 30 l. \quad (13)$$

Između izmjerenog momenta uvijanja i brzine deformacije
postoji zavisnost u vidu eksponencijalne funkcije, koju su kon-
statovali mnogi istraživači [6, 29, 31, 32, 88].

Eksponencijalna funkcija ima oblik

$$M = M_0 \dot{\gamma}^m. \quad (14)$$

Koeficijent brzine (m) zavisi od hemijskog sastava ispi-
tivanog čelika i temperature. Prema do sada izvedenim eksperime-
ntima kreće se u granicama od 0,1 - 0,25 [6]. (Bliže o načinu od-
redjivanja ovog parametra vidjeti u prilogu A.)

Pojedini autori za vezu između momenta uvijanja i brzi-
ne deformacije predlažu parabolični zakon [117, 118] u obliku

$$\dot{\epsilon} = A e^{-\theta'/RT} [\sinh(\alpha M)]^{n'} \quad (15)$$

gdje je: A , α , n' - konstante zavisne od materijala,
 θ' - aktivirana energija u toku deformacije,
 R - opšta gasna konstanta,
 T - apsolutna temperatura [$^{\circ}\text{K}$].

Za manje momente uvijanja i niže brzine deformacije jednačina (15) dobijamo oblik

$$\dot{\epsilon} = A M^{n'} e^{-\theta'/RT} \quad (16)$$

Pored brzine deformacije moment uvijanja zavisi i od stepena deformacije. Ova zavisnost kod hladne obrade deformacijom može se definisati eksponencijalnom funkcijom oblika:

$$M = M_1 \dot{\epsilon}^p \quad (17)$$

gdje je: M_1 - moment uvijanja pri $\dot{\epsilon} = 1$,
 p - koeficijent očvršćavanja.

Prema ispitivanjima izvedenim toplim uvijanjem [6], konstatuje se da se iz dijagrama momenta uvijanja-ugao uvijanja pri konstantnoj temperaturi, ne može dobiti konstatna vrijednost za koeficijent očvršćavanja (p). Vrijednost koeficijenta p zavisi od stepena deformacije, tako da je pri malim stepenima deformacije pozitivan, pri stepenima deformacije između 0,3 i 1,1 može biti jednak 0 i iznad ovog intervala poprima negativnu vrijednost [6]. Ovo pokazuje da proces očvršćavanja pri toploj deformaciji nema bitnu ulogu poslije određenog stepena deformacije.

Na osnovu izvedenih ispitivanja za čelike: Č.4570, Č.4578 i Č.4732 uspostavljena je zavisnost momenta uvijanja od stepena deformacije u dvostrukom logaritamskom sistemu u vidu parabole sljedećeg oblika (vidjeti poglavlje 6.1)

$$\log M = a_0 + a_1 \log \dot{\epsilon} + a_2 \log^2 \dot{\epsilon} \quad (18)$$

Antilogaritmovanje jednačine (18) dobija oblik:

$$M = 10^{(a_0 + a_2 \log^2 \dot{\epsilon})} \dot{\epsilon}^{a_1} \quad (19)$$

Koeficijent očvršćavanja iz jednačine (17) predstavlja nagib tangente na krivu određenu jednačinom (18) za određeni stepen deformacije. Bliže određivanju koeficijenta p vidjeti u prilogu A.

Za izračunavanje napona na smicanje iz momenta uvijanja koristi se izraz

$$M = 2\bar{u} \int_0^R \tau(r) r^2 dr. \quad (20)$$

Integraljenje u jednačini (20) se ne može izvesti, jer se ne poznaje raspodjela napona na smicanje po presjeku probe.

Samo u dva granična slučaja u mogućnosti smo da odredimo tu raspodjelu i to:

1. kod čisto elastičnog opterećenja kada imamo

$$\tau = \rho G = \frac{r}{l} G \theta \quad (21)$$

gdje je G - modul smicanja.

Integracijom jednačine (20) dobija se

$$M = \bar{u} \theta G R^4 / 1, \quad (22)$$

odnosno, $M \approx R^4$.

2. Kod idealno plastičnog metala, međjutim, imamo

$$\tau(r) = \tau_R = \text{const. pa je } M = \frac{2}{3} \bar{u} \tau_R R^3, \quad (23)$$

odnosno, $M \approx R^3$.

Stvarna raspodjela napona na smicanje kod probe izložene toplom uvijanju nalazi se između ova dva granična slučaja. Karakteristični dijagrami raspodjele napona na smicanje po presjeku probe dati su na sl. 13' [119]. Najveći napon na smicanje se u svakom slučaju nalazi na spoljnoj površini probe, koji je za ocjenjivanje tople obradivosti najbitniji.

Ukupna zavisnost napona na smicanje od brzine i stepena deformacije može se definisati izrazom [29] :

$$\tau_R = \frac{1}{2\bar{u}R^3} \left(3M + \rho \frac{\partial M}{\partial \rho} + \rho^2 \frac{\partial M}{\partial \rho^2} \right). \quad (24)$$

Poslije diferenciranja jednačina (14) i (19) i zamene u jednačinu (24) dobija se:

$$\tau_R = M (3 + m + p) / 2\bar{u}R^3 \quad (25)$$

gdje je: $p = a_1 + 2 a_2 \log \rho$.

Bliže o određivanju vrijednosti napona na smicanje vidjeti u prilogu A.

Ukoliko se u jednačini (25) zanemari koeficijent očvršćavanja p dobija se izraz koji je bio korišćen od većeg broja istraživača [6,31,101,88] :

$$\tau_R = M (3 + m) / 2\bar{u}R^3. \quad (26)$$

Ako se u jednačini (25) zanemari pored uticaja stepena deformacije i brzina deformacije dobija se jednačina za određivanje napona na smicanje kod idealno plastičnog metala koja je identična jednačini (23):

$$\tau_R = 3 M / 2 \bar{U} R^3. \quad (27)$$

Zanemarujući uticaj stepena deformacije na napon na smicanje jednačine (24) dobija sljedeći oblik:

$$\tau_R = \frac{1}{2 \bar{U} R^3} \left(3M + \mu \frac{\partial M}{\partial x} \right). \quad (28)$$

Ako jednačinu (15) zamijenimo u jednačinu (28) dobija se novi oblik jednačine za izračunavanje najvećeg smicajnog napona na površini probe koja glasi [22] :

$$\tau_R = \frac{1}{2 \bar{U} R^3} \left[3M + \frac{1}{\alpha n' \sqrt{\sinh(\alpha M)^2 + 1}} \right]. \quad (29)$$

Za $\alpha M < 1$ je $\sinh(\alpha M) \approx \alpha M$ tada se dobija jednačina koja je približno jednaka jednačini (26) i glasi :

$$\tau_R = M (3 + 1/n') / 2 \bar{U} R^3. \quad (30)$$

U slučaju da je $\alpha M > 2$ jednačina (29) dobija oblik

$$\tau_R = 3 M / 2 \bar{U} R^3. \quad (31)$$

Jednačina (31) je identična jednačini (27).

U koliko se koristi ispitivanje probe kojoj je omogućeno uzdužno pomjeranje u toku deformacije tada imamo promjenu dimenzija bez pojave aksijalnih naprezanja. Promjena poluprečnika probe pri ispitivanju može se odrediti iz zakona o nepromjenjivosti zapremine koristeći sledeći izraz:

$$R = R_0 \sqrt{l_0/l} \quad (32)$$

gdje su: R_0, l_0 - početne dimenzije probe,

R, l - dimenzije probe u trenutku ispitivanja.

Vrijednosti za napon na smicanje, dobijene uz korišćenje navedenih jednačina, ne mogu se neposredno upoređivati sa rezultatima drugih metoda, niti se mogu prenijeti direktno u proizvodne uslove bez uvođenja pojma uporednog napona (σ_u), uporednog stepena deformacija (φ) i uporedne brzine deformacije ($\dot{\varphi}$). Za određivanje ovih uporednih veličina danas se najčešće koriste: hipoteza najveće utrošene energije na promjenu oblika i hipoteza najvećeg smicajnog napona. Detaljnije o ovim hipotezama vidjeti u prilogu A.

Uporedni napon definiše vrijednost specifičnog deformacionog otpora, jer navedene hipoteze definišu napon pri kojem metal počinje da teče pri toploj obradi deformacijom.

Obrasci za izračunavanje uporednog napona, uporednog stepena deformacije i uporedne brzine deformacije, koristeći gore navedene hipoteze, su:

1. po prvoj hipotezi:

$$\sigma_u = \sqrt{3} \tau_R = k_f; \quad \varphi = \dot{\gamma}_R / \sqrt{3}; \quad \dot{\varphi} = \dot{\gamma}_R / \sqrt{3}, \quad (33)$$

2. po drugoj hipotezi:

$$\sigma_u = 2 \tau_R = k_f; \quad \varphi = \dot{\gamma}_R / 2; \quad \dot{\varphi} = \dot{\gamma}_R / 2. \quad (34)$$

Koji od navedenih kriterijuma za plastično tečenje usvojiti u literaturi postoji neusaglašenost. Naime, pojedini istraživači [11,31,32] zaključuju da su uporedne vrijednosti dobijene po hipotezi najvećeg smicajnog napona upotrebljivije za praksu, dok drugi istraživači [28,87,88] tvrde suprotno.

4.1.1. Prikazivanje rezultata ispitivanja

Jedan od osnovnih parametara za definisanje tople obradivosti je specifični deformacioni otpor, koji se najčešće iskazuje u zavisnosti od stepena deformacije. Pri visokim stepenima deformacije specifični deformacioni otpor opada. Ako se ispitivanje izvede sa probom kojoj je spriječno uzdužno pomjeranje u toku deformacije, samo u početku ispitivanja imamo dvoosno a izvan ovog područja troosno naponsko stanje [6]. Zbog pojave troosnog naponskog stanja otežano je tačno određivanje krivih tečenja pri većim stepenima deformacija [6,31,88]. Kod probe kojoj je omogućeno aksijalno pomjeranje u toku deformacije zadržava se dvoosno naponsko stanje ali pri tome brzina deformacije nije konstantna.

Pojedini istraživači [8,23,32,101,197] nijesu kvantitativno određivali vrijednosti za specifični deformacioni otpor u zavisnosti od temperature, brzine i stepena deformacije, već su kvalitativno opisivali njegovu zavisnost od temperature i brzine deformacije.

Broj uvijanja probe do loma karakteriše plastičnost

odredjenog metala. Najčešće se kod ove metode ispitivanja kvalitativno ocjenjuje plastičnost odredjenog metala u zavisnosti od temperature i brzine deformacije.

Zavisnost specifičnog deformacionog otpora i broja uvijanja probe do loma od temperature definiše se tzv. dijagramom plastičnosti. Prostornim dijagramom plastičnosti prikazuje se vrlo dobro zavisnost specifičnog deformacionog otpora i plastičnosti od temperature i brzine deformacije [6,8,31,32]. Na sl. 14 [31] prikazuje se, kao primjer, prostorni dijagram deformacije za jedan kiselo otporni čelik.

4.1.2. Uticaj uslova ispitivanja na rezultate ispitivanja

Pod uslovima ispitivanja podrazumijevaju se uticajne veličine koje se mijenjaju od mjesta do mjesta ispitivanja, i bitno mogu da utiču na rezultate ispitivanja. Ovdje se ne govori o uticaju temperature i brzine deformacije s obzirom da ove veličine ne zavise od metode ispitivanja.

Kao što je već konstatovano, ispitivanje uvijanjem može se izvesti na dva načina i to:

1. sa držanjem konstantne dužine probe i
2. sa promjenljivom dužinom probe.

Kod prvog slučaja u probi se javlja, odmah na početku deformacije, troosno naponsko stanje, a u drugom slučaju u toku čitavog ispitivanja u probi vlada dvoosno naponsko stanje.

Ispitivanjem sa promjenljivom dužinom probe bavilo se više istraživača [8,31,11,73,111]. Prema njihovim rezultatima konstatuje se da se pri ispitivanju na nižim temperaturama kod α - željeza, obojenih i mekih metala pojavljuje izduženje probe. Čelične probe, koje se deformišu u austenitnom području, skraćuju se tim više što je veća temperatura deformisanja. Skraćivanju probe prethodi manje izduženje u početku ispitivanja. Kod ispitivanja čelika u δ - području, koristeći probu sa promjenljivom dužinom, postiže se veći broj uvijanja probe do loma nego kod ispitivanja proba sa konstantnom dužinom. Ovo znači da se u dvoosnom naponskom stanju postiže bolja plastičnost čelika [6]. Po mišljenju pojedinih istraživača [31,32,71], proba sa konstantnom dužinom u toku ispitivanja daje upotrebljivije podatke o

plastičnosti nego proba sa promjenljivom dužinom u toku ispitivanja. Ovo se objašnjava time, što u prvom slučaju u probi egzistira troosno naponsko stanje što bliže odgovara proizvodnim uslovima. Odredjivanje specifičnog deformacionog otpora, koristeći ovu vrstu probe, vrši se u području gdje su aksijalna naprezanja zanemarljivo mala [6,31,88] .

Kod čelika u dvofaznom području ($\alpha + \gamma$) preovladjuju naprezanja na pritisak, dok u jednofaznom α i γ području naprezanja na zatezanje [31] .

Na transformacionim tačkama nije primijećeno nikakvo aksijalno naprezanje [31] .

Prvi put se aksijalno naprezanje pojavljuje kod temperatura deformacije koje su veće od temperature rekristalizacije ispitivanih čelika [43,57] . Kod čelika u austenitnom području prelaz od aksijalnog naprezanja na pritisak u naprezanja na zatezanje dešava se pri deformaciji čija se vrijednost može odrediti iz sljedećeg izraza [57] .

$$\gamma = \gamma_0 (T_k)^R \quad (35)$$

gdje je: $T_k [^0K]$ - apsolutna temperatura, .
 $\gamma_0 = 5,5 \cdot 10^8$ - kod ispitivanih čelika pri brzini deformacije od $1,4 - 24,7 \text{ s}^{-1}$,

$R \approx 2,7$ - kod ispitivanih čelika.

Trenutak promjene vrste naprezanja u zavisnosti od stepena deformacije u direktnoj je zavisnosti od rekristalizacije ispitivanog čelika [57] .

Najveći sekundarni naponi mogu se iskazati u zavisnosti od brzine i stepena deformacije kao i temperature deformacije slijedećom jednačinom [57] :

$$\sigma = \log K (\gamma^p \dot{\gamma}^m T_k^A) \quad (36)$$

gdje su: p, m, A - konstante koje zavise od metala,
 K - popravni koeficijent.

Kod metode uvijanjem maksimum broja uvijanja probe do loma na dijagramu plastičnosti se pomjera ka nižim temperaturama u odnosu na ispitivanje zatezanjem pri istim uslovima ispitivanja [121] . Ovo se objašnjava pojavom povećanja temperature u probi kao posljedica brzine deformacije. Ako se ne preduz-

mu posebne mjere deformacija se pri uvijanju odvija adijabat-ski a pri zatezanju približno izotermiski. Ovo je i razlog što se u literaturi nalaze različiti podaci o optimalnoj temperaturi početka deformacije za jedan čelik. Na sl. 15 [121] prikazan je dijagram plastičnosti za određeni čelik u zavisnosti od temperature i brzine deformacije. Na istom dijagramu prikazane su korigovane krive plastičnosti (isprekidane linije), koje su dobijene uzimajući u obzir povećanje temperature u toku deformacije. Optimalna temperatura početka deformacije, određena na osnovu maksimuma na korigovanoj krivoj plastičnosti, približno je jednaka optimalnoj temperaturi dobijenoj pri ispitivanju zatezanjem [121] .

Ispitivanje uticaja oblika i kvaliteta obradjene površine probe na obradivost čelika, bilo je predmet istraživanja pojedinim istraživačima [31,32] . Na sl. 16 [31] prikazuje se uticaj dimenzija probe na plastičnost čelika. Pored ovog, ispitivan je uticaj okoline atmosfere u kojoj se nalazi proba, kao i uticaj prethodne termičke obrade na toplu obradivost čelika [31,122] .

4.2. Ispitivanje zatezanjem

Ispitivanje se izvodi na cilindričnoj probi početnog prečnika d_0 i početne mjerne dužine l_0 , koja se zagrijava na željenoj temperaturi i potom se zateže određenom silom F . U toku ispitivanja se registruje dijagram sila-izduženje i na kraju ispitivanja se određuju ukupno izduženje probe kao i njen prečnik na mjestu loma.

U toku plastične deformacije metal počinje plastično da teče u trenutku kad naponi izazvani deformacionim silama postignu jednu kritičnu vrijednost koja se definiše izrazom:

$$k_f = F/A \quad (37)$$

gdje je: F - sila zatezanja,

A - trenutna površina poprečnog presjeka probe.

Odredjivanje napona tečenja, odnosno specifičnog deformacionog otpora, pri ispitivanju zatezanjem, moguće je samo u zoni ravnomjernog izduženja. Pretpostavlja se da je u ovoj zoni zatezna sila po presjeku probe ravnomjerno raspodijeljena.

U zoni ravnomjernog izduženja probe, to jest do pojave suženja, specifični deformacioni otpor može se odrediti i iz izraza.

$$k_f = F e^{\varphi} / A_0 \quad (38)$$

gdje je: $\varphi = \ln l / l_0 = \ln A_0 / A$ - logaritamski stepen deformacije.

Postupak određivanja specifičnog deformacionog otpora u zoni ravnomjernog izduženja prikazan je u prilogu B.

Međjutim, veliki nedostatak ispitivanja zatezanjem je činjenica da se pri relativno malim stepenima deformacije pojavljuje suženje probe. S obzirom na teško definisanje geometrije probe u zoni suženja kao i pojave troosnog naponskog stanja vrlo teško se u ovoj zoni određuje specifični deformacioni otpor. Pored navedenog, treba naglasiti da je u zoni suženja brzina deformacije za 10-16 puta veća od brzine deformacije u zoni ravnomjernog izduženja [15].

Za izračunavanje specifičnog deformacionog otpora u zoni suženja može se koristiti sledeća jednačina [123]:

$$k_f = \bar{\sigma}_z / (1 + 2\rho/r) \ln(1 + r/\rho), \quad (39)$$

$$\text{pri čemu je: } r/\rho = \sqrt{\ln A_0 / A - 0.1} \quad (40)$$

gdje je: $\bar{\sigma}_z$ - srednji napon na zatezanje u zoni suženja,

ρ - poluprečnik krivine suženja,

r - poluprečnik poprečnog presjeka na mjestu kidanja,

A_0 - početna površina poprečnog presjeka,

A - površina poprečnog presjeka na mjestu loma.

Pored jednačine (39) često se koristi i sledeća jednačina za određivanje specifičnog deformacionog otpora u zoni suženja (sl. 17) [124]:

$$k_f = F / A_{\min} (1 + r / 4\rho). \quad (41)$$

Ovdje se pretpostavlja da proba i u zoni suženja zadržava kružni poprečni presjek.

Kao mjera plastičnosti kod ove metode ispitivanja koriste se sljedeće veličine:

$$1. \text{ kontrakcije } \psi = \Delta A / A_0 = (A_0 - A_1) / A_0, \quad (42)$$

2. promjena prečnika

$$\psi_d = \Delta d / d_0 = (d_0 - d_1) / d_0, \quad (43)$$

3. Relativno izduženje

$$\delta = \Delta l / l_0 = (l_1 - l_0) / l_0. \quad (44)$$

Odredjivanje ovih veličina kao i njihovih grešaka izazvanih mjerenjem prikazano je u prilogu B.

Prema mišljenju pojedinih autora [54,17,81], kao pouzdano mjerilo plastičnosti može se prihvatiti samo kontrakcija poprečnog presjeka probe.

Kao i kod metode uvijanja i ovdje se može samo kvalitativno ocijeniti plastičnost određenog metala, kao i njegova optimalna temperatura početka plastične deformacije.

Prikazivanje rezultata za specifični deformacioni napor i plastičnost u zavisnosti od temperature i brzine deformacije identično je kao i kod prikazivanja rezultata dobijenih metodom uvijanja.

Ispitivanje zatezanjem se izvodi počevši od standardnih kidalica, kojima se postižu relativno male brzine deformacije, pa do specijalno izvedenih kidalica koje omogućavaju postizanje deformacije i do 1000 s^{-1} .

Na osnovu uporednih ispitivanja zatezanjem i uvijanjem [121] konstatuje se da se metodom zatezanja dobijaju bolji podaci o plastičnosti manje plastičnih čelika, jer je kod plastičnijih čelika kontrakcija suviše visoka, čak dostiže vrijednost od 100%. Pri ispitivanju zatezanjem tačnije se definiše optimalna temperatura početka plastične deformacije nego pri ispitivanju uvijanjem, jer se proces deformacije zatezanja odvija izotermски [121]. Za ispitivanje uticaja nemetalnih uključaka na obradivost čelika pokazuje se da je metoda zatezanja pogodnija od metode uvijanja [121].

5. EKSPERIMENTALNI DIO

5.1. Plan eksperimenta

Za ispitivanje tople obradivosti grupe nisko i visokolegiranih čelika usvajaju se metode uvijanja i zatezanja kao metode koje najefikasnije definišu toplu obradivost čelika.

Ispitivanje tople obradivosti za izabranu grupu čelika izvedeno je u temperaturnom intervalu od 800-1300°C pri brzinama i stepenima deformacije koji bliže odgovaraju pogonskim uslovima.

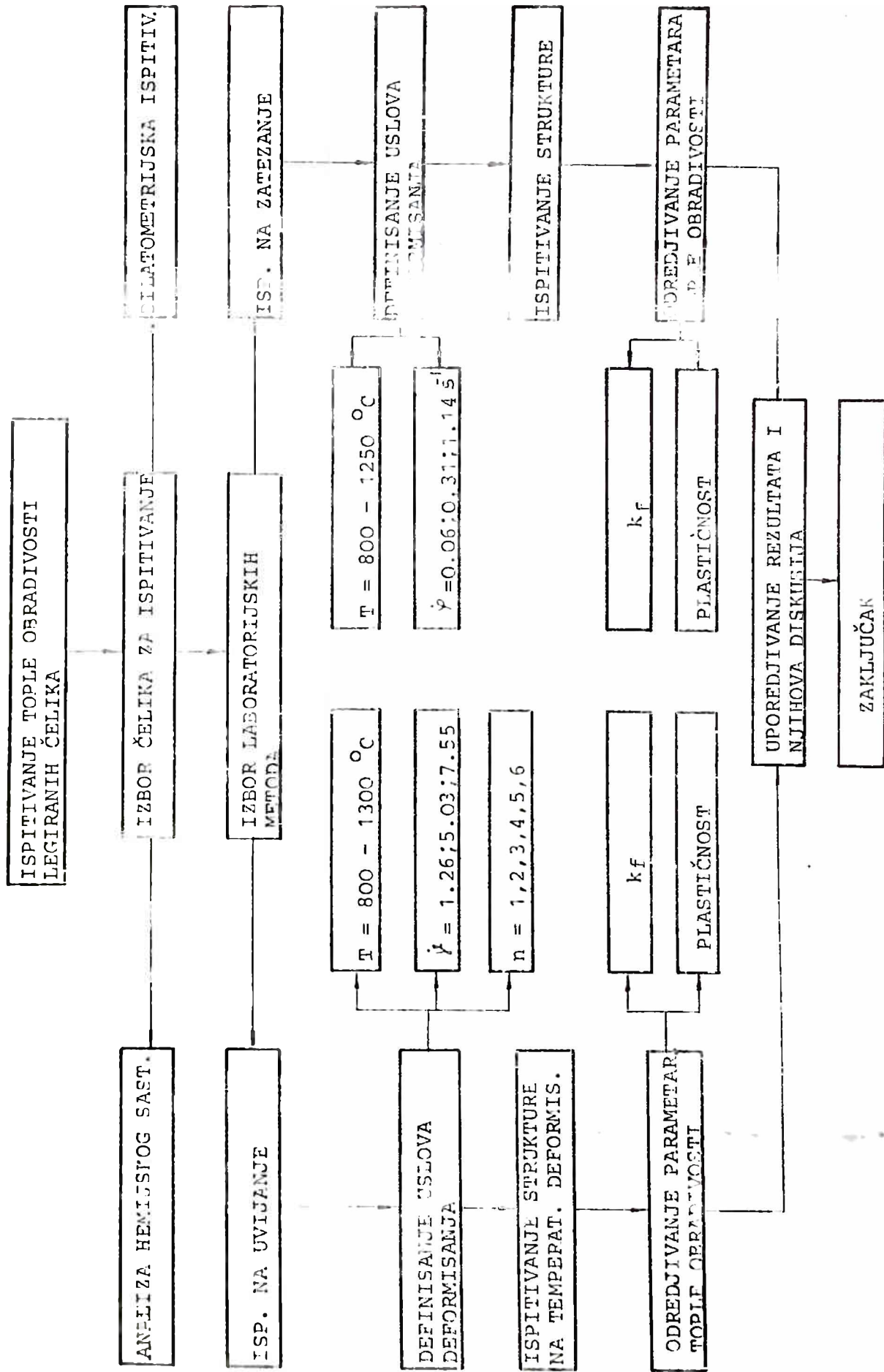
S obzirom da je topla obradivost čelika, preko specifičnog deformacionog otpora i plastičnosti, funkcija većeg broja uticajnih faktora, ovdje će se analizirati samo uticaj temperature, brzine i stepena deformacije na toplu obradivost uz konstataciju da su svi ostali uticajni faktori u toku ispitivanja konstantni.

Na sl. 18' šematski je prikazan plan ispitivanja.

5.2. Izbor čelika za ispitivanje njihove tople obradivosti

Polazeći od činjenice da je kod najvećeg broja nisko i visokolegiranih čelika vrlo teško održati optimalni termomehanički režim pri obradi deformacijom, a to je naročito izraženo kod vatrootpornih, brzoreznih, nerdjajućih i kiselo-otpornih čelika, za ispitivanje tople obradivosti odabrali smo tri čelika i to: konstrukcioni, nerdjajući i kisjelootporni čelik Č.4570; konstrukcioni vatrootporni čelik Č.4578 i konstrukcioni čelik za poboljšanje Č.4732.

Hemijski sastav ovih čelika prikazan je u tablici 5. Procentualni sadržaji legirajućih elemenata koji se nalaze izvan zagrada odgovaraju standardnom hemijskom sastavu za navedene kvalitete. Vrijednosti u zagradama predstavljaju hemijski sastav pojedinih kvaliteta određen hemijskom analizom polufabrikata pripremljenih za izradu proba. S obzirom da su sve probe izradjene od jedne šarže slučajno izabrane, za svaki kvalitet, za dalja ispitivanja mjerodavniji je hemijski sastav u zagradama.



Sl.18'. Plan eksperimenata

Za svaki ispitivani čelik izvedena su dilatometrijska ispitivanja na dilatometru firme "Amsler", sa ciljem određivanja transformacionih tačaka. Dobijeni podaci prikazani su u tablici 6.

5.3. Pregled korišćene opreme za ispitivanje

Za ispitivanje tople obradivosti uvijanjem korišćena je mašina za toplo uvijanje firme "SETERAM" izradjena po licenci Istraživačkog centra za crnu metalurgiju Francuske (IRSID). Izgled ove mašine prikazan je na sl. 18.

Glavne karakteristike ove mašine su:

a) Zagrijavanje:

- indukciono (sa frekvencijom od 400 kHz),
- regulacija temperature: ručna i automatska,
- interval temperature: od 750-1350°C,
- brzina zagrijavanja: max 300°C/min, min 30°C min.

b) Hladjenje:

- regulacija: ručna i automatska,
- uredjaj za trenutno hladjenje sa vodom,
- mogućnost programiranje brzine hladjenja od 30 - 300°C/min,

c) Pogonski dio:

- motor jednosmjerne struje, snage od 5 kW,
- kontinualna promjena broja obrtaja motora od 50-1500 min⁻¹ preko elektronskog varijatora,
- stepena promjena broja obrtaja od 1,66 - 50 min⁻¹ preko mjenjačke kutije sa prenosnim odnosom 1-1/30,
- elektropneumatska spojica - kočnica.

d) Programiranje procesa valjanja:

- programiranje brzine valjanja,
- programiranje temperature valjanja.

e) Mjerni uredjaji:

- elektronski uredjaj za mjerenje broja obrtaja vretena i probe,
- uredjaj za mjerenje obrtnog momenta,
- uredjaj na mjerenje aksijalne sile,
- optički pirometar za mjerenje temperature,

- 12-kanalni svjetlosni pisač sa brzinama zapisivanja od 0,25-2000 mm/s.

Za ispitivanje zatezanjem korišćena je elektronska kidalica firme "INSTRON", model 1195, (sl.19), sa sledećim karakteristikama:

- maksimalna snaga od 10^5 N,
- sa brzinama deformisanja od: 0,5; 1; 2,5,10,20,50, 100,200 i 500 mm/min,
- sa električnom peći koja omogućava zagrijavanje probe do 1500°C ,
- mjerenje temperature pomoću termopara platina-radijum (Pt-Rh).

Za ispitivanje mikrostrukture korišćeni su optički mikroskop firme "LEITZ" - WETZLAR" i Raster elektronski mikroskop firme "ORTEC" (sl.20) sa mogućnošću uvećanja do 20.000 puta.

5.4. Priprema i oblik proba

Oblik proba za uvijanje nije standardizovan, što je dovelo do tog da se trenutno koristi preko 20 dimenziona različitih proba. Direktno od istraživača zavisi izbor dimenzija probe, tako da se kod najčešće upotrebljivanih proba prečnik kreće od 3-18 mm a mjerna dužina probe od 28-190 mm. Ovakav nesklad u dimenzijama proba dovodi od nemogućnosti uporedjivanja rezultata ispitivanja.

Za ispitivanje tople obradivosti navedenih čelika metodom uvijanja uzeli smo probu dimenzija $\varnothing 6 \times 50$ mm, prema preporukama konstruktora korišćene mašine za uvijanje [88]. Izgled probe prikazan je na sl. 21.

Za ispitivanje tople obradivosti zatezanjem koristi se tzv. kratka proba dimenzija $\varnothing 4 \times 28,6$ mm, sa kojom je, u odnosu na korišćenju kidalicu, moguće postići maksimalnu brzinu deformacije od $0,31 \text{ s}^{-1}$. Izgled ove probe prikazan je na sl. 22.

S obzirom na nemogućnost kidalice da ostvari veće brzine deformacije korišćena je proba manje dužine. Za postizanje brzine deformacije od $1,14 \text{ s}^{-1}$ upotrijebljena je proba dimenzija od $\varnothing 4 \times 9,3$ mm (sl.23).

Za izradu ovako definisanih proba po obliku i dimenzijama korišćeni su polufabrikati u vidu gredica poprečnog presjeka 125x125 mm, od šarži pojedinih kvaliteta, koje su slučajno izabrane. Da bi se izbjegle eventualne greške izazvane livenjem, koje su najčešće locirane u glavi i peti ingota za izradu proba uzeli smo gredicu iz sredine ingota.

Ovako dobijene gredice dalje su valjane na Sitnoj pruzi do prečnika \varnothing 16 mm. Da bi se omogućila lakša mehanička obrada čelika Č.4570 i Č.4578 prethodno je izvršena termička obrada. Čelik Č.4570 se žari na temperaturi od 780°C sa držanjem od 60 min, hladjenje se izvodi u peći do 400°C a potom na vazduhu. Čelik Č.4578 zagrijavan je na temperaturi od 1070°C sa držanjem od 30 min, a potom se gasi u vodi sa ciljem razbijanja krupne austenitne strukture.

Analizom mikrostrukture navedenih čelika na sobnoj temperaturi zaključeno je da su to tri različita čelika u odnosu na izgled mikrostrukture. Čelik Č.4570 je martenzitnoferitni. S obzirom da je došlo do odstupanja u hemijskom sastavu slučajno izabrane šarže od standardnog hemijskog sastava ovog čelika, na sobnoj temperaturi, umjesto martenzita egzistira jedna od međjufaznih struktura: beinit trostit ili sorbit, što zavisi od brzine hladjenja. Izgled mikrostrukture ovog čelika prikazan je na sl. 24.

Čelik Č.4578 je austenitni, izgled mikrostrukture prikazan je na sl. 58 a. Čelik Č.4732 je feritno-perlitni čelik čiji je izgled prikazan na sl. 62 a.

5.5. Uslovi ispitivanja

Da bi se ispitala topla obradivost za odabrane čelike potrebno je definisati uslove ispitivanja. Kao što je već konstatovano, temperatura ispitivanja varirana je u intervalu od 800-1300°C. Promjena brzine deformacije uslovljena je mogućnošću opreme za ispitivanje. Za ispitivanje uvijanjem usvajaju se tri brzine deformisanja, koje odgovaraju broju obrtaja motora od: 200, 800 i 1200 min⁻¹. Za usvojene dimenzije probe postiže se brzina deformacije od: 1,26; 5,03 i 7,55 s⁻¹.

Za preračunavanje broja obrtaja elektromotora u odgovarajuću brzinu deformacije koristi se izraz

$$\dot{\gamma} = 2 \bar{U} R N / 60 \text{ l } [s^{-1}]. \quad (45)$$

Za usvojene dimenzije probe jednačina (45) dobija oblik

$$\dot{\gamma} = N / 159,23 [s^{-1}] \quad (46)$$

odnosno, $1 [s^{-1}] = 159,23 [\text{min}^{-1}]$.

Veza između deformacija ostvarenih pri uvijanju i valjanju, određena na osnovu hipoteze najvećeg smicajnog napona [6], definiše se izrazom

$$n = 1 \ \mathcal{E}h / \bar{U} R, \quad (47)$$

gdje je

$\mathcal{E}h$ - stepen deformacije pri valjanju.

Koristeći jednačinu (47) dajemo tabelarni prikaz odnosa broja uvijanja probe prema odgovarajućem stepenu deformacije pri valjanju ($\mathcal{E}h$), tablica 7.

Za usvojene dimenzije probe jednačina (47) dobija oblik

$$n = 5,305 \mathcal{E}h. \quad (48)$$

Imajući ovo u vidu za određivanje specifičnog deformacionog otpora uzeli smo broj uvijanja probe od 1,2,3,4, 5 i 6 obrtaja čime se prekriva jedna široka oblast za vrijednosti stepena deformacije, jer se pri procesu toplog valjanja postiže maksimalni stepen deformacije od 90%, a kod uobijačenih postupaka valjanja u kalibrima redukcija od 40% smatra se visokom [6].

Kod ispitivanja zatezanjem maksimalna postignuta brzina deformacije iznosila je $1,14 \text{ s}^{-1}$, a ostale korišćene brzine deformacije iznosile su $0,062$ i $0,31 \text{ s}^{-1}$. Temperatura ispitivanja kretala se u intervalu od $800-1250^{\circ}\text{C}$.

Kod obje metode za svaku tačku ispitivanja (konstantni uslovi ispitivanja) ispitivano je 3 - 5 proba, što doprinosi većoj pouzdanosti u donošenju zaključaka na osnovu dobijenih rezultata.

5.6. Tačnost rezultata ispitivanja

Pod uslovom da na mjerne veličine utiču samo slučajni faktori na osnovu teorije vjerovatnoće i statističke analize grešaka slijedi da je najvjerovatnija vrijednost mjerne veličine aritmetička sredina dobijenih rezultata mjerenja x_1, x_2, \dots, x_n , koja se određuje iz izraza:

$$\bar{x} = \sum_{i=1}^n x_i \quad (49)$$

gdje je: n - broj mjerenja.

S obzirom na karakter uticajnih faktora, kao i na mali broj mjerenja (≤ 5) usvaja se da se mjerne veličine pokoravaju Studentovoj raspodjeli.

Bilo koja mjerna veličina, ukoliko se uzme u obzir samo slučajna greška ($e_{sl}(x)$), može se izraziti

$$x = \bar{x} \pm e_{sl}(x), \quad (50)$$

$$\text{gdje je } e_{sl}(x) = t_{1-\alpha}(f)G(\bar{x}). \quad (51)$$

Bliže o načinu izračunavanja greške mjerenja vidjeti u prilogu A.

Za svaku tačku mjerenja (konstantni uslovi ispitivanja) određene su greške mjerenja koristeći elektronski računar. Kao primjer u tablici 8 navodi se pregled vrijednosti za moment i broj uvijanja probe do loma sa greškama mjerenja za čelik Č.4570 pri brzini deformacije od $7,55 \text{ s}^{-1}$.

Na osnovu dobijenih podataka i za druga dva čelika može se konstatovati da su vrijednosti za obrtni moment određeni sa greškom od $\pm 2\%$, a broj uvijanja probe do loma sa greškom od $\pm 3\%$.

Odredjivanje greške pri izračunavanju specifičnog deformacionog otpora je nešto složenije, s obzirom da se radi o veličini koja se indirektno određuje na osnovu mjernih veličina koristeći odgovarajuće matematičke relacije. Ovakva greška zavisi kako od veličine pojedinačnih grešaka mjerenja tako i od oblika zavisnosti preko koje se izračunava ova veličina.

Ako je u opštem slučaju veličina u definisana funkcijom od više promjenljivih $u(x, y, z, \dots)$, tada se maksimalna apsolutna greška može izračunati iz:

$$du = dx f(x,y,z,...) + dy f(x,y,z,...) + dz f(x,y,z,...) \quad (52)$$

Maksimalna relativna greška izračunava se iz

$$du/u = d [\ln f(x,y,z,...)] \quad (53)$$

Pri određivanju ukupne greške u jednačini (52) svi diferencijali uzimaju se da su pozitivni sa čime, dobija maksimalna moguća greška.

Bliži prikaz određivanja ove vrste greške vidjeti u prilogu A.

Kao primjer izračunavanja ove vrste greške uz korišćenje elektronskog računara u tablici 9 navedeni su podaci o vrijednostima za specifični deformacioni otpor sa odgovarajućim greškama za čelik Č.4732, pri brzini deformacije od $1,26 \text{ s}^{-1}$ i stepenu deformacije od 1,128. U ovom slučaju za izračunavanje specifičnog deformacionog otpora korišćena je jednačina

$$k_f = M (3 + m) / \bar{u} R^3 [\text{N/m}^2]. \quad (54)$$

I za ostala dva čelika greška pri određivanju specifičnog deformacionog otpora ne prelazi $\pm 5,2\%$, što se može smatrati zadovoljavajućim.

6. Rezultati ispitivanja tople obradivosti čelika

Kao što je već konstatovano, topla obradivost čelika definiše se preko njegovog specifičnog deformacionog otpora i njegove plastičnosti. Za bilo koji tehnološki proces obrade deformacijom od bitnog je značaja za određeni čelik posjedovati tačne podatke o termo-mehaničkom režimu.

U ovom poglavlju biće iznijeti i prodiskutovani rezultati ispitivanja uticaja temperature, brzine i stepena deformacije na specifični deformacioni otpor, kao i uticaj temperature i brzine deformacije na plastičnost za sva tri usvojena čelika.

Ispitivanja se izvode koristeći metode uvijanja i zatezanja prema već definisanim uslovima ispitivanja.

6.1. Odredjivanje specifičnog deformacionog otpora metodom uvijanja

Specifični deformacioni otpor metala pri ispitivanju uvijanjem karakteriše se momentom uvijanja. U toku ispitivanja moment uvijanja se registruje pri konstantnoj temperaturi i brzini deformacije u zavisnosti od stepena deformacije.

Prema elementarnoj teoriji plastičnosti može se za cilindričnu probu na osnovu izmjerenog obrtnog momenta odrediti napon na smicanje pod sljedećim pretpostavkama:

- a) kružni poprečni presjek probe u toku deformacije zadržava svoj prvobitni oblik,
- b) deformacija je duž probe homogena i
- c) materijal probe ima homogenu strukturu.

Ukupni moment uvijanja od sredine probe do bilo kojeg radijusa r iznosi

$$M = 2\bar{u} \int_0^r \tau(r) r^2 dr. \quad (55)$$

Integracija u jednačini (55) se ne može izvesti zbog nepoznavanja rasporeda napona na smicanje po presjeku probe. Najveći napon na smicanje javlja se na spoljnoj površini probe, koji je ujedno za ocjenjivanje tople obradivosti i najbitniji. (Detaljnije o odredjivanju specifičnog deformacionog otpora dato je u prilogu A.)

Zavisnost napona na smicanje od momenta uvijanja data je [29] izrazom

$$\tau_R(\dot{\gamma}_R, \gamma_R) = (3M + \dot{\gamma} \frac{\partial M}{\partial \dot{\gamma}} + \gamma \frac{\partial M}{\partial \gamma}) / 2\bar{u}R^3. \quad (56)$$

Za uspješno rješavanje jednačine (56) potrebno je egzaktno poznavati zavisnost momenta uvijanja od brzine i stepena deformacije. Kao što je već konstatovano, nizom do sada izvedenih eksperimenata [6,31,29,88,32] dokazano je da se zavisnost momenta uvijanja od brzine deformacije može iskazati eksponencijalnom funkcijom oblika

$$M = M_0 \dot{\gamma}^m. \quad (57)$$

U dvostrukom logaritamskom sistemu ova jednačina predstavlja pravu, gdje je m nagib te prave. Tačke na krivoj $M = f(\dot{\epsilon})$, dobijenoj eksperimentom u sistemu $\log \dot{\epsilon} - \log M$, koreliraju se sa jednačinom prave, gdje koeficijent korelacije iznosi $r > 99\%$. U tablici 10, kao primjer, navode se vrijednosti koeficijenta M_0 i m iz jednačine (57) sa koeficijentom korelacije za čelik Č.4732, pri stepenu deformacije od 1,88 i pri brzinama deformacije: 1,26; 5,03 i 7,55 s⁻¹.

Zavisnost momenta uvijanja od stepena deformacije je mnogo složenija.

Na bazi rezultata ispitivanja može se definisati zavisnost momenta uvijanja od stepena deformacije izrazom

$$M = 10^{(a_0 + a_2 \log^2 \dot{\epsilon})} \dot{\epsilon}^{a_1} \quad (58)$$

Ova zavisnost u dvostrukom logaritamskom sistemu predstavlja parabolu. Korelacioni odnos, kojim se određuje tačnost koreliranja eksperimentalnih podataka sa jednačinom (58), kod svih ispitivanih čelika bio je veći od 98%. Kao primjer navedeni su u tablici 11 podaci o konstantama iz jednač. (58) sa korelacionim odnosom (η) za čelik Č.4570, pri stepenu deformacije 1,88 i brzini deformacije od 1,26 s⁻¹.

Diferenciranjem jednačine (57) i (58) dobija se:

$$\left(\frac{\partial M}{\partial \dot{\epsilon}}\right) = m M_0 \dot{\epsilon}^{m-1} = m M / \dot{\epsilon}, \quad (59)$$

$$\left(\frac{\partial M}{\partial \dot{\epsilon}}\right) = M (a_1 + 2 a_2 \log \dot{\epsilon}) / \dot{\epsilon} = M p / \dot{\epsilon}. \quad (60)$$

Za elastično područje $p = 1$ a za idealno plastično područje $p = 0$. Sa rastom stepena deformacije vrijednosti za p se smanjuju, što znači materijal se sve više približava idealno plastičnom stanju.

Vrijednost na m i p date su u tablicama 13- 18 u zavisnosti od temperature, brzine i stepena deformacije.

Kao primjer na sl. 25 prikazana je zavisnost m - vrijednosti od temperature pri različitim stepenima deformacije za čelik Č.4578. Analizirajući tablične podatke 12, 14 i 16 kao i dijagrama sa sl. 25, zaključujemo, da sa rastom temperature uticaj brzine deformacije dobija na značaju. Zaključeno je, tako-

dje, da uticaj brzine deformacije raste sa rastom stepena deformacije, ali samo do postizanja takozvanog normalnog područja, u kojem obrtni moment skoro da ne zavisi od stepena deformacije. Za ispitivane čelike normalno područje se postiže već između 5-og i 6-og broja uvijanja probe. Normalno područje karakteriše se aksijalnim naprezanjem u probi tokom uvijanja.

Na sl. 26, kao primjer, prikazana je zavisnost parametra p od stepena deformacije pri različitim temperaturama i pri brzini deformacije od $5,03 \text{ s}^{-1}$ za čelik Č.4732. Za razliku od parametra m vrijednosti za p mijenjaju predznak. Naime, kod manjih stepeni deformacije vrijednosti za p postaju negativne. Pri jednom odredjenom stepenu deformacije $p = 0$, što znači da u tom trenutku stepen deformacije nema uticaja na napon na smicanje, tj. tada se postiže idealno plastično stanje. Sa rastom temperature nulte vrijednosti za parametar p pomjeraju se ka većim stepenima deformacije. Vrijednosti parametra p za sva tri čelika prikazane su u tablicama 13,15,18.

Analizirajući uticajne faktore na parametre m i p konstatujemo da je:

$$\begin{aligned} m &= f(\text{materijal}, T, \dot{\gamma}), \\ p &= f(\text{materijal}, T, \dot{\gamma}, \dot{\gamma}_R). \end{aligned}$$

Pri dostizanju normalnog područja parametar m ne zavisi više od stepena deformacije, pa je

$$m = f(\text{materijal}, T).$$

Poslije unosa jednačina (59) i (60) u jednačinu (56) dobija se

$$\tau_R(\dot{\gamma}_R, \dot{\gamma}_R) = M(3 + m + p) / 2\bar{U} R^3. \quad (61)$$

Za pravilno sagledavanje promjene napona na smicanje u zavisnosti od stepena deformacije sa dijagramom $M = f(\dot{\gamma})$ odredjene su vrijednosti momenta uvijanja za brojeve obrtaja probe od: 1,2,3,4,5 i 6 (sl.26 a). U ovoj oblasti aksijalni naponi su mali i zanemaruju se.

U nizu publikacija [88,31,30] izračunavanje napona na smicanje izvedeno je samo za maksimalne vrijednosti momenta uvijanja, uzimajući pri tom samo vrijednosti za parametar m . Ovakav način odredjivanja napona na smicanje dosta je približan,

naročito kad su u pitanju niže temperature i veće brzine deformacije.

Za izračunavanje napona na smicanje u ovom radu koristile su se sljedeće jednačine [6,29,130] :

$$\tau_R(\dot{\gamma}_R) = M (3 + m) / 2 \bar{U} R^3, \quad (62)$$

$$\tau_R(\dot{\gamma}_R, \dot{\gamma}_R) = M (3 + m + p) / 2 \bar{U} R^3. \quad (63)$$

Kako se specifični deformacioni otpor definiše kao napon pri kome, kod jednoosnog naponskog stanja, metal počinje plastično da teče, potrebno je, s obzirom na razliku u šemama naponskog stanja kod pojedinih metoda ispitivanja kao i kod tehnoloških postupaka obrade deformacijom, definisati pojam uporednog napona.

Postoji niz postupaka za definisanje uporednog napona a u praksi su našle primjenu sljedeće dvije hipoteze kao kriterijumi za plastično tečenje:

1. hipoteza najvećeg smicajnog napona (Tresca-S.Venant) i
2. hipoteza najveće utrošene energije na promjenu oblika (V.Mises-Henchy).

Prema prvoj hipotezi vrijednost uporednog napona (σ_u) za deformaciju uvijanjem određuje se iz izraza [81]

$$\sigma_u = 2 \tau_R = k_{fT}. \quad (64)$$

Prema drugoj hipotezi imamo da je [82]

$$\sigma_u = \sqrt{3} \tau_R = k_{fM}. \quad (65)$$

Kao što je već konstatovano, vrijednosti uporednog napona odgovaraju vrijednostima specifičnog deformacionog otpora.

Jednačine koje su korišćene za izračunavanje specifičnog deformacionog otpora uz korišćenje elektronskog računara su:

$$k_{fT} = M (3 + m) / \bar{U} R^3, \quad (66)$$

$$k_{fT1} = M (3 + m + p) / \bar{U} R^3, \quad (67)$$

$$k_{fM} = \sqrt{3} M (3 + m) / 2 \bar{U} R^3, \quad (68)$$

$$k_{fM1} = \sqrt{3} M (3 + m + p) / 2 \bar{U} R^3. \quad (69)$$

Za sva tri čelika Č.4570, Č.4578 i Č.4732 u temperaturnom intervalu od 800-1250°C, pri brzinama deformacije od 1,26; 5,03 i 7,55 s⁻¹ i stepenima deformacije od 0,376; 0,752; 1,128; 1.504; 1,88 i 2,256 prikazane su vrijednosti za specifični deformacioni otpor u tablicama 18-23.

Ove vrijednosti korišćene su za analizu uticaja temperature, brzine i stepena deformacije na specifični deformacioni otpor.

6.1.1. Ispitivanje uticaja stepena deformacije na specifični deformacioni otpor

Da bi se ispitaio uticaj stepena deformacije na specifični deformacioni otpor uvodi se pojam uporedne brzine i uporednog stepena deformacije. Koristeći već navedene kriterijume za plastično tečenje dobija se:

1. Prema kriterijumu tečenja Tresca-S.Venant:

$$\varphi = \dot{\epsilon}_R / 2, \quad \dot{\varphi} = \dot{\epsilon}_R / 2. \quad (70)$$

2. Prema kriterijumu tečenja V.Mises-Hencky:

$$\varphi = \dot{\epsilon}_R / \sqrt{3}, \quad \dot{\varphi} = \dot{\epsilon}_R / \sqrt{3}. \quad (71)$$

Zavisnost specifičnog deformacionog otpora od uporednog stepena deformacije pri $T = \text{const}$ i $\dot{\varphi} = \text{const}$, data izrazom

$$k_f = f(\varphi) \quad (72)$$

predstavlja tzv. krivu tečenja ili krivu efektivnih napona [89,90,94,6,31,30].

U literaturi postoji više pokušaja da se matematički definiše zavisnost specifičnog deformacionog otpora od stepena deformacije [89,90,94]. Najčešće korišćene zavisnosti su:

$$1. k_f = \sum_1^n a_m \varphi^m = a_0 + a_1 \varphi + a_2 \varphi + \dots + a_n \varphi^n, \quad (73)$$

$$2. k_f = a_0, \quad (74)$$

$$3. k_f = a_0 + a_1 \varphi, \quad (75)$$

$$4. k_f = a_n \varphi^n, \quad (76)$$

$$5. k_f = a_0 + a_n \varphi^n. \quad (77)$$

Prikazivanje zavisnosti $k_f = f(\varphi)$ polinomom n-og stepena je najadekvatnije, gdje se članovi polinoma određuju na osnovu metode minimuma kvadrata odstupanja između krive tečenja dobijene eksperimentalno i jednačinom (73).

Sve ostale jednačine (74,75,76,77) su izvedene iz jednačine (73). Jednačinom (74) određuju se vrijednosti specifičnog deformacionog otpora za idealno plastičan metal, gdje nema očvršćavanja tokom deformacije. U jednačini (76) nije uzeta u obzir činjenica da metal može da plastično teče tek pri dostizanju odgovarajuće vrijednosti kritičnog napona, što se ispravlja jednačinom (77).

Vrijednosti za k_f izračunate na osnovu jednačina (66,67,68,69) koje su prikazane u tablicama 18-23, možemo u zavisnosti od uporednog stepena deformacije kolerirati sa polinomom 5-og stepena, gdje koeficijent korelacije iznosi $r = 1$. Prema tome, specifični deformacioni otpor za sva tri čelika u zavisnosti od uporednog stepena deformacije, koji se kreće u intervalu od $\varphi = 0,15-1,15$, pri konstantnoj temperaturi i brzini deformacije, može se definisati sljedećim izrazom:

$$k_f = a_0 + a_1 \varphi + a_2 \varphi^2 + a_3 \varphi^3 + a_4 \varphi^4 + a_5 \varphi^5. \quad (78)$$

Za sva tri čelika Č.4570, Č.4578 i Č.4732 prikazane su vrijednosti za koeficijente iz jednačine (78), za unaprijed definisane uslove ispitivanja, u tablicama 24-32, uz korišćenje jednačina (66,68,69). Na osnovu podataka iz tablica 18-23, koristeći računar za grafičko prikazivanje polinoma od 12-og stepena firme "TEKTRONIX", dobijene su krive tečenja koje su prikazane na sl.27-44.

Kao što je već naglašeno, krive tečenja određene su na osnovu dva kriterijuma tečenja. Za svaki kriterijum tečenja koristili smo dva postupka za izračunavanje napona na smicanje, odnosno napona pri kome metal počinje plastično da teče. Naime, u jednom slučaju izračunat je napon na smicanje uzimajući u obzir samo parametar m , koji definiše uticaj brzine deformacije, a u drugom slučaju pored parametra m uzet je u obzir i uticaj stepenena deformacije, preko parametra p .

Analizom krivih tečenja za sva tri čelika konstatujemo da uzimanje u obzir parametra p u jednačinama za izračunavanje

napona na smicanje, dobija na značaju samo pri nižim temperaturama i većim brzinama deformacije.

Upoređujući krive tečenja za sva tri čelika konstatujemo da je najmanje odstupanje između krivih tečenja, dobijenih korišćenjem oba postupka za njihovo izračunavanje, za čelik Č.4732, a najveće kod čelika Č.4578. Najveće vrijednosti za napon tečenja ima čelik Č.4578 a najmanje Č.4732. Za sva tri čelika naponi tečenja koji su određeni po hipotezi maksimalnog smicajnog napona su veći od napona tečenja određenih po hipotezi najveće utrošene energije na promjenu oblika.

Polazeći od činjenice da su krive tečenja određene sa dovoljnom tačnošću ako se koriste samo jednačine (66) i (68), na sl. 30-32; sl. 36-38 i sl. 42-44 prikazane su samo krive tečenja određene po kriterijumu maksimalnog smicajnog napona uz korišćenje jednačine (66).

Na krivim tečenja $k_f = f(\varphi)$ za sva tri čelika uopšteno posmatrano razlikuju se dvije oblasti. Prva oblast odgovara procesu očvršćavanja u toku deformacije, a druga procesu omekšavanja. U oblasti I, upravo, dolazi do izražaja tačnost određivanja po jednačinama (67) i (69), u kojima figuriše parametar p , kojim se uzima u obzir uticaj stepena deformacije. Granica između oblasti očvršćavanja I i oblasti omekšavanja II pomjera se sa rastom temperature ka nižim stepenima deformacije. Usled procesa koji egzistiraju pri toploj obradi deformacijom (oporavljanje i rekristalizacija) u oblasti II vrijednost specifičnog deformacionog otpora opada sa rastom stepena deformacije, tj. ne dolazi do očvršćavanja metala u toku deformacije.

Stepeni deformacije pri kojima dolazi do prelaska oblasti I u oblast II nalaze se u intervalu od 0,217-0,651 na sva tri ispitivana čelika, što odgovara stepenima deformacije pri valjanju sa slobodnim širenjem od 18,84-56,52%. Veće vrijednosti za stepen deformacije iz navedenog intervala odgovaraju većim brzinama deformacije, jer je proces oporavljanja direktno zavisao od vremena. Ovdje se mora konstatovati činjenica da se u toku uvijanja u probi javljaju normalni naponi, u početku uvijanja pozitivni, a poslije 2-3 obrtaja probe negativni, koji

utiču na tok krivih tečenja, naročito pri većim stepenima deformacije. Za tačnije određivanje krivih tečenja neophodno bi bilo u toku ispitivanja uvijanjem registrovati i aksijalnu silu pored momenta uvijanja.

6.1.2. Ispitivanje uticaja brzine deformacije na specifični deformacioni otpor

Kao što je već konstatovano, vrijednost specifičnog deformacionog otpora zavisi od procesa omekšavanja, koji je neizbježni pratioc svakog procesa tople obrade deformacijom. S obzirom da su svi ovi procesi, koji se odvijaju u strukturi i rešetki jednog čelika, zavisni od vremena, njihov uticaj na krive tečenja izražava se preko brzine deformacije.

Kod sobne temperature uticaj brzine deformacije na specifični deformacioni otpor povezan je sa brzinom kretanja dislokacija. Pri manjim brzinama deformacije specifični deformacioni otpor skoro ne zavisi od nje, dok sa njenim porastom dolazi do ometanja kretanja dislokacija što izaziva pojavu očvršćavanja, odnosno dolazi do povećanja specifičnog deformacionog otpora.

Pri višim temperaturama prvo se javlja oporavljanje, a zatim, po prekoračenju temperature rekristalizacije, odvija se proces formiranja novih zrna. Proces omekšavanja, koji je posledica ova dva navedena procesa, izvodi se u određenom vremenu i zato sa rastom brzine deformacije, usled bržeg odvijanja deformacije, specifični deformacioni otpor raste. U kojoj mjeri kod tople obrade deformacijom procesi oporavljanja i rekristalizacije učestvuju nije ni do danas još dovoljno objašnjeno [10]. Najnovija ispitivanja [120] ukazuju na mogućnost da preovladjuje proces oporavljanja.

Uticaj brzine deformacije na specifični deformacioni otpor moguće je matematički definisati [10,6,30,88] izrazom

$$k_f = a + b \log \dot{\gamma} \quad (79)$$

$$\text{ili} \quad k_f = k_{f0} \dot{\gamma}^m \quad (80)$$

Poslije logaritmovanja imamo

$$\log k_f = \log a + m \log \dot{\gamma} . \quad (81)$$

Brzina deformacije koja se koristi kod pojedinih tehnoloških postupaka obrade deformacijom kreće se u granicama od $10^{-2} - 10^3 \text{ s}^{-1}$ [7] . Najveće vrijednosti iz ovog intervala postižu se kod slobodnog kovanja i u novije vrijeme kod brzohodnih valjačkih pruga. Brzine deformacije i do 10^6 s^{-1} mogu se postići eksplozivnim postupcima deformisanja, koji su još u razvoju.

Uticaj brzine deformacije na k_f - vrijednosti objašnjava se preko relativnog odnosa procesa očvršćavanja i oporavljanja, odnosno rekristalizacije. Ukoliko je temperatura veća a brzina deformacije manja procesi oporavljanja i rekristalizacije su mogući. Pri tim uslovima specifični deformacioni otpor skoro da ne zavisi od brzine deformacije. Ukoliko je temperatura niža a brzina deformacije veća, proces oporavljanja je usporan i efikasnost mu se smanjuje, pa za posledicu imamo očvršćavanje, odnosno porast specifičnog deformacionog otpora.

Prema uslovima ispitivanja definisanim u poglavlju 5.5. ispitan je uticaj brzine deformacije na specifični deformacioni otpor za čelike Č.4570, Č.4578 i Č.4732, koristeći metodu uvijanja.

Na osnovu podataka iz tablica 18-23, koristeći jednačinu (81) na sl. 45-47 prikazani su dijagrami zavisnosti $k_f = f(\dot{\gamma})$ u dvostrukom logaritamskom sistemu za sva tri čelika.

Vrijednosti za k_f određene su po Trescinom kriterijumu tečenja koristeći jednačinu (66).

Kao što je već konstatovano, sa rastom brzine deformacije raste specifični deformacioni otpor. Analizirajući pojedinačno po čelicima dijagrame $k_f = f(\dot{\gamma})$ zaključujemo da najmanji uticaj brzina deformacije ima na specifični deformacioni otpor kod čelika Č.4570 a najveći kod čelika Č.4578.

Uticaj brzine deformacije na specifični deformacioni otpor, kod čelika Č.4570, najveći je pri temperaturi od 850°C a potom neznatno opada sa rastom temperature. Za ostala dva čelika uticaj brzine deformacije raste sa porastom temperature

Za sva tri čelika može se konstatovati da se zavisnos specifičnog deformacionog otpora od brzine deformacije matemati

može izraziti jednačinom (80). Konstante k_{fo} i m u jednačini (80) lako se određuju, na osnovu eksperimentalnih podataka, iz tablica 18-23, koristeći metodu regresione analize.

6.1.3. Ispitivanje uticaja temperature na specifični deformacioni otpor

Uticaj brzine deformacije na specifični deformacioni otpor ne može se posmatrati nezavisno od temperature. Sama ta činjenica govori da je kroz objašnjenje uticaja brzine deformacije na specifični deformacioni otpor o uticaju temperature već bilo govora. Uticaj temperature na specifični deformacioni otpor [10,11] može se izraziti empirijskom jednačinom oblika

$$k_f = a b^T \dot{\epsilon}^{cT-d}, \quad (82)$$

gdje su: a, b, c, d - konstante zavisne od stepena deformacije.

Rezultati ispitivanja uticaja temperature na specifični deformacioni otpor prikazani su u tablicama 18-23 i dijagramski na sl. 48-50, za sva tri čelika. Vrijednosti za k_f su određene po Trescinom kriterijumu plastičnog tečenja koristeći jednačinu (66).

Sa dijagrama se može zaključiti da specifični deformacioni otpor sa rastom temperature za sva tri čelika opada, mada ne sa istim trendom opadanja. Naime, kod čelika Č.4570, naročito pri višim brzinama deformacije, na dijagramima $k_f = f(T)$ razlikuju se tri oblasti. Prva oblast odgovara naglom padu specifičnog deformacionog otpora sa porastom temperature do 900°C . U ovoj oblasti izraženiji je uticaj brzine deformacije na k_f -vrijednosti. Sa rastom temperature od $900-1150^\circ\text{C}$ specifični deformacioni otpor ravnomjernije opada, što predstavlja drugu oblast. U trećoj oblasti sa rastom temperature od $1150 - 1250^\circ\text{C}$ specifični deformacioni otpor se neznatno smanjuje. U ovom intervalu uticaj brzine deformacije na k_f -vrijednosti je mali.

Za čelik Č.4578 (sl.49) razlikuju se dva temperaturna intervala u kojima je različit trend promjene specifičnog deformacionog otpora od temperature. Sa rastom temperature od $900-1100^\circ\text{C}$ specifični deformacioni otpor naglo opada, da bi sa

rastom temperature od 1100-1250°C taj pad bio nešto usporeniji. Ovakva konstatacija važi za sve stepene deformacije.

Analizom dijagrama zavisnosti $k_f = f(T)$ za čelik Č.4732 (sl.50) konstatuje se takodje dva različita trenda opadanja za k_f -vrijednosti sa rastom temperature, naime, sa rastom temperature od 800-1000°C specifični deformacioni otpor znatno opada, da bi sa daljim rastom temperature imao blag trend opadanja.

6.1.4. Upoređjivanje k_f -vrijednosti odredjenih metodama uvijanja i zatezanja

Kao što je već konstatovano, odredjivanje k_f -vrijednosti metodom zatezanja izvodljivo je samo u zoni ravnomjernog izduženja probe, gdje odsustvuje pojava suženja, tj. imamo čisto linijsko naponsko stanje. (Bliže o odredjivanju specifičnog deformacionog otpora ovom metodom vidjeti u prilogu B.)

Eksperimenti su izvedeni u temperaturnom intervalu od 800-1250°C pri brzinama deformacije: 0,062, 0,31 i 1,14 s⁻¹. Dobijeni rezultati za vrijednosti specifičnog deformacionog otpora i parametre plastičnosti, prikazani su u tablicama 33-35. Vrijednosti specifičnog deformacionog otpora, koji su dobijeni na granici razvlačenja, ($k_{fo,2}$), ne uzimaju se za upoređjivanje sa k_f -vrijednostima dobijenim uvijanjem zbog vrlo niskog stepena deformacije, koji iznosi svega 0,2%. Za upoređjivanje sa k_f -vrijednostima dobijenim uvijanjem koristimo k_f -vrijednosti koje odgovaraju maksimalnoj sili iz dijagrama sila - izduženje. Upoređjivanje k_f -vrijednosti dobijenih uvijanjem i zatezanjem prikazano je na sl. 51-53.

Na sl.51 prikazane su vrijednosti za specifični deformacioni otpor čelika Č.4570 dobijene metodom zatezanja, pri logaritamskom stepenu deformacije od $\varphi \approx 0,07$, i brzini deformacije od 0,062; 0,31 i 1,14 s⁻¹, i u temperaturnom intervalu 800-1250°C. Na istoj slici prikazuju se vrijednosti za specifični deformacioni otpor dobijene metodom uvijanja pri logaritamskom stepenu deformacije od 0,18 (prema Trescinom kriterijumu tečenja) i 0,217 (prema Misesovom kriterijumu tečenja),

pri uporednim brzinama deformacije od $0,63-4,36 \text{ s}^{-1}$ u temperaturnom intervalu od $850-1250^{\circ}\text{C}$. Vrijednosti za k_f prikazane su u dvostrukom logaritamskom sistemu u zavisnosti od brzine deformacije pri konstantnom stepenu deformacije i odgovarajućim temperaturama ispitivanja. Analizirajući dijagrame sa sl. 51 zaključujemo, da su vrijednosti za k_f dobijene zatezanjem veće od k_f -vrijednosti dobijene uvijanjem. Ova razlika se povećava sa rastom temperature i brzine deformacije. Sa dijagrama konstatujemo da pri metodi zatezanja brzina deformacije kod ovog čelika ima veći uticaj na specifični deformacioni otpor sa rastom temperature, nego što je to slučaj kod metode uvijanja. Na dijagramu su unijete vrijednosti za k_f određene metodom uvijanja koristeći oba kriterijuma tečenja. Konstatujemo da su vrijednosti za k_f dobijene zatezanjem bliže k_f -vrijednostima dobijenim uvijanjem po Trescinom kriterijumu tečenja. To je i razlog što se i za druga dva čelika ne analiziraju vrijednosti za k_f određene po Misesovom kriterijumu tečenja. Takođe se može na osnovu ovih rezultata konstatovati, da se pri metodi uvijanja dobijaju upotrebljivi podaci za k_f određeni po Trescinom kriterijumu tečenja.

U tablici 36 prikazane su vrijednosti za k_f određene sa dijagrama na sl. 51 pri brzini deformacije od 1 s^{-1} za Č.4570.

Na isti način upoređuju se k_f -vrijednosti za čelik Č.4578 dobijene zatezanjem i uvijanjem. Na sl. 52 prikazana je zavisnost k_f -vrijednosti od brzine deformacije za ovaj čelik u dvostrukom logaritamskom sistemu. Sa dijagrama konstatujemo da su k_f -vrijednosti određene zatezanjem veće od k_f -vrijednosti određene uvijanjem. Ova razlika raste sa rastom temperature. Uticaj brzine deformacije na k_f -vrijednosti određene zatezanjem i uvijanjem je skoro identičan.

U tablici 37 prikazane su vrijednosti za k_f dobijene zatezanjem i uvijanjem pri brzini deformacije od 1 s^{-1} za čelik Č.4578.

Za čelik Č.4732 dijagrami upoređivanja k_f -vrijednosti dobijeni zatezanjem i uvijanjem prikazani su na sl. 53. Sa dijagrama vidimo da su, kao i u dva prethodna slučaja, vrijednosti za k_f određene zatezanjem veće od vrijednosti za k_f određene uvijanjem. Ova razlika bitno se uvećava sa rastom

temperature. Uticaj brzine deformacije na k_f -vrijednosti određene zatezanjem veći je nego na k_f -vrijednosti određene uvijanjem. U tablici 38 prikazuju se k_f vrijednosti ovog čelika dobijene zatezanjem i uvijanjem pri brzini deformacije od 1 s^{-1} .

Najbitniji razlozi koji dovode do ovako velikog odstupanja vrijednosti za specifični deformacioni otpor su: odstupanje od jednoosnog naponskog stanja; anizotropija početnog stanja materijala; pojava unutrašnjih naprezanja; netačnosti pri izračunavanju: uporednih napona, uporednih stepeni deformacije i uporednih brzina deformacije; greške mjerenja: sile, momenta, puta, vremena i temperature; itd.

Konstatovano je 10,11 da su pri uvijanju manje vrijednosti za k_f u odnosu na k_f -vrijednosti određene zatezanjem.

6.2. Ispitivanje plastičnosti čelika

Ispitivanje plastičnosti čelika: Č.4570; Č.4578 i Č.4732 izvedeno je metodom uvijanja u temperaturnom intervalu $800-1300^\circ\text{C}$ i pri brzinama deformacije $1,26, 5,03$ i $7,55 \text{ s}^{-1}$, i metodom zatezanja u temperaturnom intervalu $800-1250^\circ\text{C}$ a pri brzinama deformacije : $0,062; 0,31$ i $1,14 \text{ s}^{-1}$.

Svi dobijeni rezultati pri ispitivanju navedenih čelika prikazani su u tablicama 33-35 za metodu zatezanja, a u 39-41 za metodu uvijanja.

Ispitivanje uticaja temperature i brzine deformacije na plastičnost izvedeno je za sve ispitivane čelike koristeći metodu uvijanja. Rezultati o parametrima plastičnosti dobijeni metodom zatezanja biće korišćeni samo za upoređjivanje, pri određenim uslovima deformacije, sa rezultatima dobijenim metodom uvijanja.

6.2.1. Ispitivanje uticaja temperature na plastičnost čelika

Osnovni uticaj na plastičnost određenog čelika ima hemijski sastav, koji određuje njegovo strukturno stanje na različitim temperaturama. Prisustvo znatnije količine legirajućih

elemenata u čeliku, koji različito utiču na oblast δ - čvrstog rastvora, prouzrokuju obrazovanje dvofaznih struktura - oblast austenita + ferita, sa različitim fizičko-hemijskim karakteristikama. Prisustvo dvofaznih struktura znatno smanjuje plastičnost čelika. Kod visoko legiranih čelika prisustvo znatnijih količina teško rastvorljivih karbida, postojanih na temperaturama tople deformacije, takodje su vid sniženja plastičnosti.

Pored prirode metala na njegovu plastičnost imaju znatan uticaj uslovi pri kojima se izvodi deformacija. Pod tim uslovima treba podrazumijevati temperaturu i brzinu deformacije, a takodje i šemu naponskog stanja. Sa povećanjem temperature plastičnost čelika u većini slučajeva se povećava pri istovremenom sniženju specifičnog deformacionog otpora. Uticaj temperature na plastičnost čelika treba ocjenjivati u zavisnosti od izmjene strukture u posmatranom temperaturnom intervalu. Optimalna temperatura početka deformacije, određena metodom uvijanja, smatra se temperatura pri kojoj se pojavljuju najveći broj uvijanja probe do loma [6,31]. U trenutku loma postignuta je maksimalna moguća deformacija. Kao što je poznato, kod metode uvijanja, brzina deformacije po presjeku probe raste linearno od njene sredine ka spoljašnjoj površini probe. Za plastičnost je, međjutim, od značaja brzina deformacije na površini probe i ona se uzima u razmatranje. Prve pukotine, izuzimajući posebne slučajeve, uvijek se stvaraju na spoljnoj površini probe, jer je ovdje pored maksimalne brzine deformacije i maksimalni stepen deformacije.

Ako prikažemo broj uvijanja probe do loma u zavisnosti od temperature dobijamo tzv. dijagram plastičnosti. Na bazi jednog takvog dijagrama možemo definisati ponašanje jednog čelika pri određenim temperaturama i brzinama deformacije.

Iz dijagrama plastičnosti zaključujemo:

1. promjenu plastičnosti u zavisnosti od temperature za određeni čelik,
2. temperaturu pri kojoj je plastičnost najveća i
3. razliku u plastičnosti različitih kvaliteta čelika.

Za svaki kvalitet čelika dobijen je po jedan dijagram plastičnosti. Maksimum na dijagramu zavisnosti plastičnosti od temperature definiše optimalnu temperaturu početka plastične deformacije [6,31]. Kod daljeg povećanja temperature opada granična čvrstoća zrna ili se pojavljuju nove faze, što su i uzroci slabljenja plastičnosti.

Prema preporukama pojedinih istraživača [6,31,88] za optimalnu temperaturu u proizvodnim uslovima treba uzeti temperaturu koja je niža za 10-30°C od temperature koja odgovara maksimalnom broju uvijanja probe do loma. Na ovaj način se izbjegava opasnost od pregrijavanja čelika.

Iako su feritni i austenitni čelici jednofazni, plastičnost feritnih čelika je znatno bolja. Ova činjenica se objašnjava prije svega postojanjem veće brzine difuzije atoma kao i povoljnije izgradnje rešetke u α -čvrst rastvor, što sve zajedno doprinosi bržem odvijanju procesa oporavljanja i rekristalizacije. Pored navedenog, postajanje većeg broja mogućih ravni klizanja u prostorno centriranoj kubnoj rešetki α -željeza doprinosi većoj plastičnosti feritnih čelika.

Po pravilu jednofazni čelici pokazuju bolju plastičnost od višefaznih. Dvofazne strukture imaju slabiju plastičnost i to se objašnjava činjenicom da faze imaju različite čvrstoće, različite difuzione brzine, a prema tome i različite brzine rekristalizacije. Austenit u feritnim čelicima, kao tvrdja faza raspoređena u plastičnost osnovnoj masi, sprečava mijenjanje oblika i vodi ka koncentraciji napona, koja smanjuje plastičnost. To se isto odnosi i kod austenitnih čelika koji sadrže ferit kao komponentu sa većom plastičnošću i manjom čvrstoćom uključenu u osnovnoj masi koja je manje plastična.

Austenitni čelici koji ne sadrže ferit poseduju daleko manju plastičnost nego čisto ugljenični čelici, koji su kod odgovarajuće temperature takodje jednofazni (δ -mješoviti kristali) [44,48]. Ako δ -mješoviti kristali sadrže legirajuće elemente plastičnost se smanjuje.

Sa rastom temperature proces rekristalizacije se odvija većom brzinom, naprezanje se smanjuje i mikro pukotine isčezavaju. Kod čisto austenitnih čelika sigurno još dolazi do izdvajanja karbida na većim temperaturama koji se rastvaraju ili

koagiliraju, što dovodi do povećanja njihove plastičnosti.

Opadanje plastičnosti poslije dostizanja maksimuma na dijagramu, broj uvijanja probe do loma u zavisnosti od temperature, pripisuje se procesima koji se odvijaju na granicama zrna i u samom zrnu, a koji prethode procesu topljenja. Još ne dolazi do tečne faze a otpor razdvajanju granica zrna opada, to jest čelik postaje krtiji. Ova krtost nastupa kod svih čelika pri istom temperaturnom odnosu $T_p/T_T = 0,94$ (T_p [°K] - temperatura topljenja), naravno, pri različitim brojevima uvijanja probe do loma [44]. Solidus temperatura kod austenitnih čelika je niža nego kod feritnih (zavisno od hemijskog sastava čelika ta razlika iznosi oko 50°C) [44]. Zbog toga kod austenitnih čelika krtost nastupa već ranije, jer u blizini solidus temperature plastičnost se potpuno gubi.

Na osnovu izloženog, zaključuje se, da bitan uticaj na plastičnost jednog čelika ima njegovo strukturno stanje na temperaturama tople obrade deformacijom. Ispitivanje uticaja temperature na plastičnost, izvedeno je za tri, po strukturama, različita čelika. Naime, čelik Č.4570 je po strukturi martenzitno-feritni, čelik Č.4578 je čisto austenitni i čelik Č.4732 je perlitno-feritni.

Rezultati ispitivanja uticaja temperature na plastičnost navode se pojedinačno za svaki čelik.

Na sl. 54 prikazani su dijagrami zavisnosti broja uvijanja probe do loma, od temperature i brzine deformacije za Č.4570. Analiziran je uticaj temperature na plastičnost ovog čelika za brzinu deformacije od $1,26 \text{ s}^{-1}$. Sa dijagrama se zaključuje da sa rastom temperature od 800°C plastičnost opada, dostižući minimum od 850°C, što je najverovatnije posledica transformacije α u δ - fazu i većeg prisustva karbida. Sa daljim rastom temperature plastičnost raste dostižući maksimum na 1150°C, definišući time optimalnu temperaturu obrade ovog čelika plastičnom deformacijom. Iznad temperature od 1150°C plastičnost naglo pada. Ukupna plastičnost ovog čelika je vrlo mala što je posledica prisustva dvije faze (δ + δ' - ferit) na temperaturama obrade plastičnom deformacijom.

Na korišćenoj mašini za uvijanje postojala je mogućnost trenutnog hladjenja probe u vodi (1-1,5 s) po dostizanju njenog

loma na temperaturama ispitivanja, što omogućuje praćenje uticaja strukture na plastičnost određenog čelika u zavisnosti od temperature ispitivanja. Za čelik Č.4570, na sl.55a,b,c, prikazan je izgled mikrostrukture na temperaturama od 900; 1075 i 1250°C, pri brzini deformacije $1,26 \text{ s}^{-1}$.

Na temperaturi od 900°C (sl.55a) struktura se sastoji od δ -ferita i međjustrukture. Naime, zbog odstupanja hemijskog sastava šarže od koje su bile izradjene probe, u odnosu na standardni hemijski sastav čelika Č.4570, umjesto martenzita pojavljuje se jedna od međjustruktura, bilo to da je beinit, trostit ili sorbit što zavisi od brzine hladjenja. Na ovoj temperaturi Cr-karbidu su ravnomjerno raspoređeni i po granicama zrna i u samom zrnu.

Na sl. 55b prikazuje se izgled mikrostrukture na temperaturi od 1075°C, koja se takodje sastoji od δ -ferita i međjustrukture sa Cr-karbidima istaloženim na granicama zrna. Zrna δ -ferita su nešto veća i teže ka globularnom obliku.

Na temperaturi od 1250°C (sl.55c) mikrostruktura se sastoji od δ -ferita i međjustrukture sa Cr-karbidom istaloženim na granicama zrna. Pri skoro istom procentu δ -ferita kao i na temperaturama od 900 i 1075°C ovdje su njegova zrna znatno uvećana.

Na sl. 56 prikazan je izgled proba poslije ispitivanja uvijanjem na temperaturama od 800, 900, 1000, 1100 i 1250°C.

Rezultati ispitivanja uticaja temperature na plastičnost čelika Č.4578, pri brzini deformacije od $1,26 \text{ s}^{-1}$ prikazani su na sl. 57.

Sa rastom temperature plastičnost ovog čelika raste, da bi na temperaturi od 1150°C dostigla maksimum a potom naglo opada. U odnosu na Č.4570 kod ovog čelika, s obzirom da se radi o čeliku bez transformacionih tačaka, pri nižim temperaturama ispitivanja ne konstatuju se nepravilnosti u karakteru promjene njegove plastičnosti u zavisnosti od temperature.

Kao i u prethodnom slučaju izvršeno je snimanje mikrostrukture na temperaturama ispitivanja od 800°C (sl.58b), 1150°C (sl.58c) i 1300°C (sl.58b) pri brzini deformacije od $5,03 \text{ s}^{-1}$.

Na sl.58b prikazan je izgled mikrostrukture koja u toku ispitivanja egzistira na temperaturi od 800°C. Mikrostruktura

se sastoji iz vrlo sitnih austenitnih zrna i Cr-karbida raspoređenih u zrnu i na granicama zrna. Mikrostruktura na temperaturi od 1150°C (sl.58c) sastoji se iz uvećanih zrna austenita i Cr-karbida istaloženih na granicama zrna. Na 1300°C (sl.58b) mikrostruktura se sastoji od vrlo velikih austenitnih zrna sa istaloženim Cr-karbidima na granicama zrna.

Na sl.59 prikazuje se zavisnost promjene prečnika zrna austenita od temperature ispitivanja. Sa dijagrama se zaključuje da sa rastom temperature od 1150°C austenitno zrno naglo raste, što je i uzrok naglom gubitku plastičnosti.

Izgled proba posle ispitivanja uvijanjem prikazan je na sl.60.

Rezultati ispitivanja uticaja temperature na plastičnost čelika Č.4732 pri brzini deformacije od $1,26\text{ s}^{-1}$ prikazani su dijagramski na sl. 61.

Sa dijagrama se zaključuje da plastičnost ovog čelika raste sa povećanjem temperature do 1200°C gdje postiže maksimalnu vrijednost, sa daljim rastom temperature plastičnost opada.

Na temperaturama 850, 1100 i 1250°C pri brzini deformacije od $5,03\text{ s}^{-1}$ snimljena je mikrostruktura, čiji je izgled prikazan na sl.62b,c,d.

Na sl. 62b prikazan je izgled mikrostruktura na temperaturi od 850°C . Mikrostruktura se sastoji iz vrlo sitnih iglica martenzita, što odgovara na ovoj temperaturi obrade vrlo sitnim zrnima δ -mješovitog kristala. Mikrostruktura na 1100°C (sl.62c) sastoji se od ravnomjerno raspoređenog martenzita. Sa rastom temperature rastu zrna δ -mješovitih kristala, što se vidi po izgledu mikrostruktura na 1250°C (sl.62d), kada se sastoji od ravnomjerno raspoređenog martenzita sa uvećanim iglicama, što dovodi do smanjenja plastičnosti ovog čelika.

Izgled proba poslije ispitivanja uvijanjem prikazan je na sl.63.

Upoređujući dobijene podatke o plastičnosti za navedene čelike (sl.64) konstatujemo, da najmanju plastičnost ima dvofazni čelik Č.4570. S obzirom da su i čelik Č.4578 i Č.4732 jednofazni na temperaturama obrade deformacijom veću

plastičnost ima Č.4732, što je već ranije konstatovano. Na sl. 65 prikazuju se dijagrami maksimalnog momenta uvijanja, kao karakteristika otpora deformaciji, u zavisnosti od temperature za sva tri ispitivana čelika. Sa dijagrama se konstatuje da najveći otpor deformaciji ima čelik Č.4578 a najmanji Č.4732. Ova analiza ukazuje na činjenicu da čelik koji ima najmanju plastičnost ne mora imati i najveći otpor deformaciji i obrnuto.

Po izgledu lomova proba na zatezanje, snimljenih na Raster elektronskom mikroskopu i prikazanih za sva tri čelika, sl.66 – sl.68, može se takođe zaključiti o plastičnosti ispitivanih čelika. Upoređujući dobijene snimke lomova pojedinačno za svaki čelik, možemo konstatovati promjenu u veličini zrna na ispitivanim temperaturama. Najmanja promjena veličine zrna pri temperaturama od 800 i 1000°C, i pri brzini deformacije $0,31 \text{ s}^{-1}$ zapaža se kod čelika Č.4578, a najveća kod čelika Č.4732.

Takođe, po izgledu proba ispitanih zatezanjem, prikazanih na sl.69-sl.71, može se suditi o plastičnosti ispitivanih čelika.

Često se postavlja pitanje, koji je to broj uvijanja probe do loma za jedan čelik sa kojim bi se definisala donja granica njegove tople obradivosti. Odgovor na takvo pitanje mogao bi se dati tek poslije provjere laboratorijski dobijenih podataka u proizvodne uslove. U literaturi [6,31] postoje preporuke za odredjivanje donje granične obradivosti pri procesima valjanja i kovanja. Podaci o graničnoj odgovornosti su u direktnoj zavisnosti od dimenzija korišćenih proba. Na primjer, za dimenzije probe $\emptyset 10 \times 100 \text{ mm}$ [6], smatra se da čelik koji ima manje od 15 uvijanja probe do loma u toku tople obrade deformacijom nije isključena pojava pukotina na obratku zbog smanjene obradivosti tog čelika. Za dimenzije probe $\emptyset 10 \times 50 \text{ mm}$ [31] minimalni broj uvijanja probe do loma, koji definiše donju graničnu obradivost jednog čelika, iznosi 5-6 uvijanja. Koristeći ove preporuke, za dimenzije probe $\emptyset 6 \times 50 \text{ mm}$, minimalni broj uvijanja koji definiše donju granicu toplote obradivosti iznosi 8-9 uvijanja. Bilo koji od ispitivanih čelika koji ima manji broj uvijanja probe do loma od navedenog minimuma, pri odredjenim temperaturama i brzinama doformacije može doći do pojave pukotina na spoljašnjoj površini obratka.

Analizom dobijenih dijagrama plastičnosti za ispitivane čelike konstatujemo da kod čelika Č.4570 postoji mogućnost pojave pukotina na obratku već ispod 1050°C . Obrada ovog čelika je vrlo otežana te se moraju primijeniti posebni uslovi pri njegovoj obradi.

6.2.2. Ispitivanje uticaja brzine deformacije na plastičnost čelika

Velike brzine deformacije danas više nijesu nikakva rijetkost. Naprotiv, teži se većoj produktivnosti rada preko povećanja brzine deformisanja. Time se ne samo više opterećuje postrojenje, već se materijal u toku deformacije izlaže većim naprezanjima, što utiče bitno na parametre koji definišu njegovu ukupnu obradivost.

S obzirom da su procesi rekristalizacije i difuzije, koji prate proces tople deformacije, zavisni od vremena, na njihovo uspješno odvijanje, pored temperature, brzina deformacije ima bitan uticaj.

Uopštavanje uticaja brzine deformacije na plastičnost čelika je nemoguće dati, jer povećanje brzine kod jedne vrste čelika doprinosi povećanju njihove plastičnosti a kod druge vrste njenom smanjenju.

Ispitivanje uticaja brzine deformacije na plastičnost izvedeno je na čelicima Č.4570, Č.4578 i Č.4732 prema već konstatovanim uslovima ispitivanja.

Rezultati ispitivanja uticaja brzine deformacije na plastičnost čelika Č.4570 prikazani su dijagramski na sl.54 i sl. 72. Na sl. 54 dati su dijagrami zavisnosti plastičnosti od temperature za brzine deformacije od $1,26$, $5,03$ i $7,55 \text{ s}^{-1}$. Sa dijagrama se zaključuje da za ovaj čelik plastičnost opada sa rastom brzine deformacije. Na sl. 72 prikazuje se promjena plastičnosti pri konstantnoj temperaturi u zavisnosti od brzine deformacije.

Za ovaj čelik analizirana je mikrostruktura pri konstantnoj temperaturi ispitivanja za brzine deformacije od $1,26$ i $7,55 \text{ s}^{-1}$.

Analiza mikrostrukture prikazana na sl. 55a,b,c data je u prethodnom poglavlju i odnosi se na brzinu deformacije od $1,26 \text{ s}^{-1}$. S obzirom da je i pri brzinama deformacije od $7,55 \text{ s}^{-1}$ (sl.55d,c,f) strukturno stanje isto kao i pri brzini deformacije od $1,26 \text{ s}^{-1}$ ovdje će se samo ukazati na eventualna odstupanja. Mikrostruktura na temperaturi od 900 i 1050°C pri brzini deformacije od $7,55 \text{ s}^{-1}$ (sl.55d,c) ima nešto veća zrna δ -ferita u odnosu na mikrostrukturu pri brzini deformacije od $1,26 \text{ s}^{-1}$. Bitna razlika u rasporedu δ -ferita primjećuje se na temperaturi od 1250°C (sl.55f) pri brzini deformacije od $7,55 \text{ s}^{-1}$. U ovom slučaju raspored δ -ferita je lančan što bitno utiče na gubitak čvrstoće i plastičnih svojstava ovog čelika.

Rezultati ispitivanja uticaja brzine deformacije na plastičnost čelika Č.4578 prikazani su na sl.57 i sl. 73. Sa povećanjem brzine deformacije i kod drugih čelika plastičnost opada. Može se konstatovati da brzina deformacije ni kod čelika Č.4570 ni kod Č.4578 nije imala uticaja na optimalnu temperaturu obrade plastičnom deformacijom.

Na sl. 61 i sl. 74 prikazani su rezultati ispitivanja uticaja brzine deformacije na plastičnost čelika Č.4732. Promjena plastičnosti ovog čelika se povećanjem brzine deformacije, u temperaturnom intervalu $800-1300^{\circ}\text{C}$, ne može uopštiti kao u prethodna dva slučaja. Naime, sa rastom brzine deformacije plastičnost se povećava u temperaturnom intervalu od $800-1150^{\circ}\text{C}$, da bi u temperaturnom intervalu od $1150-1300^{\circ}\text{C}$ plastičnost ovog čelika opadala sa rastom brzine deformacije. Maksimum plastičnosti pri brzinama deformacije od $5,03$ i $7,55 \text{ s}^{-1}$ postiže se na temperaturi od 1150°C , a pri brzini deformacije od $1,26 \text{ s}^{-1}$ na temperaturi od 1250°C .

Iz izloženog se zaključuje da se uticaj brzine deformacije na plastičnost čelika ne može uopštiti, već je neophodno posjedovati podatke o plastičnom ponašanju svakog čelika u intervalu radnih brzina deformacije.

6.2.3. Uporedjivanje plastičnosti pri ispitivanju uvijanjem i zatezanjem

Da bi se izvelo uporedjivanje vrijednosti parametara koji karakterišu plastičnost, pri uvijanju i zatezanju, neophodno je bilo obezbijediti jednake uslove ispitivanja, tj. pri istoj temperaturi i brzini deformacije.

Temperatura je varirana u intervalu 800-1250°C pri brzini deformacije, kod metode uvijanja, od $1,26 \text{ s}^{-1}$ i kod metode zatezanja od $1,14 \text{ s}^{-1}$.

Dobijeni parametri plastičnosti deformacije metodom uvijanja i zatezanja, u zavisnosti od temperature i brzine deformacije direktno se ne mogu uporedjivati, jer su dobijeni pri različitim šemama naponskog stanja. Ovako odredjivanje plastičnosti je isključivo kvalitativno i vrlo je teško preneti dobijene podatke u proizvodne uslove, zbog nepostojanja adekvatnih metoda preračunavanja podataka dobijenih pri različitim šemama naponskog stanja.

U vezi sa tim, od velikog je naučnog i proizvodnog interesa odrediti stepen deformacije pri plastičnom tečenju u uslovima različitih šema naponskog stanja, kao i razraditi način preračunavanja stepena deformacije pri prelazu od jednog naponskog stanja na drugo.

Jedan takav kriterijum za odredjivanje plastičnosti čelika na povišenim temperaturama postavio je Zajkov [53] na osnovu teorije S.I. Gubkina. Ovaj kriterijum omogućava:

1. odredjivanje plastičnosti čelika pri odredjenim temperaturama i brzinama deformacije nezavisno od šeme naponskog stanja,

2. kvantitativno odredjivanje plastičnosti čelika pri korišćenju jedne od laboratorijskih metoda za mehanička ispitivanja,

3. odredjivanje optimalnog temperaturnog intervala, kao i graničnog stepena deformacije pri različitim postupcima obrade deformacijom.

Takozvane jedinične pokazatelje plastičnosti, koji se odredjuju pri pojedinim laboratorijskim metodama (zatezanjem,

uvijanjem, pritiskivanjem itd.) treba svesti na jedan ekvivalentni pokazatelj. S obzirom da u toku plastične deformacije preovladuju smicajni naponi, takav ekvivalentni pokazatelj može biti relativno smicanje, ili još bolje napon smicanja u oktaedarskoj ravni.

Napon na smicanje u oktaedarskoj ravni određuje se na osnovu sljedećih jednačina (bliže o izvodjenju ovih jednačina vidjeti u prilogu C):

1. za zatezanje

$$\tau_0 = 1,42 \times \ln 1/(1 - \psi); \quad (83)$$

2. za uvijanje

$$\tau_0 = 1,63 \ln (1 + \tau/2). \quad (84)$$

Kriterijum plastičnosti za bilo koju metodu deformisanja može se definisati sljedećim izrazom [53]:

$$P = \tau_0/n, \quad (85)$$

gdje je: τ_0 - vrijednost napona na smicanje u oktaedarskoj ravni,

n - kriterijum naponskog stanja.

Vrijednost n kod metode zatezanja definiše se izrazom

$$n \approx 2 / (1 + \sqrt{\frac{1 - \psi}{1 + \psi_p}}) \quad (86)$$

gdje je: ψ - kontrakcija probe na mjestu loma,

ψ_p - kontrakcija probe do pojave suženja.

Pri uvijanju $n = 1$.

Koristeći rezultate iz tablica 39-41 za parametre plastičnosti dobijene pri uvijanju (broj uvijanja probe do loma) i pri zatezanju iz tablica 33-35 (kontrakcija), izvršen je proračun napona na smicanje u oktaedarskoj ravni po jednačini (83) i (84) i određena je vrijednost plastičnosti za sva tri čelika po jednačini (85). Dobijeni rezultati prikazani su u tablicama 42-44 i dijagramski na sl.75-77.

Na sl.75a prikazane su vrijednosti parametara plastičnosti u zavisnosti od temperature dobijeni zatezanjem i uvijanjem. Za čelik Č.4570 sa ovako dobijenog dijagrama teško se može dati uopšteni zaključak o vrijednosti optimalne temperature kao i o promjeni plastičnosti u posmatranom temperaturnom

intervalu. Takodje, na osnovu vrijednosti napona na smicanje, u oktaedarskoj ravni (sl.75b) ne mogu se postaviti uopšteni zaključci. Vrijednosti za plastičnost dobijene po jednačini (85) za obje korišćene metode nalaze se u vrlo uskom intervalu. Sa ovako dobijenog dijagrama (sl.75c) maksimalna vrijednost za plastičnost odgovara optimalnoj temperaturi početka deformacije od 1250°C . Optimalna temperatura početka deformacije dobijena na osnovu maksimalnog broja uvijanja probe do loma odgovarala je temperaturi od 1150°C . Ova razlika, kao što je već ranije konstatovano, uslovljena je razlikom odvijanja procesa deformacije kod metode uvijanja i zatezanja. Naime, pri uvijanju proces deformacije odvija se adijabatski, te je optimalna temperatura nešto niža nego pri zatezanju koje se odvija izotermiski.

Na osnovu vrijednosti parametara plastičnosti (P) u mogućnosti smo ^{da} matematički odredimo granični stepen deformacije pri određenim temperaturno-brzinskim uslovima za različite postupke obrade.

Za proces valjanja sa slobodnim širenjem granični stepen deformacije može se odrediti iz sljedeće jednačine [53]

$$\ln \frac{H}{h} = \frac{P n}{1.63 \sqrt{1 - \frac{\Delta b}{\Delta h} \frac{h_0}{B_0} + \left(\frac{\Delta b}{\Delta h} \frac{h_0}{B_0} \right)^2}} \quad (87)$$

Na sl. 78' prikazan je dijagram za odredjivanje graničnog stepena deformacije pri valjanju sa slobodnim širenjem, koji je konstruisan za koeficijent trenja $\mu = 0,3$ i pri različitim odnosima visine polufabrikata i prečnika valjka, koji se kreću u intervalu 1,0-0,1.

Za ostala dva čelika izvršeno je odredjivanje napona na smicanje u oktaedarskoj ravni i vrijednosti plastičnosti pri istim temperaturama i brzinama deformacije kao i za čelik Č.4570. Dobijeni rezultati prikazani su u tablicama 43-44 i dijagramski na sl.76 i sl.77. Analiza ovih dijagrama je identična kao i za čelik Č.4570.

Na osnovu dijagrama sa sl.76c određuje se optimalna temperatura početka plastične deformacije koja iznosi 1200°C za čelik Č.4578, što je za 50°C veća od optimalne temperature određene pri ispitivanju na uvijanje. Optimalna temperatura

obrade plastičnom deformacijom čelika Č.4732 određena sa sl.77c iznosi 1200°C , što se poklapa sa ranije određenom optimalnom temperaturom metodom uvijanja.

Granični stepen deformacije određen je korišćenjem dijagrama (sl.78) za proces valjanja slobodnim širenjem čelika Č.4570, Č.4578 i Č.4732 pri maksimalnoj plastičnosti, određene sa dijagrama na slikama sl.75c, 76c i 77c.

Na osnovu dobijenih rezultata ispitivanja plastičnosti navedenih čelika može se konstatovati da je sa uspjehom primijenjen kriterijum za kvantitativno određivanje plastičnosti, jer se vrijednosti za optimalne temperature obrade, dobijene ovim kriterijumom skoro poklapaju sa početnim temperaturama obrade koje egzistiraju u praksi. Iz ove analize proističe da se za čelike osjetljive na temperaturu dobijaju tačnije vrijednosti optimalne temperature metodom zatezanja nego metodom uvijanja.

6.3. Prostorni dijagrami deformacije

Najpreglednije prikazivanje otpora deformaciji i plastičnosti u zavisnosti od temperature i brzine deformacije daje se tzv. prostornim dijagramom deformacije.

Za konstruisanje ovakvih dijagrama, za ispitivane čelike, koristili smo rezultate dobijene metodom uvijanja. S obzirom da moment uvijanja karakteriše otpor deformaciji, za konstruisanje ovih dijagrama koristili smo maksimalne vrijednosti momenta uvijanja, pri čemu nijesmo uzeli u obzir uticaj stepena deformacije na moment uvijanja.

Na sl.79 - 81 prikazani su prostorni dijagrami deformacije za čelike Č.4570, Č.4578 i Č.4732.

Na osnovu ovih dijagrama jasno se vidi da su plastičnost i otpor deformaciji dvije potpuno nezavisne karakteristike koje zajedno definišu obradivost metala.

Dijagrame prikazane na sl.79 - 81 ovdje ne analiziramo s obzirom da je u prethodnim poglavljima bilo detaljno govora o analizi uticaja temperature i brzine deformacije na specifični deformacioni otpor i plastičnost.

7. Z a k l j u č c i

Najveći dio proizvedenog čelika obradjuje se plastičnom deformacijom. S obzirom da je, sa jedne strane, asortiman čelika veoma širok, a sa druge, većina od njih ima specifične uslove deformisanja, definisanje termomehaničkog režima njihove obrade je veoma aktuelno i jako složeno.

Za ekonomično i uspješno toplo oblikovanje neophodno je egzaktno utvrditi ponašanje čelika pri plastičnoj obradi, koje se definiše sa njegovom plastičnošću i otporom deformaciji. Naime, poznavanjem ponašanja čelika pri toploj obradi deformacijom u mogućnosti smo da izaberemo optimalne uslove deformacije pojedinačno za svaki čelik i da pravilno opteretimo proizvodna postrojenja, odnosno pri njihovom konstruisanju da ih pravilno dimenzionišemo.

Za definisanje napona, odnosno potrebne sile, za odvijanje deformacije usvojen je specifični deformacioni otpor. Na njega utiče veći broj faktora, kao što su: priroda metala, temperatura, brzina deformacije i stepen deformacije.

Na plastičnost metala, kao i na njegov specifični deformacioni otpor utiče niz faktora, i to: hemijski sastav, strukturno stanje, temperatura, brzina deformacije, naponsko stanje, geometrija i stanje površine obratka, itd.

S obzirom na složenu zavisnost plastičnosti od uticajnih faktora, njeno ocjenjivanje je otežano u proizvodnim uslovima, te se uvode pokazatelji plastičnosti koji se definišu jednostavnijim laboratorijskim metodama ispitivanja metala (zatezanjem, uvijanje, pritiskivanjem, itd.).

Kod laboratorijskih metoda moguće je sa relativno malim odstupanjima održati nepromijenjene uslove deformacije (temperaturu, brzinu i stepen deformacije). S druge strane, korišćenjem jedne laboratorijske metode definisano je naponsko stanje, kao i geometrija i stanje površine probe. Na ovaj način, bilo koji pokazatelj plastičnosti (izduženje, kontrakcija, broj uvijanja probe do loma, itd.) definiše plastičnost kao osobinu metala, jer su u tom slučaju pokazatelji plastičnosti direktno zavisni od prirode metala (hemijski sastav i struktura). Ova plastičnost se smatra baznom. Variranjem ostalih uticajnih

faktora (temperature, brzine deformacije, geometrije i stanja površine probe, itd.) utvrđuje se uticaj ovih parametara na baznu plastičnost.

Pri toploj obradi, u pogonskim uslovima, uslovi deformacije su kompleksniji pa je plastičnost dobijenu u laboratorijskim uslovima neophodno korigovati. Korigovana bazna plastičnost definiše tkzv. tehnološku plastičnost, koja predstavlja stanje metala pri određenim uslovima deformacije.

Za određivanje tople obradivosti, odnosno parametara koji je definišu, ne postoji univerzalna metoda čiji bi se rezultati mogli uopštiti na sve tehnološke postupke tople obrade deformacijom. Zbog teškoća u sprovođenju ispitivanja u pogonskim uslovima primjenjuju se laboratorijska ispitivanja sa kojima se na jednostavniji način definiše topla obradivost metala. Razvijen je veći broj laboratorijskih metoda sa nizom prednosti i nedostataka, kako u odnosu jedne na drugu, tako i u odnosu na proizvodne procese obrade deformacijom. Najveću primjenu su našle metode ispitivanja zatezanjem, uvijanjem i pritiskivanjem.

Metodom pritiskivanja određuje se specifični deformacioni otpor dosta tačno, a naročito u slučaju minimalnog trenja između pritiskivača i čeline površine probe. Međutim, ova metoda se ne može uspješno koristiti za ocjenjivanje bazne plastičnosti. Kao najvažniji razlog za ovo leži u nemogućnosti tačnog konstatovanja trenutka pojave pukotine na bočnoj površini probe.

Najjednostavniji način određivanja specifičnog deformacionog otpora je metodom zatezanja. Međutim, pomoću ove metode moguće je tačno odrediti specifični deformacioni otpor samo u području ravnomjernog izduženja probe. Jedino u tom području u probi egzistira linijsko naponsko stanje. Kod ove metode za mjerodavni pokazatelj plastičnosti usvaja se kontrakcija probe na mjestu loma, s obzirom da u tom području probe postoji prostorno naponsko stanje, a što odgovara realnim procesima obrade deformacijom.

Ova metoda nije našla veću primjenu u definisanju krivih tečenja, tj. određivanju zavisnosti specifičnog deformacionog otpora od logaritamskog stepena deformacije, pri konstantnoj

brzini i stepenu deformacije. Osnovni razlozi za to su sljedeći:

1. U području ravnomjernog izduženja probe vrijednosti za stepen i brzinu deformacije su znatno ispod vrijednosti stepena i brzine deformacije koje egzistiraju u pogonskim uslovima;

2. U zoni suženja probe brzina deformacije raste 10 do 16 puta, što bitno utiče na tačnost određivanja specifičnog deformacionog otpora;

3. Pored nestacionarnosti brzine deformacije, u zoni suženja probe egzistira prostorno naponsko stanje. Prisustvo prostornog naponskog stanja, kao i komplikovanost geometrije suženja probe, čine složenijim određivanje specifičnog deformacionog otpora.

Najkompletnija metoda za definisanje tople obradivosti je ispitivanje uvijanjem. Kod ove metode moment uvijanja karakteriše otpor deformaciji i broj uvijanja probe do loma plastičnost metala. Temperatura koja odgovara maksimalnom broju uvijanja probe do loma odgovara optimalnoj temperaturi početka plastične deformacije. Koristeći ovu metodu, moguće je simulirati pojedine tehnološke procese tople obrade.

Na tačnost određivanja napona na smicanje utiče i način stezanja probe u toku ispitivanja. Naime, ako je probi spriječena promjena dužine u toku ispitivanja, tada se u njoj pored napona na smicanje, pojavljuju i normalni naponi koji otežavaju određivanje specifičnog deformacionog otpora. Normalni naponi su u početku ispitivanja pozitivni da bi između drugog i trećeg broja uvijanja probe promijenili znak i znatno porasli sa povećanjem broja uvijanja probe. Normalni naponi su direktno zavisni od prirode metala i temperature ispitivanja.

Pri ovom načinu stezanja probe, broj uvijanja probe do loma, kao pokazatelj plastičnosti, određuje se u uslovima prostornog naponskog stanja, što odgovara realnim procesima tople obrade deformacijom. Pored ove pogodnosti, pri ispitivanju probe sa konstantnom dužinom, uslovi deformacije (brzina i stepen deformacije) ostaju nepromijenjeni.

Kod ispitivanja probe kojoj je omogućena promjena dužine u njoj egzistiraju samo naponi na smicanje, što omogućava tačnije određivanje specifičnog deformacionog otpora. Nedos-

tatak ovakog načina stezanja probe ogleda se u nestacionarnosti uslova ispitivanja, kao i netačnosti u ocjenjivanju plastičnosti metala. Ova netačnost uslovljena je postojanjem ravanske šeme naponskog stanja.

Ocjenjivanje tople obradivosti čelika najčešće se vrši sa probom kojoj je spriječena promjena dužine u toku ispitivanja.

Proračunavanje napona na smicanje iz registrovanog momenta uvijanja u toku ispitivanja vrši se preko jednostavnijih matematičkih relacija. Da bi se matematičkim putem odredili naponi na smicanje neophodno je poznavati zavisnost momenta uvijanja od brzine i stepena deformacije.

Za ispitivane čelike Č.4570, Č.4578 i Č.4732 zavisnost momenta uvijanja od brzine deformacije korelira se eksponencijalnom funkcijom oblika

$$M = M_0 \dot{\gamma}^m,$$

odnosno, u dvostrukom logaritamskom sistemu, jednačinom prave

$$\log M = \log M_0 + m \log \dot{\gamma},$$

sa koeficijentom korelacije $r > 99\%$.

Zavisnost momenta uvijanja od stepena deformacije za ispitivane čelike korelira se sa funkcijom oblika

$$M = 10^{(a_0 + a_2 \log^2 \dot{\gamma})} \dot{\gamma}^{a_1},$$

sa korelacionim odnosom $r > 98\%$.

U literaturi postoje dva postupka za izračunavanje napona na smicanje. U jednom slučaju uzima se korekcionni koeficijent uticaja brzine deformacije, a u drugom,

pored tog koeficijenta i korekcionni koeficijent uticaja stepena deformacije (koeficijent očvršćavanja).

Jednačine koje su korišćene za određivanje napona na smicanje su :

$$\tau(\dot{\gamma}) = M(3 + m)/2 \bar{\sigma} R^3,$$

$$\tau(\dot{\gamma}, \gamma) = M(3 + m + p)/2 \bar{\sigma} R^3,$$

gdje je

$$p = a_1 + 2a_2 \log \dot{\epsilon}.$$

Na osnovu ovako odredjenih vrijednosti napona na smicanje uz korišćenje hipoteza o početku plastičnog tečenja (Tresca-S.Venant i Mises-Henchy) odredjeni su naponi tečenja, odnosno specifični deformacioni otpor, uz korišćenje sljedećih jednačina:

$$k_{fT} = M(3 + m)/\bar{u}R^3,$$

$$k_{fT1} = M(3 + m + p)/\bar{u}R^3,$$

$$k_{fM} = \sqrt{3}M(3 + m)/2\bar{u}R^3,$$

$$k_{fT1} = \sqrt{3}M(3 + m + p)/2\bar{u}R^3.$$

Ispitivanjem uticaja temperature, brzine i stepena deformacije, metodom uvijanja, na specifični deformacioni otpor čelika Č.4570, Č.4578 i Č.4732 utvrdili smo:

1. Zavisnost specifičnog deformacionog otpora od uporednog stepena deformacije, koja definiše takozvanu krivu tečenja, može se matematički interpretirati izrazom

$$k_f = a_0 + a_1 \varphi + a_2 \varphi^2 + a_3 \varphi^3 + a_4 \varphi^4 + a_5 \varphi^5;$$

2. Zavisnost specifičnog deformacionog otpora od brzine deformacije može se izraziti eksponencijalnom funkcijom

$$k_f = k_{fo} \dot{\epsilon}^m;$$

3. Zavisnost specifičnog deformacionog otpora od temperature teže se matematički definiše naročito u području transformacionih temperatura;

4. Vrijednosti specifičnog deformacionog otpora tačnije je se odredjuju uzimajući u obzir korekzione koeficijente brzine i stepena deformacije, samo pri nižim temperaturama i većim brzinama deformacije.

Upoređivanje vrijednosti specifičnog deformacionog otpora odredjenih metodom zatezanja i uvijanja izvedeno je za približno jednake uslove deformacije. Temperatura je varirana u intervalu od 800-1250°C, pri brzini deformacije od 0,062-1,14 s⁻¹

kod zatezanja i od 1,26-7,55 s⁻¹ kod metode uvijanja. Za uporedjivanje uzeta je brzina deformacije od 1 s⁻¹ pri logaritamskom stepenu deformacije od 0,18. S obzirom na vrlo male stepene deformacije, koji se ostvaruju u području ravnomjernog izduženja probe, za uporedjivanje sa k_f -vrijednostima dobijenih uvijanjem uzete su k_f -vrijednosti određene na krajnoj granici područja ravnomjernog izduženja probe.

Uporedjivanjem dobijenih vrijednosti za specifični deformacioni otpor dolazimo do sljedećih zaključaka:

1. Kod sva tri ispitivana čelika specifični deformacioni otpor je veći pri ispitivanju zatezanjem nego pri ispitivanju uvijanjem;

2. Uticaj brzine deformacije na specifični deformacioni otpor veći je pri ispitivanju zatezanjem nego pri ispitivanju uvijanjem.

Isto tako, međusobnom komparacijom podataka o specifičnom deformacionom otporu dobijenih pomoću dvije navedene metode, zaključujemo da su vrijednosti k_f , određene uvijanjem po kriterijumu plastičnog tečenja Tresca-S.Venant, upotrebljivije za praksu od vrijednosti k_f određenih po kriterijumu Mises-Hencky. Razumljivo je da je neophodno ovaj stav provjeriti u proizvodnim uslovima.

Najbitniji razlozi koji dovode do razlika k_f -vrijednosti određenih uvijanjem i zatezanjem su: odstupanje od ravanskog naponskog stanja pri ispitivanju uvijanjem, anizotropija početnog stanja metala, pojava unutrašnjih naprezanja, netačnost pri izdračunavanju uporednog napona, stepena i brzine deformacije, greške mjerenja sile, momenta, puta, vremena i temperature, itd.

Ispitivanje uticajnih faktora na plastičnost čelika Č.4570, Č.4578 i Č.4732 izvedeno je metodom uvijanja, u temperaturnom intervalu 800-1300°C, pri brzinama deformacije od 1,26, 5.03 i 7,55 s⁻¹.

Analizom dobijenih rezultata zavisnosti plastičnosti ispitivanih čelika od uticajnih faktora može se zaključiti:

1. Osnovni uticaj na plastičnost čelika ima hemijski sastav i strukturno stanje;

2. Plastičnost dvofaznih čelika je znatno oslabljena. Kao primjer navodimo dvofazni čelik Č.4570, kod kojega je na temperaturama obrade u osnovnoj austenitnoj masi uključen δ -ferit;

3. Sa povećanjem temperature plastičnost čelika se u većini slučajeva poboljšava. Uticaj temperature na plastičnost čelika vezan je za strukturne promjene u posmatranom temperaturnom intervalu;

4. Za optimalnu temperaturu početka tople plastične deformacije smatra se temperatura koja u dijagramu plastičnosti odgovara maksimalnom broju uvijanja probe do loma [6,31];

5. Kao kriterijum za definisanje donje granice optimalnog temperaturnog intervala tople obrade deformacijom može se uzeti i minimalni broj uvijanja probe do loma. Na osnovu preporuka iz literature [6,31], za dimenzije probe \varnothing 6x50 mm, koja je korišćena pri ispitivanju uvijanjem, minimalni broj uvijanja probe do loma iznosi 8-9 uvijanja. S obzirom da je pri ispitivanju plastičnosti čelika Č.4570 ovaj minimalni broj uvijanja bio postignut na temperaturi od 1050°C, može se konstatovati da će obrada ovog čelika ispod ove temperature biti otežana;

6. Uticaj brzine deformacije na plastičnost čelika se ne može uopštiti na sve kvalitete čelika, kao ni na širi interval brzina deformacije.

Kod čelika Č.4570 i 4578 sa povećanjem brzine deformacije plastičnost opada uz nepromijenjenu optimalnu temperaturu početka plastične deformacije, koja za oba čelika iznosi 1150°C. Kod čelika Č.4732 povećanje brzine deformacije utiče na povećanje plastičnosti u temperaturnom intervalu od 800-1150°C, dok sa daljim rastom temperature i brzine deformacije plastičnost opada. Optimalna temperatura početka plastične deformacije ovog čelika, sa povećanjem brzine deformacije, pomjera se ka nižim temperaturama.

Pokazatelji plastičnosti dobijeni metodom uvijanja i zatezanja pri različitim uslovima deformacije ne mogu se direktno uporedjivati, s obzirom da su dobijeni pri različitim šemama naponskog stanja. Ovako određivanje plastičnosti je isključivo kvalitativno i vrlo je teško prenijeti dobijene podatke u proizvodne uslove, zbog nepostojanja adekvatnih metoda

a preračunavanje podataka dobijenih pri različitim šemama naponskog stanja.

U vezi sa tim, od velikog je naučnog i proizvodnog interesa odrediti maksimalne stepene plastične deformacije u slovima različitih naponskih stanja, kao i razraditi način preračunavanja ovih maksimalnih stepeni deformacije pri prelazu od jednog naponskog stanja na drugo.

Kvantitativno određivanje plastičnosti na osnovu njenih pokazatelja određenih metodom uvijanja i zatezanja, u temperaturnom intervalu od $800-1250^{\circ}\text{C}$ pri brzini deformacije, približno $1,2 \text{ s}^{-1}$, izvedeno je na osnovu kriterijuma koji je postavio M.A. Zajkov [53].

Optimalna temperatura tople obrade ispitivanih čelika određena korišćenjem ovog kriterijuma veća je u odnosu na optimalnu temperaturu određenu uvijanjem. Ovako određena temperatura adekvatna je optimalnoj temperaturi utvrđenoj metodom zatezanja. Uzrok ovome treba tražiti u načinu odvijanja procesa deformacije pri zatezanju i uvijanju. Naime, pri uvijanju proces deformacije se odvija adijabatski, što je i uzrok da je optimalna temperatura nešto niža od temperature dobijene zatezanjem, koje se izvodi skoro izotermски.

Optimalna temperatura početka plastične deformacije određena po ovom kriterijumu, za čelik Č.4570 iznosi 1250°C u odnosu na 1150°C određenu uvijanjem. Kod čelika Č.4578 ta temperatura iznosi 1200°C u odnosu na 1150°C određenu uvijanjem. Za čelik Č.4732 konstatovana je ista vrijednost temperature određena na oba načina i iznosi 1250°C .

Na osnovu literaturne obrade i izvedenih ispitivanja može se konstatovati da je od svih laboratorijskih metoda za definisanje tople obradivosti čelika najkompletnija metoda uvijanja.

Dobijeni podaci o toploj obradivosti čelika u laboratorijskim uslovima su neophodni za određivanje optimalnog termomehaničkog režima bilo kojeg tehnološkog postupka tople obrade deformacijom, mada se ne može zanemariti činjenica da su pogonski uslovi za razliku od laboratorijskih mnogo kompleksniji.

Ova ispitivanja ukazuju i na činjenicu da je sistematsko ispitivanje tople obradivosti svih čelika iz proizvodnog asortimana naših željezara nužan preduslov za egzaktno definisanje termomehaničkih uslova njihove obrade.

& IZ VOD NA NJEMAČKOM JEZIKU

ERMITTLUNG VON KENNGRÖSSEN DER WARMFORMGEBUNG

DURCH AUSWAHL OPTIMALER PRÜFVERFAHREN

1. Einführung

Das Umformverhalten eines Werkstoffes wird durch Aussagen über das Formänderungsvermögen und die Formänderungsfestigkeit gekennzeichnet. Das Formänderungsvermögen ist dabei die Größe der plastischen Formänderung, die ein Werkstoff bis zum Bruch in der Umformzone ertragen kann. Angaben über das Formänderungsvermögen sind daher für die Auswahl der günstigsten Umformbedingungen und Umformverfahren bedeutsam. Zur Berechnung des Kraft- und Arbeitsbedarfs bei der Warmumformung, einschließlich der Dimensionierung der Antriebsaggregate, ist die Kenntnis der Formänderungsfestigkeit eine wichtige Voraussetzung. Eine Optimierung der Umformtechnologien ist nur möglich, wenn die Kenngrößen des Umformvorgangs mit ausreichender Genauigkeit vorausbestimmt werden. Beide Aspekte, die sichere Konstruktion und die ausschlußarme Fertigung, sind von wirtschaftlicher Bedeutung.

Die Formänderungsfestigkeit und das Formänderungsvermögen sind keine Werkstoffkonstanten. Sie sind bei der Warmformgebung von der chemischen Zusammensetzung des umzuformenden Werkstoffes, seinem Gefügestand und der Korngröße sowie von grundlegenden physikalisch-metallurgischen Bedingungen bei der Umformung abhängig, z.B. von der Temperatur (T), der Formänderung (γ) und der Formänderungsgeschwindigkeit ($\dot{\gamma}$).

Zusammengefaßt kann man die Abhängigkeit durch die Beziehung

$$P = f(\text{Werkstoff}, T, \dot{\gamma}, n, g)$$

$$k_f = f(\text{Werkstoff}, T, \dot{\gamma}, \gamma)$$

ausdrücken, wobei

P = Formänderungsvermögen

n = Spannungszustand

g = geometrische Größe

ist.

Formänderungsfestigkeit und Formänderungsvermögen werden sehr oft unter Laborbedingungen in Abhängigkeit der angegebenen Parameter bestimmt. Für die Bestimmung dieser Kennwerte sind verschiedene Prüfmethoden entwickelt worden. Hiervon sind am betriebswichtigsten der Warmzugversuch, der Warmdrehversuch und der Warmtauchversuch. Alle Methoden haben spezifische Vor- und Nachteile. Die Wahl des geeigneten Prüfverfahrens ist daher von den jeweiligen Zielvorstellungen abhängig.

Bei den verschiedenen Prüfmethoden hat die Probe einen unterschiedlichen Spannungszustand. Deshalb lassen sich die mit unterschiedlichen Methoden ermittelten Kennwerte weder untereinander uneingeschränkt vergleichen, noch beliebig für einen Umformprozeß anwenden. Besonders im Falle der hochlegierten Stähle ist es schwierig, eine optimale Prüfmethode zu wählen, da Erfahrungen mit diesen Güten fehlen. Es fehlen Ergebnisse über die Einflußgrößen auf das Formänderungsvermögen und die Formänderungsfestigkeit, beispielsweise der Prüftemperatur, der Formänderungsgeschwindigkeit des Gefüges u.a. Ziel dieser Arbeit war es deshalb,

1. die bisherigen Methoden auf der Grundlage des bekannten Schrifttums zu analysieren,
2. die Grundlagen für die Festlegung einer optimalen Prüfmethode zu erarbeiten,
3. die Einflußgröße für eine Gruppe aus legierten bzw. hochlegierten Stählen zu ermitteln.

Aus der Auswertung des Schrifttums erwies sich für die Ermittlung der Kennwerte dieser Werkstoffe der Torsionsversuch in Kombination mit dem Warmzugversuch als optimal, weil dadurch das Werkstoffverhalten bei der Warmumformung allgemein besser beschrieben werden kann.

Als Versuchswerkstoffe dienten die Stähle

1. X22CrNi17
2. X15CrNiSi25,20
3. 42CrMo4

wobei die Prüfparameter wie Temperatur $T = 800-1300^{\circ}\text{C}$;
 $\dot{\gamma}_T = 1,26; 5,03 \text{ und } 7,55 \text{ s}^{-1}$; $\dot{\gamma}_Z = 0,061; 0,31 \text{ und } 1,14 \text{ s}^{-1}$;
 $\gamma_T = 0,376 - 2,256$, und max. $\gamma_Z = 0,15$ im einzelnen Berücksichtigung finden. Bei drei bis fünf Parallelproben zeigte sich eine Reproduzierbarkeit beim Torsionsversuch mit einer Abweichung von $\pm 3 \%$ für die Umdrehungszahl. Die ermittelten k_f -Werte weisen danach eine Abweichung von etwa $\pm 5 \%$ auf.

Für den Abschnitt der Untersuchung zur Ermittlung der Einflußparameter auf die k_f -Werte und das Formänderungsvermögen wurde nur die Torsionsprüfung herangezogen. Ausgewertet wurden die Ergebnisse auf der Grundlage der Tresca und Mises-Hypothesen.

2. K_f -Wert-Bestimmung

Die Schubspannung läßt sich über das Drehmoment mit Hilfe der Beziehung

$$\tau = \frac{1}{2\pi R^3} \left(3M + \dot{\gamma} \frac{\partial M}{\partial \dot{\gamma}} + \dot{\gamma}^2 \frac{\partial M}{\partial \dot{\gamma}^2} \right)$$

ermitteln. Das Drehmoment M ist eine Funktion der Formänderungsgeschwindigkeit $\dot{\gamma}$, d.h.

$$M = M_0 \dot{\gamma}^m$$

Für den Formänderungsgrad wird die Beziehung

$$M = 10^6 (a_0 + a_1 \log^2 \dot{\gamma}) \dot{\gamma}^{a_2}$$

vorgeschlagen.

Ein Rechenprogramm wurde für die Auswertung der -Werte verwendet. Dabei werden die Ansätze:

$$1. k_{fT} = M (3 + m) / \bar{u} R^3$$

$$2. k_{fT1} = M (3 + m + p) / \bar{u} R^3$$

$$3. k_{fM} = \sqrt{3} M (3 + m) / 2 \bar{u} R^3$$

$$4. k_{fM1} = \sqrt{3} M (3 + m + p) / 2 \bar{u} R^3$$

wobei $p = a_1 + 2 a_2 \log \varphi$ ist, zugrundegelegt.

Für die grafische Darstellung der Kurven $k_f = f(\varphi)$ wurde das Rechenprogramm mit Polynomen zwölften Grades angewandt. Verwendet wurde der Rechner "TEKTRONIX". Für einen Korrelationskoeffizienten von $r = 1$ erhält man ein Polynom fünften Grades,

$$k_f = a_0 + a_1 \varphi + a_2 \varphi^2 + a_3 \varphi^3 + a_4 \varphi^4 + a_5 \varphi^5.$$

Die k_f -Werte aus dem Warmzugversuch sind im Bereich der Gleichmaßdehnung ermittelt worden. Die Formänderungsbeträge am Ende der Gleichmaßdehnung sind mit denen der Torsion vergleichbar.

2.1 Folgerungen

1. Die Fließkurven der geprüften Stähle lassen sich mit der Beziehung

$$k_f = a_0 + a_1 \varphi + a_2 \varphi^2 + a_3 \varphi^3 + a_4 \varphi^4 + a_5 \varphi^5$$

darstellen.

2. Der Einfluß der Formänderungsgeschwindigkeit auf den k_f -Wert ist durch die Exponentialfunktion

$$k_f = k_{f0} \dot{\gamma}^m$$

hinreichend beschrieben.

3. Aus dem Verlauf der Fließkurven der Stähle läßt sich ein Formänderungsbereich zwischen $\dot{\gamma} = 0,217 - 0,651$ festlegen, der Formänderungsgraden von 18,84 - 56,52 % beim Flachwalzen entspricht. Die Formänderungsgeschwindigkeit trägt zu einer Verschiebung des k_f -Werte-Maximums zu höheren Formänderungsbeträgen bei.

4. Eine Korrektur der k_f -Werte kann auf der Basis der Beziehung

$$\zeta = f(\dot{\gamma}, \gamma)$$

erzielt werden, weil diese Beziehung den Einfluß des Formänderungsgrades berücksichtigt.

Verständlicherweise kann dieses nur bei verhältnismäßig niedrigen Temperaturen und hohen Formänderungsgeschwindigkeiten gelten. (Der Verlauf der Fließkurven bei höheren Temperaturen läßt geringfügige Beeinflussung der k_f -Werte von $\dot{\gamma}$ erkennen).

3. Vergleich der k_f -Werte aus dem Zug- mit denen aus dem Torsionsversuch

Eine Gegenüberstellung der k_f -Werte aus beiden Prüfungen wird bei einem Formänderungsgrad von 0,18 für Torsion und 0,15 für Zug im Temperaturbereich zwischen 800-1250°C vorgenommen. Dabei beträgt einheitlich die Formänderungsgeschwindigkeit 1 sec^{-1} .

3.1 Folgerungen

1. Generell werden mit dem Zugversuch höhere k_f -Werte ermittelt als mit dem Torsionsversuch. Die Differenz nimmt dabei mit steigender Temperatur zu. Eine Annäherung liegt bei Zugrundelegung der Tresca-Hypothese vor.
2. Die Formänderungsgeschwindigkeit beeinflusst die k_f -Werte im Zugversuch.

Die Nichtübereinstimmung der k_f -Werte beider Prüfungen sind darin begründet, daß einmal der Spannungszustand bei der Prüfung, zum anderen werkstoffbedingte Einflüsse (Gefüge, innere Spannungen u.a.) das Prüfergebnis beeinträchtigen. Hinzu kommen noch die Fehlergrenzen bei der experimentellen Erfassung der Prüfkenndaten, wie Moment, Kraft, Weg, Temperatur usw. sowie der a priori Unterschied der beiden Hypothesen für das plastische Fließen, die den Berechnungen zugrundegelegt werden. Die Vergleichbarkeit der k_f -Werte aus beiden Prüfmethoden mangelt wahrscheinlich wegen der Unzulänglichkeit, einen exakt definierten Spannungszustand bei der Prüfung einzuhalten.

4. Ermittlung des Formänderungsvermögens

Schon aus der Definition dieser Kenngröße ist ersichtlich, daß zu ihrer Bestimmung die Empirie überwiegt. Ihre Beschreibung hängt von der Umformart (Torsion, Zug, Druck usw.) ab. Sie stellt einen von Temperatur und Beanspruchung abhängigen Zustand dar. Im engeren Sinne ist das Formänderungsvermögen keine werkstoffspezifische Kenngröße.

Die Ermittlung des Formänderungsvermögens der untersuchten Stähle in Abhängigkeit von $\dot{\gamma}$ und T erfolgte mit Hilfe der Torsionsprüfung. Es zeigte sich, daß das Formänderungsvermögen von der chemischen Zusammensetzung und das Gefüge des Werkstoffes signifikant beeinflusst wird. Der zweiphasige

Werkstoff (XCrNi17) weist die niedrigeren WTrte auf.

Im Zusammenhang n - T ergibt sich ein Maximum, das den Ausgangspunkt für die Optimierung des Umformprozesses darstellt. Dabei soll die Umformtemperatur $10-30^{\circ}\text{C}$ niedriger als die des Maximums liegen.

Schließlich läßt sich aus den vorliegenden Untersuchungsergebnissen keine einheitliche Gesetzmäßigkeit über die Veränderung des Formänderungsvermögens durch die Formänderungsgeschwindigkeit ableiten.

4.1 Gegenüberstellung der Ergebnisse über das Formänderungsvermögen aus dem Zug- und Torsionsversuch

Der Vergleich des Formänderungsvermögens aus dem Zugversuch mit dem des Torsionsversuches ist schon wegen des unterschiedlichen Spannungszustandes nicht zulässig. Eine rechnerische Beziehung, die den Spannungszustand ausklammert, ist von Zajkov vorgeschlagen worden. Mit diesem Modell, das auch quantitative Aussagen über Formänderungsgrenzen bei verschiedenen Umformverfahren gestattet, wurden die Werte errechnet und den Ergebnissen der Zug- und Torsionsprüfung gegenübergestellt. Es ergibt sich daraus, daß die errechneten Werte für die optimale Formänderungstemperatur mit denen des Experiments der Zugprüfung gut übereinstimmen. Die Torsionsprüfung ergibt stets niedrigere Temperaturen für das Optimum des Formänderungsvermögens. Von großer Bedeutung ist dieses Erkenntnis für die Umformung temperaturempfindlicher Stahlgüten, wie diese in der vorliegenden Arbeit die zweiphasigen Güten sind. Für die untersuchten Stähle wurden die Formänderungsgrenzen (quantitativ) bezogen auf das Flachwalzen ermittelt.

5. Schlußbemerkungen

Aus der Gesamtheit der vorliegenden Ergebnisse läßt sich schließen, daß sich der Torsionsversuch im Vergleich zu anderen Prüfmethoden besser eignet, Aussagen über die Warmumformbarkeit generell zu machen. Demgegenüber erweist sich der Zugversuch für die Ermittlung des Formänderungsvermögens als günstig. Die im Laboratorium ermittelten Kennwerte stellen die notwendige Grundlage zur optimalen Ausführung der Umformprozesse in der Praxis dar.

9. L I T E R A T U R A

- [1] Nolkemper M., Über den Zusammenhang zwischen der Formänderungsfestigkeit und ihrem Einfluß, Schmiedetechnische Mitteilungen Nr.3 1966, S. 153/157.
- [2] Kühnelt G., H. Straube, Die Prüfung des Verhaltens von Stählen und Legierungen bei der Warmformgebung mit Hilfe von Warmtorsionsproben, Berg- und Hüttenmännische Monatshefte 111. 1965, Hefte 9, S.398/405.
- [3] Heil H. P., A. Lienhart, Formänderungsfestigkeit und Formänderungsver. von Stählen, Draht - Welt, 1970, Nr.4, S.205/213.
- [4] Spittel T., A. Hensel, Vergleich von Meß- und Rechenwerten der Formänderungsfestigkeit bei der Warmumformung, Neue Hütte 19, 1974, 10, S.595/602.
- [5] Schmidt W., Die Formänderungsfestigkeit verschiedener Stähle und Legierungen in Abhängigkeit von Formänderung, Formänderungsgeschwindigkeit und Temperatur, Draht - Welt 56, 1970, 7, S.403/409.
- [6] Weber K.H., Der Warmtorsionsversuch und seine Aussage über das Umformverhalten der Stähle bei höheren Temperaturen, Archiv für das Eisenhüttenwesen 40, 1969, 7, S.541/550.
- [7] Ermittlung von Kennwerten für die Warmumformbarkeit von Stählen, Verlag Stahleisen M.B.H. Düsseldorf, 1972.
- [8] Weber K.H., Plastizitätsermittlung an metallischen Werkstoffen mit Hilfe der Torsionsplastometers, Neue Hütte, 1963, 4, S.214/220.
- [9] Frobin R., Kenngrößen für die Umformbarkeit, Fertigungstechnik und Betrieb, 15(1965), S.39/43.
- [10] Kienzle Otto, Mechanische Umformtechnik, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 1968.
- [11] Krause U., Vergleich verschiedener Verfahren zum Bestimmen der Formänderungsfestigkeit bei Raumtemperatur, Stahl und Eisen 83 (1963) Nr.25, S.1626/1640.

- [12] Valer M., A. Lienhart, Abhängigkeit des Formänderungsvermögens metallischer Werkstoffe vom Spannungszustand bei unterschiedlich hoher Temperatur und Formänderungsgeschwindigkeit, Bänder Bleche Rohre Düsseldorf, 13 (1972) Nr. 8, S. 387/395.
- [13] Siegel R., G. Fritzsche, Der Zugversuch als Möglichkeit zur Plastizitätsbestimmung, Neue Hütte 14 (1969), 8, S. 486/490.
- [14] Michalzik G., I. Coester, Zur Ermittlung mechanischer Kennwerte bei erhöhten Temperaturen im Zugversuch, Neue Hütte 20 (1975) 9, S. 553/557.
- [15] Pawelski O., Vergleichende Wertung der Prüfverfahren für die Warmumformbarkeit von Metallen, Z. Metallkunde 68 (1977) H. 2, S. 79/89.
- [16] Lange Kurt, Lehrbuch der Umformtechnik Band 1, 2, 3, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York 1972.
- [17] Blain P., La Forgeabilité, Revue de Metallurgie, Octobre 1965, S. 883/890.
- [18] Ogordnikov V. A., Ocenka deformiruемости металлов при обработке давлением, Кустебно-штамповое производство 3 (1977), S. 15/18.
- [19] Ogordnikov V. A., Deformiruемость металлов при обработке давлением, Известия вузов. Черная металлургия, 1976, 3, S. 74/77.
- [20] Ogordnikov V. A., V. G. Nahačuk, Kriterij deformiruемости металлов при обработке давлением, Известия вузов. Машиностроение, 1975, 4, S. 135/140.
- [21] Clark C. L., Evaluating Steel Forgeability, The Timken Roller Company Steel and Tube Division Canton 6, OHIO, USA, 1946.
- [22] Elfmark J., Vliv rychlosti deformace na tvaritelnost oceli za tepla, Hutnické listy, 1972. 9, S. 626/630.
- [23] Židek M., Podmínky tváření austenitických oceli CrMn za tepla, Hutnické listy, 1972, 5, S. 339/346.

- [24] Židek M., Vliv teploty, chemického složení a strukturního stavu na přetvárnou pevnost oceli za tepla, Hutnické listy, 1969, 2, S.98/104.
- [25] Hecker F.W., Die Wirkung des Bauschinger-Effektes bei großwn Formänderungen im Verdrehversuch, Archiv für das Eisenhüttenwesen, 1971, 11, S.819/823.
- [26] El-Magd E., Ermittlung der Fließkurve in Zugversuch, Arch. Eisenhüttenwesen, 1974, 2, S.83/89.
- [27] Troost A., E.El-Magd, Zunahme der Formänderungsgeschwindigkeit in der Finschnürzone, Arch. Eisenhüttenwesen, 1972, 12, S.907/911.
- [28] Hodierne F.A., A Torsion Tes for Use in Metalworking Studies, The Institute of Metals 1963, Vol. 91, S.267/273.
- [29] Fields D.S., W.A.Backofen, Determination of Strain-hardening Characteristics by Torsion Testing, Proceedings American Society for Testing Materials, Vol. 57 (1967), Philadelphia, S.1259/1273.
- [30] Dzugutov M.Ja., Plastičeskaja deformacija visokolegirovanih stalej i splavov, "Metallurgija", Moskva 1971.
- [31] Langerweger J., Die Prüfung der Warmverformbarkeit von Stählen durch Torsionsversuche unter besonderer Berücksichtigung von Temperaturgebieten geringer Verformbarkeit, Dissertation, Leoben 1966.
- [32] Langerweger J., H.Trenkler, Der Warmtorsionsversuch, eine günstige Möglichkeit zur Beurteilung der Warmverformbarkeit, Berg- und Hüttenmännische Monatshefte, 113 (1968), 3, S.104/113.
- [33] Kveder A., M.Taučer, Einfluß der Temperaturführung bei Warmverdrehversuchen zur Beurteilung der Warmumformbarkeit von Stählen, Arch. Eisenhüttenwesen, 45 (1974), 7, S.465/469.
- [34] Poluhin P.I., G.Ja.Gun, Statističeskaja obrabotka rezul'tov isledovanija plastičnosti metallov na plastometre, Izvestija vuzov. Černaja metallurgija, (1970), 7, S.76/79.

- [35] Hecker F.W., Beitrag zur Ermittlung von Fließkurven im Verdrehversuch, Arch. Eisenhüttenwesen 42 (1971), 11, S.813/818.
- [36] Funke P., H.Preiser, Aufnahme von Fließkurven im Warmverdrehversuch, Arch. Eisenhüttenwesen, 44 (1973), 5, S.363/368.
- [37] Vater M., Formänderungswiderstand und Formänderungsvermögen metalischer Werkstoffe, Arch. Eisenhüttenwesen, 34 (1963), 5, S.341/349.
- [38] Neuberger F., Ermittlung der Formänderungsfertigkeit und der bezogenen Formänderungsarbeit gebräuchlicher Schmiedewerkstoffe bei der Warmformgebung - I Teil, Fertigungstechnik und Betrieb 10 (1960), S.328/330.
- [39] Neuberger F., Ermittlung Formänderungsarbeit gebräuchlicher Schmiedewerkstoffe bei der Warmumformgebung - II Teil, Fertigungstechnik und Betrieb 10 (1960), S.426/431.
- [40] Walter M., Ermittlung Formänderungsarbeit gebräuchlicher Schmiedewerkstoffe bei der Warmformgebung - III Teil, Fertigungstechnik und Betrieb 12 (1962), S.469/475.
- [41] Kögel H., idr., Die Formänderungsfestigkeit hochwarmfester Nickellegierungen, Neue Hütte 10 (1965), S.162/166.
- [42] El-Magd E., A.Troost, Einfluß der Einschnürung im Zugversuch auf die Formänderung bei Höchstlast und auf die Längsspannung, Arch. Eisenhüttenwesen, 44 (1973) Nr. 4, S.311/314.
- [43] Andrejuk L.V., G.G.Tjulenev, Analitičeskaja zavisimost soprotivlenija deformaciji metallov ot temperaturi, skorosti i stepeni deformaciji, Stal, 4 (1971) Nr. 9, S.825/828.
- [44] Alferova N.S., Svjaz deformiruemosti stali s jej strukturoj, Metallovedenie i termičeskaja obrabotka, 7 (1960), 2, S.144/148.
- [45] Žadar V.T., Vlijanije skorosti i stepeni deformaciji pri V.T.M.O. na mehaničeskie svojstva stali, Izvestija vuzov. Černaja metallurgija, 1975, 1, S.142/145.

- [46] Zajkov M.A., V.N. Peretjatko, Kriterij plastičnosti pri obrabotke metallov davleniem, Izvetija VUZOV. Černaja metalurgija, 1959, 8, S.75/86.
- [47] Contractor G.P., N.A. Morgan, Forgeability of Steels, Metal Treatment and Drop Forging, 1959, 3, S.107/114.
- [48] Juferov V.M., O tehnologičeskoj plastičnosti neržavejuščih i žarostojkih stalej, Metallovedenie i termičeskaja obrabotka metallov, 1968, 2, S.18/20.
- [49] Tarnovskij I.Ja. idr., Mehaničeskie svojstva stali pri gorjačej obrabotke davlenijem, Metallurgizdat, Sverdlovsk 1960.
- [50] Žolobov V.V., G.I. Zverev, Presovanie metallov, Metallurgija, Moskva 1971.
- [51] Žuralev B.K. idr., Vlijanije skorosti deformaciji na plastičnost hromistih neržajuščih stalej pri visokih temperaturah, Izvestija VUZOV. Černaja metallurgija, 1975, 8, S.104/107.
- [52] Zajkov M.A., Ražimi deformaciji i usilija pri gorjačej prokatke, Metallurgizdat, Sverdlovsk 1960.
- [53] Zajkov M.A. n G.A. Busenko, Kriterij plastičnosti stalej pri obrabotke davleniem, Kuznečno-šampovočnoe proizvodstvo, 1971, 6, S.9/16.
- [54] Ilschner B., Hochtemperatur - Plastizität, Springer-Verlag Berlin Heidelberg - New York 1973.
- [55] Vollmer J., Messung der Formänderungsfestigkeit metalischer Werkstoffe vornehmlich bei großen Formänderungen und großen Formänderungsgeschwindigkeiten, Dissertation, 1969, TU Hannover.
- [56] Reynolds R.A., W.J. McG Tegart, The deformation of some pure irons by high-speed torsion over the temperature range 700-1250°C, Journal of The Iron and Steel Institute, 1962, 10, S.1044/1059.

- [57] Morozumi F., Study on the Evalution of Hot Workability of Steels by Hot Torsion Test, Transaction ISIJ, Vol.8 (1968), S.14/27.
- [58] Migačev B.A. idr., Planirovanie eksperimenta pri isledovaniji plastičnosti metallov, Izvestija VUZOV. Černaja metallurgija, 1975, 4, S.93/97.
- [59] Švarcbart Ja.S., Vlijanie temperaturi na deformaciono upročnenie neržajuščih stalej, Metalli, 1975. 4, S.212/218.
- [60] Berštejn M.L. idr., Plastičnost splava EP220 VD pri gorjačev obrabotke davleniem i jej svjaz so strukturoj, Izvestija VUZOV. Černaja metallurgija, 1975, 1, S.90/93.
- [61] Pridancev M.V. idr., Vlijanie r,z.m. na plastičnost v gorjačev sostojaniji austenitnih neržajuščih stalej, Metallovedenie i termičeskaja obrabotka metallov, 1974, 7, S.68/71.
- [62] Hazanov I.O. idr., Plastičnost i mehaničeskie svojstva litih i malodeformirovanih bistrorežuščih stalej, Metallovedenie i termičeskaja obrabotka metalov, 1974, 9, S.33/36.
- [63] Peretjatko V.N. idr., Plastičnost železonikvenih splavov, Izvestija VUZOV. Černaja metallurgija, 1967, 8, S.82/85.
- [64] Guljaev A.P.idr., Visokotemperaturnaja plastičnost uglerodistih stalej, Metallovedenie i termičeskaja obrabotka metallov, 1972, 4, S.43/47.
- [65] Guljaev A.P., Tehnologičeskaja plastičnost bistrorežuščih stalej, Metallovedenie i termičeskaja obrabotka metallov, 1969, 7, S.2/9.
- [66] Čižikov Ju. M., Novij metod opredelenija plastičnosti, Mehaničeskie metodi isledovanij, 1948, 5. S.608/613.
- [67] Kühnelt G., H.Straube, Die Prüfung des Verhaltens von Stählen und Legierungen bei Warmformgebung mit Hilfe von Warmtorsionsproben, Berg- und Hüttenmännische Monatshefte, 111 (1966), 9, S.398/405.

- [68] Kühnelt G., Möglichkeiten zur Verbesserung der Warmplastizität legierter Stähle, Berg.- und Hüttenmännische Monatshefte, 113 (1968), 3, S.114/124.
- [69] Weber K.H., Beurteilung der Umformbarkeit beim Schmieden, Neue Hütte, 15 (1970), 3, S.154/158.
- [70] Weber K.H., Der Warmverdrehversuch als Maß der Schmiedbarkeit von Stahl, Neue Hütte 6 (1961), 5, S.321/323.
- [71] Langerwegw J., H.Trenkler, Über die Prüfung der Warmverformbarkeit von Stählen mit Torsionsversuchen, Berg.- und Hüttenmännische Monatshefte, 112 (1967), 1, S.20/23.
- [72] Castro R., R.Poussardin, Etude de la déformabilité a chaud des aciers et alliages au moyen d'essais de iras-tion, Circ. Inform. techn., 19 (1962), S.505/527.
- [73] Robbins J.L. idr., Torsion Testing as a Means of Assessing Ductility at High Temperatures, Journal of Materials, Vol. 2 (1967), 2, S.271/299.
- [74] Gittins A. idr., A Study of Strength and Ductility using Hot Impact Tension Test, Journal of Materials, JMLSA, Vol.7, (1972), 2, S.155/166.
- [75] Lemmon D.C., O.D.Sherby, Effect of Microstructure on the Ductility of Steel in Torsion, Journal of Materials, Vol.4, (1969), 2, S.444/456.
- [76] Kühne H., Ermittlung der Formänderungsfestigkeit von C-Stählen bei Warmformgebung, Festigungstechnik und Betrieb, 12 (1962), S.105/109.
- [77] Hennecke H., Warmstauchversuche mit perlitischen, martensitischen und austenitischen Stählen, Dissertation, TU Aachen 1926.
- [78] Tammann G., Lehrbuch der Metallkunde, Leipzig 1932.
- [79] Fritzsche G., R.Siegel, Kalt - und Warmfließkurven von Baustählen, Zentralinstitut für Fertigungstechnik des Maschinenbaus, Karl-Marx-Stadt 1965.
- [80] Geleji A., Bildsame Formgebung der Metalle in Rechnung und Versuch, Berlin 1961.

- [81] Tresca H., Mémoire sur l'éconlement des corps solides. Mém. prés dir. Savonts 18 (1868), S.733/799.
- [82] v. Mises R., Bemerkungen zur Formulierung des mathematischen Problems der Plastizitätstheorie, ZAMM 5 (1925), 2, S.147/149.
- [83] Prager W., P.G.Hodge, Theorie ideal plastischer Körper, Spring-Verlag, Wien 1954.
- [84] Nicholson A., Hot Workability Testing of Steels, Iron and Steels (1964), 6, S.290/294.
- [85] Gubkin S.I., Deformiruemost metallov, Metallurgizdat, Moskva, 1953.
- [86] Rossard C., P.Blain, Influencé de diversoligo-éléments sur la forgeabilité de l'acier, Rev.Metallurgie (1955), 9, S.175/180.
- [87] Rossard C., P.Blain, Rückschlüsse auf die Gefügebildung beim Warmbandwalzen auf Grund von Warmtorsionsversuchen, Stahl und Eisen 84 (1964) 2, S.90/92.
- [88] Rossard C., P.Blain, Recherches sur la Déformation des aciers á chaud, Publication IRSID, Serie A Nr. 174/1957).
- [89] Robin F., Stauchwiderstand von Stählen bei verschiedenen Temperaturen, Carnegre Scholorship Memoirs, 1910, 2.70/270.
- [90] Siebel E., H.Pomp, Ermittlung der Formänderungsfestigkeit von Metallen durch Stauchversuche, Stahl und Eisen (1927, S.47/64.
- [91] Orowan E., J.Los, Restricted Report MW/F/22/50 of the Solid Mechanics, Group of the Britisch Iron and Steel Research. Ass. 1950.
- [92] Loizou N., R.B.Sims, Die Formänderungsfestigkeit von reinem Blei beim Stauchen, J.Mech. and Phys. of Solids 1 (1952), S.234/243.
- [93] Cook P.M., D.B.Woodcok, Eine Untersuchung über die Warmformänderungsfestigkeit eines Kohlenstoffstahles mit 0,17%C, BISRA (1952) Rep. Nr.MW/F/43/52/.

- [94] Leug W., H.G.Müller, Formänderungsverhalten von C45 beim Stauchen und Scheren in Abhängigkeit von der Temperatur und der Formänderungsfestigkeit, Arch.Eisenhüttenwesen 28 (1957), S.505/516.
- [95] Portevin A., E.Priézet, J.Lacombe, Contribution à l'étude de la forgeabilité, Recherch d'un essai de laboratoire. Rév. Métallurgie 33 (1936), S.114/132.
- [96] Conard H., Machine pour essais de forgeabilité des aciers et résultat d'essais. Rév. Métallurgie 43 (1946), S.156/161.
- [97] Very G., Étude de la forgeabilité. Centre de Documentation Sidérurgique. Circ. d'Inform! Techn. (1955), 4, S.783/800.
- [98] Nadai A., M.Manjoine, High - Speed Tensio Test at Elevated Temperature, Amer. Soc. Test. Mat. 40 (1940), S.822/839.
- [99] Gueussier A., R.Castro, Étude expérimentale de la déformation à chaud des aciers et alliages, Rév.Métallurgie 55 (1958) 11, S.1023/45.
- [100] Rolls R., H.Preece, Hot working of plain carbon steels, Metal Treatment and Drop Forging (1960) 4, S.139/147.
- [101] Wallquist G., J.C.Carlen, Die Warmverdrehprobe als Maß der Schniedbarkeit von Stahl, Jernkont.Anh.143(1959) 1, S.1/28.
- [102] Ihrig H.K., A quantitative hot workability test for metals, Iron Age 153 (1944) 4, S.86/89.
- [103] Ihrig H.K., The effect of various elements on the hot workability of steels, Metals Technology 12 (1945) 10.
- [104] Clark C.L., J.Russ, Evaluation of hot-working characteristics of metals, Metals Technology 12 (1945) 10.
- [105] Hughes D.E.R., The hot-torsion test for assessing the hot-working properties of steels, J.Iron Steel.Inst.170 (1952), S.214/220.
- [106] Dauvergne J., M.Pélobon, L'essai de torsion à chaud appliqué à la fabrication des tubes sans soudure, Revue Métallurgie 51 (1954), S.254/264.

- [107] Rossard C., P. Blain, Premiers résultats de recherches sur la déformation des aciers à chaud, Rév. Métallurgie 55 (1958) S. 573/594.
- [108] Leug W., U. Krause, Formänderungsfestigkeit von Stahl C45 beim Warmstauchen mit mittleren Formänderungsgeschwindigkeit, Stahl und Eisen 8/ (1960) 16, S. 1061/1067.
- [109] Zeuv I. M., V. S. Kultigin, M. I. Vinograd, Plastičnost stali pri visokih temperaturah, Metalurgizdat, Moskva 1954.
- [110] Ageev N. P., Neue Verfahren der Bearbeitung in bildsamem Zustand, Eisen und Stahl (1963), S. 663/676.
- [111] Tajaima K., K. Kugai, Testu - to - Hagane 42 (1956), S. 980/985.
- [112] Bellot M., J. Hugo, Circ. Inform. Tech. 24 (1967), S. 2063/2091.
- [113] Gilliard R., Circ. Inform. Techn. 26 (1969), S. 493/509.
- [114] Porteven P. A., Rév. Métallurg. 59 (1962), S. 915/951.
- [115] Stüwe H.-P., H. Turck, Zur Messung von Fließkurven im Torsionsversuch, Ztschr. Metallkunde 55 (1964) 11, S. 699/703.
- [116] Sellars C. M., W. J. McG. Tegart, Mém. Sci. Rév. Métallurg. 63 (1966), S. 731/746.
- [117] Schmidt W., R. Diederichs, DEW_Tech. Ber. 9 (1969) S. 462/475.
- [118] Sellars C. M., W. J. McG. Tegart, Acta Metallurg. New York 14 (1966), S. 1136/1138.
- [119] Juferov M. V., I. K. Gejko, Plastičnost neržavejuščih i žarkostojkih stalej, Stal 17 (1967), S. 493/498.
- [120] Stüwe H.-P., Die Fließkurven vielkristalliner Metalle und ihre Anwendung in der Plastizitätsmechanik, Z. Metallkunde, 56 (1965), S. 633/642.
- [121] Nicholson A., D. Smith, P. Shaw, Deformation under hot working conditions, ISI Publ. 108, London 1968, S. 161/177.

- [122] Wallquist G., K.Nilson, Oberflächenveränderungen bei Warmverdrehproben, Jernkont. Ann. 147(1963), 3, S.319/334.
- [123] Bridgman P.W., The stress distribution at the neck of a tension specimen, Trans. ASM 32.553 (1944).
- [124] Siebel E., S.Schwaigerer, Zur Mechanik des Zugversuchs, Arch. Eisenhüttenwesen, 19 (1948), S.145/152.
- [125] Blečić S., R.Kovačević, Ispitivanje uticaja temperature i brzine deformacije na plastičnost i otpor deformaciji čelika Č.4570, XI savjetovanje za proizvodno mašinstvo, Ohrid 1-3.6.1977.
- [126] Kovačević R., S.Blečić idr., Ispitivanje plastičnosti čelika Č.4570, Simpozijum valjaoničara, Sisak, Oktobar 1977.
- [127] Kovačević R., P.Funke, S.Blečić, R.Witte, Beitrag zur Ermittlung des Werkstoffverhaltens bei der Warmumformung, Simpozijum metalurgije, Januar 1978, Beograd.
- [128] Blečić S., ..., R.Kovačević, Analiza metoda za ispitivanje plastičnosti čelika na povišenim temperaturama, Simpozijum valjaoničara, Sisak, Oktobar 1977.
- [129] Blečić S., ..., R.Kovačević, Analiza uticaja faktora na plastičnost čelika, Simpozijum valjaoničara, Sisak, Oktobar 1977.
- [130] Ludvik P., R.Scheu, Vergleichende Zug-, Druck- und Walzversuche, Stahl und Eisen 45(1925), 11, S.373/381.
- [131] Ormehod H., W.McG.Tegart, Resistance of Deformation of Super-Pure Aluminium at High Temperatures and Strain Rates, J.Inst.Metals 89(1961), S.94/96.
- [132] Tegart W.J.McG., Elements of Mechanical Metallurgy, The Macmilan Company, New York, Collier-Macmilan Ltd., London 1966.
- [133] Mitropoljskij A.K., Tehnika statističeskih vičislenij, Fizmatgiz, Moskva 1961.
- [134] Veneckij I.G., G.S.Kiljdisev, Osnovi teoriji verojatnosti i matematičeskoj statistiki, Statistika, Moskva 1968.

- [135] Whittaker E., G. Robinson, Tečaj numeričke matematike, Naučna knjiga, Beograd 1951.
- [136] Dzordz V., V. Snidikor, V. Kohren, Statistički metodi, Vuk Karadžić, Beograd 1971.
- [137] Vučić V., Osnovna mjerenja u fizici, Naučna knjiga, Beograd 1969.
- [138] Tihomirov V. B., Planirovanie i analiz eksperimenata, Legkaja industrija, Moskva 1974.
- [139] Ivanović B., Obradović S., Teorijska statistika, Skripta Ekonomskog fakulteta Beograd.
- [140] Kemnic Ju. V., Matematičeskaja obrabotka zavisimih rezultatov izmerenij, Nerda, Moskva 1970.
- [141] Guter R. S., B. V. Ovginskij, Elementi čislenovo analiza i matematičeskaj obrabotki rezultatov opita, Nauka, Moskva 1970.
- [142] Rumšiskij L. Z., Matematičeskaja obrabotka rezultatov eksperimenata, Nauka, Moskva 1971.
- [143] Spiridonov - Lopatkin, Matematička obrada fizikalno-hemijskih podataka, Školska knjiga, Zagreb 1974.
- [144] Lothar Sachs, Angewandte Statistik, Springer - Verlag Berlin Heidelberg - New York, 1975.
- [145] Kočanov L. M., Osnovi teoriji plastičnosti, Nauka, Moskva 1969.
- [146] Burlakov A. V., Osnovi teoriji plastičnosti i polzučesti, Izdateljstvo Harkovskovo univerziteta, Harkov 1968.

10. P R I L O Z I A , B i C

P R I L O G A

1. Izračunavanje k_f -vrijednosti pri ispitivanju uvijanjem

U ovom poglavlju biće izložen postupak određivanja specifičnog deformacionog otpora metodom uvijanja, baziran na principima elementarne teorije plastičnosti.

1.1. Deformacija i brzina deformacije

Ako se cilindrična šipka dužine l , kružnog poprečnog presjeka, koja je na jednom kraju učvršćena, optereti na drugom kraju momentom uvijanja M , čija ravan leži upravo na osu šipke, uvrne za ugao θ , tada iz geometrijskih odnosa, za ma koji radijus r u unutrašnjosti probe, dobijamo da je ugao smicanja (sl.13)

$$\operatorname{tg} \gamma'_l = \frac{r \theta}{l} \quad (1)$$

Odnos θ/l definiše relativnu deformaciju, pa je

$$\operatorname{tg} \gamma'_l = r \gamma \quad (1')$$

Ugao uvijanja definiše se izrazom

$$\theta = 2 \bar{u} n, \quad (2)$$

gdje je: n - broj uvijanja probe do loma.

Vrijednost klizanja određuje se iz

$$\gamma' = \operatorname{tg} \gamma'_l = r \theta / l. \quad (3)$$

Iz jednačine (3) je za $r = 0$, $\gamma' = 0$, odnosno za $r = R$ $\gamma'_R = R \theta / l$.

Prema tome, vrijednost klizanja mijenja se od nule u osi probe do maksimalne vrijednosti na površini probe.

Brzina deformacije, odnosno brzina klizanja, određuje se iz sljedeće zavisnosti:

$$\dot{\gamma}' = d \gamma' / dt = r d\theta / l dt = r \omega / l, \quad (4)$$

gdje je : $\omega = \bar{u}N/30$ [sec^{-1}] -ugaona brzina.

Prema jednačini (4) za $r = 0$, $\dot{\gamma}' = 0$, odnosno za $r = R$, $\dot{\gamma}'_R = R \omega / l$.

Najveća brzina klizanja javlja se na površini probe i opada prema središtu probe linearno do nule.

1.2. Postupci za izračunavanje napona na smicanje

1.2.1. Obrtni moment i napon na smicanje

Pri ispitivanju tople obradivosti uvijanjem jedna od osnovnih veličina koja se registruje je obrtni moment u zavisnosti od stepena deformacije (broj uvijanja probe) (sl.82).

Između momenta uvijanja i brzine deformacije postoji eksponencijalna zavisnost, konstatovana od niza istraživača [6,31,29,28,32]

$$M = M_0 (d \gamma_R / dt)^m. \quad (5)$$

U dvostrukom logaritamskom sistemu jednačina (5) predstavlja pravu sa nagibom m .

Napon na smicanje je proporcionalan momentu uvijanja. On se može izraziti u zavisnosti od brzine deformacije istim zakonom koji je važio za zavisnost obrtnog momenta od brzine deformacije [6,31,88]. Prema tome, imamo

$$\tau = \tau_0 (d \gamma_R / dt)^m. \quad (6)$$

1.2.2. Jednačine za odredjivanje napona na smicanje

Prema elementarnoj teoriji plastičnosti može se za cilindričnu probu na osnovu izmjerenog obrtnog momenta odrediti napon na smicanje, pod uslovom da se uzmu u obzir slijedeće pretpostavke:

1. da kružni poprečni presjek probe u toku deformacije ostaje neopromijenjen,
2. da je materijal izotropan,
3. da je deformacija duž probe homogena,
4. da materijal ima homogenu strukturu.

Pomjeranje dva poprečna presjeka jedan u odnosu na drugi, koji se nalaze na udaljenosti l , iznosi:

$$\gamma_R = \theta R / l, \text{ odnosno } \gamma_R = 2 \bar{u} n R / l. \quad (7)$$

Sa sl.83 zaključuje se da je moment uvijanja

$$dM = r \tau dA \quad (8)$$

gdje je $dA = 2 \bar{u} r dr$ — elementarna površina probe, odnosno $dM = 2 \bar{u} r^2 \tau dr$ — elementarni moment uvijanja.

Pod uslovom da se radi o idealno plastičnoj deformaciji ukupni obrtni moment na površini probe iznosi

$$M = \int_0^R 2 \bar{u} \tau r^2 dr = 2 \bar{u} \tau R^3 / 3, \quad (9)$$

odnosno, ukupni napon na smicanje

$$\tau = 3 M / 2 \bar{u} R^3. \quad (10)$$

Pri deformaciji uvijanjem raspored napona na smicanje je nehomogen, i vrlo je teško uspostaviti zakonitost te raspodjele.

Jednačine (9) i (10) ne uzimaju u obzir uticaj brzine i stepena deformacije na napon na smicanje, te vrlo rijetko nalaze primjenu za određivanje toga napona. Uticaj stepena deformacije na napon na smicanje, koji je izraženiji kod hladne obrade deformacijom, uzet je prvi put u obzir od strane Ludwick-a i Scheu-a [130] .

Kao što je već konstatovano, ukupni moment uvijanja definiše se na slijedeći način

$$M = 2 \bar{u} \int_0^R \tau(r) r^2 dr. \quad (11)$$

Za $r = R$, prema jednačini (3), dobija se

$\varphi_R = 2 R \bar{u} n / l$. Poslije uvođenja stepena deformacije φ_R u jednačinu (11) dobija se

$$M = \frac{2 \bar{u} R^3}{\varphi_R^3} \int_0^{\varphi_R} \tau(\varphi) \varphi_R^2 d\varphi. \quad (12)$$

Integraciju u jednačini (12) nije moguće izvesti, jer se ne zna zakonitost funkcije $\tau = f(\varphi)$. Integracija se može izbjeći ako se jednačina (12) diferencira prema načinu diferenciranja određenih integrala, uzimajući pri tom u obzir da je i $M = f(\varphi)$. Diferencirajući jednačinu (12) po gornjoj granici dobija se

$$3 M \varphi_R^2 d\varphi_R + \varphi_R^3 dM = 2 \bar{u} R^3 \tau \varphi_R^2 d\varphi_R. \quad (13)$$

Iz jednačine (13) dobija se za napon na smicanje

$$\tau(\varphi_R) = \frac{1}{2 \bar{u} R^3} \left(3 M + \varphi_R \frac{\partial M}{\partial \varphi_R} \right). \quad (14)$$

Na temperaturama tople obrade pri deformaciji uvijanjem napon na smicanje zavisi znatno više od brzine deformacije nego od stepena deformacije. Zavisnost napona na smicanje od brzine deformacije na povišenim temperaturama definiše se slijedećom jednačinom [131] :

$$\tau(\dot{\gamma}_R) = \frac{1}{2\bar{U}R^3} \left(3M + \dot{\gamma}_R \frac{\partial M}{\partial \dot{\gamma}_R} \right). \quad (15)$$

Napon na smicanje u zavisnosti od brzine i stepena deformacije odredjuje se iz jednačine [29]

$$\tau(\dot{\gamma}_R, \gamma_R) = \frac{1}{2\bar{U}R} \left(3M + \dot{\gamma}_R \frac{\partial M}{\partial \dot{\gamma}_R} + \gamma_R \frac{\partial M}{\partial \gamma_R} \right). \quad (16)$$

Ako se pretpostavi da je pri konstantnoj brzini deformacije zavisnost momenta uvijanja od stepena deformacije data izrazom

$$M = M_0 \gamma_R^p, \text{ onda je}$$

$$\left(\frac{\partial M}{\partial \gamma_R} \right)_{\dot{\gamma}_R} = p M \gamma_R^{p-1} = \frac{p M}{\gamma_R}, \quad (17)$$

odnosno, pri konstantnom stepenu deformacije, prema jednačini (5), imamo

$$\left(\frac{\partial M}{\partial \dot{\gamma}_R} \right)_{\gamma_R} = m M_0 \dot{\gamma}_R^{m-1} = m M / \dot{\gamma}_R. \quad (18)$$

Izvršili se odgovarajuća zamjena u jednačini (14), (15) i (16) dobijaju se najčešće korišćeni obrasci za izračunavanje napona na smicanje, i to:

1. za uvijanje u hladnom stanju:

$$\tau(\dot{\gamma}_R) = M(3+p) / 2\bar{U}R^3, \quad (19)$$

2. za uvijanje u toplom stanju

$$\tau(\dot{\gamma}_R) = M(3+m) / 2\bar{U}R^3, \quad (20)$$

odnosno

$$\tau(\dot{\gamma}_R, \gamma_R) = M(3+m+p) / 2\bar{U}R^3. \quad (21)$$

Koristeći navedene jednačine (19), (20) i (21) mogu se izračunati naponi na smicanje u zavisnosti od brzine i stepena deformacije grafički i analitički.

Jednačinu (15) moguće je grafički riješiti na način kako je to prikazano na sl. 84 [131]. Sa sl. 84 zaključuje se :

$$\tau(\dot{\gamma}_R) = (3\bar{B}A + \bar{B}C) / 2\bar{U}R^3. \quad (22)$$

Za određivanje napona na smicanje po jednačini (21) potrebno je odrediti vrijednosti za parametre m i p . S obzirom da je grafički metod dosta netačan, služi samo za orijentaciono određivanje napona na smicanje, za njegovo tačnije

određivanje koristile su se zakonitosti iz statističke obrade eksperimentalnih podataka [132-144] .

Dalje se navode postupci za određivanje parametara m i p uz korišćenje elektronskog računara.

1.2.2.1. Određivanje parametra m

Kao što je već konstatovano, moment uvijanja se može, u zavisnosti od brzine deformacije, izraziti eksponencijalnom funkcijom sledećeg oblika:

$$M = M_0 \dot{\gamma}_R^m.$$

U dvostrukom logaritamskom sistemu ova zavisnost predstavlja pravu sa nagibom koji odgovara vrijednosti parametra m (sl. 83a), tj

$$\log M = \log M_0 + m \log \dot{\gamma}_R. \quad (23)$$

Sa dijagrama $M = f(\dot{\gamma})$, koji se registruje tokom ispitivanja, dobijaju se vrijednosti momenta uvijanja pri konstantnoj temperaturi i brzini deformacije. S obzirom da se vrijednosti za M_1 pokoravaju zakonu normalne raspodjele, kao slučajna veličina [6,30,88], potrebno je odrediti za svaku tačku ispitivanja:

- \bar{M} - aritmetičku sredinu dobijenih rezultata,
- G - srednju kvadratnu grešku pojedinačnih mjerenja,
- $G_{\bar{M}}$ - srednju kvadratnu grešku aritmetičkih sredina.

Pod uslovom da na rezultate mjerenja utiču samo slučajni faktori, na osnovu teorije vjerovatnoće slijedi da je najvjerovatnija vrijednost mjerne veličine aritmetička sredina dobijenih rezultata mjerenja $M_1 \dots M_n$

$$\bar{M} = (M_1 + M_2 + \dots + M_n) / n = \sum_{i=1}^n M_i / n \quad (23)$$

gdje je: n - broj mjerenja.

Polazeći od teorije slučajnih grešaka, može se pokazati da je primjena zakona normalne raspodjele ovih grešaka ti-

jesno povezana sa pojmom srednje kvadratne greške pojedinačnog mjerenja σ , koja se definiše kao:

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (M_i - \bar{M})^2}{n-1}} \quad (24)$$

Još se češće koristi srednja kvadratna greška aritmetičke sredine $\sigma_{\bar{M}}$, koja se određuje iz izraza:

$$\sigma_{\bar{M}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (M_i - \bar{M})^2}{(n-1)n}} = \sigma / \sqrt{n} \quad (25)$$

Granice intervala u kojima se kreće aritmetička sredina odabrane su tako da se sa željenom vjerovatnoćom obuhvati najvjerovatnija vrijednost, odnosno matematičko očekivanje, mjerne slučajne veličine. Taj interval se naziva intervalom pouzdanosti, a vjerovatnoća da matematičko očekivanje slučajne mjerne veličine bude u tom intervalu naziva se pouzdanost α , koja se obično kreće od 0,95-0,99 što zavisi od cilja eksperimenta.

Interval pouzdanosti matematičkog očekivanja može se odrediti pomoću slučajne promjenljive Studentove raspodjele na temelju zadane vjerovatnoće da slučajna promjenljiva poprima vrijednost iz tog intervala. Studentova raspodjela se koristi zbog ograničenog broja mjerenja (< 20).

Pouzdanost α se definiše kao

$$P[-t_{1-\alpha/2}(f) < t(f) < t_{1-\alpha/2}(f)] = \alpha \quad (26)$$

gdje je: $t(f)$ - slučajna promjenljiva Studentove raspodjele,
 $f = n - 1$ - broj stepeni slobode.

Prema Studentovoj raspodjeli je

$$t(f) = (M - \mu) / \sigma_{\bar{M}} \quad (27)$$

gdje je: μ - matematičko očekivanje vrijednosti slučajne promjenljive.

Zamjenjujući izraz za $t(f)$ u jednačini (26) dobija se

$$P[\bar{M} - t_{1-\alpha/2}(f) \sigma_{\bar{M}} < \mu < \bar{M} + t_{1-\alpha/2}(f) \sigma_{\bar{M}}] = \alpha \quad (28)$$

Interval sa granicama $\bar{M} \pm t_{1-\alpha/2}(f) \sigma_{\bar{M}}$ obuhvata srednju vrijednost mjerne veličine.

Ako se uzme u obzir samo slučajna greška, veličine obrtnog momenta, kao slučajne veličine, određuju se na slijedeći način:

$$M = \bar{M} \pm e_{\text{sluč}}(M) = \bar{M} \pm t_{1-\alpha/2}(f) \sigma_{\bar{M}}, \quad (29a)$$

$$M = \bar{M} \pm \Delta M, \quad \Delta M = t_{1-\alpha/2}(f) \sigma_{\bar{M}} \quad (29b)$$

Sa vjerovatnoćom od $\alpha = 95\%$, prema t - raspodjeli, određuju se vrijednosti za $t_{0,05}(f)$ iz sljedeće tablice:

n broj mjer.	f = n-1	Vjerovatnoća P = 1 - α = 0,05
2	1	12.706
3	2	4.303
4	3	3.182
5	4	2.776
6	5	2.570
7	6	2.446

Pri izvođenju eksperimenta moguć je slučaj kad jedna od više dobijenih vrijednosti znatno odstupa, tada se javlja sumnja da li je greška mjerenja slučajna. Za provjeru te vrijednosti možemo koristiti t -kriterijum

$$t_{\text{emp}} = (\bar{X} - \bar{Y}) / G_{\bar{X}-\bar{Y}} < t_{1-P/2}(f), \quad (30)$$

gdje je: t_{emp} - vrijednost dobijena eksperimentom

$t_{1-P/2}(f)$ - slučajna promjenljiva t - raspodjele pri broju stepeni slobode od $f = n_1 + n_2 - 2$,

\bar{X} - srednja vrijednost mjernih veličina, pri čemu je isključena sumnjiva veličina,

\bar{Y} - sumnjiva veličina,

n_1, n_2 - broj mjernih veličina ($n_2=1$).

Veličina $G_{\bar{X}-\bar{Y}}$ određuje se iz sljedećeg izraza

$$G_{\bar{X}-\bar{Y}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n_1} (x_i - \bar{X})^2 + \sum_{i=1}^{n_2} (y_i - \bar{Y})^2}{n_1 + n_2 - 2} \cdot \frac{n_1 + n_2}{n_1 n_2}}. \quad (31)$$

Za određivanje zavisnosti između slučajne promjenljive i traženog kvalitetnog pokazatelja (funkcije cilja) koristi se regresiona analiza.

Stepen uzajamnosti između uzročnika i pojave određuje se preko korelacione analize.

Ako je karakter zavisnosti među promjenljivim od ranije poznat, zadatak se svodi na određivanje koeficijenta u odgovarajućoj jednačini metodom najmanjih kvadrata. Za karakter uzajamne veze izražen jednačinom $Y_x = f(x)$ imamo

$$\Theta = \sum_1^n (y - y_x)^2 = \min. \quad (32)$$

gdje je: y - ordinata tačke u korelacionom polju, koja odgovara eksperimentalnim podacima,

y_x - ordinata odgovarajuće tačke na krivoj $y_x = f(x)$.

U jednačini $y = f(x)$ nalazi se niz koeficijenata a_1, a_2, a_3, \dots , koji su nepoznati. Da bi jednačina (32) bila zadovoljena neophodno je da prvi izvod funkcije Θ po svakom od koeficijenata a_1, a_2, a_3, \dots , bude jednak nuli. Na taj način se dobija onoliko jednačina koliko imamo konstanti u jednačini $y_x = f(x)$.

Kao što je konstatovano, zavisnost momenta uvijanja od brzine deformacije u dvostruko logaritamskom sistemu je linearna, te je jednačina (23)

$$\log M = \log M_0 + m \log \dot{\gamma}.$$

Uvedeli se smjena

$$\log M = y, \log M_0 = a_0, \log \dot{\gamma} = x, m = a_1,$$

jednačina (23) postaje

$$y = a_0 + a_1 x. \quad (33)$$

Koristeći uslov iz jednačine (32) dobija se sistem jednačina za rješavanje konstanti a_0 i a_1 :

$$\begin{aligned} a_0 n + a_1 \sum_1^n x_i &= \sum_1^n y_i \\ a_0 \sum_1^n x_i + a_1 \sum_1^n x_i^2 &= \sum_1^n x_i y_i. \end{aligned} \quad (34)$$

Ocjena postojanja oblika i intenziteta zavisnosti između promjenljivih veličina vrši se pomoću koeficijenta korelacije r_{xy} i korelacionog odnosa η_{xy} . Koeficijent korelacije se koristi za linijsku a korelacioni odnos za krivolinijsku zavisnost.

Koeficijent korelacije se određuje po formuli

$$r_{xy} = (\overline{xy} - \bar{x} \bar{y}) / G_x G_y. \quad (35)$$

Vrijednosti koje figurišu u jednakosti (35) određuju se iz izraza:

$$\begin{aligned} \bar{x} &= \sum_1^n x_i / n; \quad \bar{y} = \sum_1^n y_i / n; \quad \bar{xy} = \sum_1^n x_i y_i / n; \\ G_x &= \sqrt{\sum_1^n (x_i^2 / n) - \bar{x}^2}; \quad G_y = \sqrt{\sum_1^n (y_i^2 / n) - \bar{y}^2}. \end{aligned} \quad (36)$$

Greška koeficijenta korelacije određuje se iz

$$G_r = (1 - r_{xy}^2) / \sqrt{n}, \quad (37)$$

a koeficijent korelacije može se izraziti kao

$$r_{xy} \pm 3 \sigma_r.$$

Apsolutna greška koeficijenta regresije a_1 određuje se iz izraza

$$\Delta a_1 = \pm t_{1-\alpha}(f) \frac{\sigma_y}{\sigma_x} \frac{1-r_{xy}^2}{\sqrt{n}} = \Delta m. \quad (38)$$

2.2.2. Određjivanje parametra p

Unoseći vrijednosti za moment uvijanja u zavisnosti od stepena deformacije u dvostruki logaritamski sistem ($\log M - \log \delta$), konstatuje se da se ova zavisnost može korelirati sa parabolom sa tačnošću $> 98\%$. Jednačina parabole u dvostrukom logaritamskom sistemu je

$$\log M = a_0 + a_1 \log \delta + a_2 \log^2 \delta. \quad (39)$$

Uvodeći smjenu: $\log M = y_{(x)}$, $\log \delta = x$ dobija se jednačina parabole u obliku

$$y_{(x)} = a_0 + a_1 x + a_2 x^2. \quad (40)$$

Koristeći uslov iz jednačine (32) dobija se sistem jednačina, za rješavanje konstanti a_0 , a_1 , a_2 iz jednačine (40), oblika:

$$\begin{aligned} n a_0 + a_1 \sum_{i=1}^n x_i + a_2 \sum_{i=1}^n x_i^2 &= \sum_{i=1}^n y_i \\ a_0 \sum_{i=1}^n x_i + a_1 \sum_{i=1}^n x_i^2 + a_2 \sum_{i=1}^n x_i^3 &= \sum_{i=1}^n y_i x_i \\ a_0 \sum_{i=1}^n x_i^2 + a_1 \sum_{i=1}^n x_i^3 + a_2 \sum_{i=1}^n x_i^4 &= \sum_{i=1}^n y_i x_i^2. \end{aligned} \quad (41)$$

Korelacioni odnos η_{xy} određuje se po obrascu

$$\eta_{xy} = \sqrt{\sigma^2 / \sigma_y^2}. \quad (42)$$

Potrebne veličine za izračunavanje η_{xy} određuju se iz sljedećih jednačina:

$$\sigma^2 = \sigma_y^2 - \sigma_{y(x)}^2 \quad (42a)$$

$$\sigma_{yx}^2 = \sum_{i=1}^n (y - y_x)^2 / n \quad (42b)$$

$$\sigma_y^2 = (\sum_{i=1}^n y^2 / n) - \bar{y}^2. \quad (42c)$$

Greška sa kojom je određeno η_{xy} dobija se iz izraza

$$\Delta \eta_{xy} = \pm (1 - \eta_{xy}^2) / \sqrt{n} . \quad (43)$$

Na ovako određenu parabolu, koja daje zavisnost $M = f(\vartheta)$, povlače se tangente u tačkama koje odgovaraju vrijednostima stepena deformacije $\vartheta_1, \dots, \vartheta_n$. Diferencirajući jednačinu (39) po $\log \vartheta$ dobija se nagib tangente na parabolu u odgovarajućim tačkama (sl.83b)

$$(\log M / \log \vartheta)' = a_1 + 2a_2 \log \vartheta = p . \quad (44)$$

Polazeći od teorije slučajnih grešaka određuje se greška za parametar p na osnovu obrasca

$$\Delta p = a_1 + 2 \log \vartheta \Delta a_2 . \quad (45)$$

Greške koeficijenata parabole a_1 i a_2 određuju se iz zavisnosti

$$\Delta a_1 = \pm t_{1-\alpha}(f) S_{a_1} , \quad (46)$$

$$\Delta a_2 = \pm t_{1-\alpha}(f) S_{a_2} , \quad (47)$$

gdje su: $S_{a_1} = \sqrt{F D_1 / D}$, $S_{a_2} = \sqrt{F D_2 / D}$,

$$F = \sum_{i=1}^n (Y_i - Y_x)^2 / n - m - 1 , \quad (48)$$

n - broj ispitivanih tačaka na krivoj $M = f(\vartheta)$,

m - broj konstanti u jednačini krive.

Iz sistema jednačina (41) dobija se osnovna determinanta

$$D = \begin{vmatrix} n & \sum_{i=1}^n X_i & \sum_{i=1}^n X_i^2 \\ \sum_{i=1}^n X_i & \sum_{i=1}^n X_i^2 & \sum_{i=1}^n X_i^3 \\ \sum_{i=1}^n X_i^2 & \sum_{i=1}^n X_i^3 & \sum_{i=1}^n X_i^4 \end{vmatrix} \quad (49a)$$

Ostale determinante su:

$$D_1 = n \sum_{i=1}^n X_i^4 - \left(\sum_{i=1}^n X_i^2 \right)^2 \quad (49b)$$

$$D_2 = n \sum_{i=1}^n X_i^2 - \left(\sum_{i=1}^n X_i \right)^2 . \quad (49c)$$

Poslije antilogaritmovanja jednačine (39) dobija se

$$M = \vartheta^{a_1} 10^{(a_0 + a_2 \log^2 \vartheta)} . \quad (50)$$

Unesemo li u jednačinu (16) dobijene zavisnosti za $M = f(\dot{\gamma})$ (5) i $M = f(\dot{\gamma})$ proističe:

$$\dot{\gamma} \partial M \partial \dot{\gamma} = m M, \quad (51a)$$

$$\dot{\gamma} \partial M \partial \dot{\gamma} = M(a_1 + 2a_2 \log \dot{\gamma}) = M p, \quad (51b)$$

$$\tau(\dot{\gamma}, \dot{\gamma}) = M(3 + m + p) / 2 \bar{u} R^3. \quad (51c)$$

Relativna greška za $\tau = f(\dot{\gamma}, \dot{\gamma})$ određujemo polazeći od izraza

$$\delta \tau_1 = \Delta \bar{M} / \bar{M} + (\Delta m + \Delta p) / (3 + m + p) \quad (51d)$$

pa apsolutna greška iznosi

$$\Delta \tau_1 = \pm \tau_1 \delta \tau_1. \quad (51e)$$

Za izračunavanje napona na smicanje τ u zavisnosti od brzine deformacije koristi se jednačina (20), pa je

$$\tau(\dot{\gamma}) = M(3 + m) / 2 \bar{u} R^3. \quad (52a)$$

Relativna greška za ovako izračunato $\tau(\dot{\gamma})$ iznosi

$$\delta \tau = \Delta \bar{M} / \bar{M} + \Delta m / (3 + m), \quad (52b)$$

odnosno, apsolutna greška

$$\Delta \tau = \pm \tau \delta \tau. \quad (52c)$$

1.3. Kriterijumi tečenja, uporedni napon, uporedna brzina deformacije i uporedna deformacija

Pri projektovanju tehnoloških procesa obrade plastičnom deformacijom, u cilju iznalaženja radnih napona i deformacionih sila, potrebno je odmah u početku postaviti uslove pod kojima dolazi do plastičnog tečenja metala.

Mehaničke osobine metala se uglavnom proučavaju ispitivanjima proba opterećenih najjednostavnijim vrstama opterećenja, kao što su opterećenje na pritisak ili zatezanje. Na taj način se dobijaju krive očvršćavanja, koje grafički predstavljaju funkcionalnu zavisnost specifičnog deformacionog otpora od stepena, brzine i temperature deformacije, pri linearnom opterećenju na pritisak ili zatezanje.

Međutim, stvarni tehnološki procesi se najčešće odvijaju u uslovima prostornog ili ravanskog naponskog stanja. Ako

je tijelo opterećeno glavnim normalnim naponima σ_1 , σ_2 i σ_3 (koji djeluju u tri međusobno upravne ravni) tada će plastično tečenje nastupiti pod drugim okolnostima, od onih pod kojima nastupa samo pri linearnom opterećenju (samo pod normalnim naponom σ_1).

Hipotezama o plastičnom tečenju uspostavljene su zakonitosti ponašanja materijala pri linearnom i ostalim naponskim stanjima. To znači, da ove hipoteze omogućavaju da se izvedu zaključci kako će se ponašati metal kod složenog naponskog stanja (prostornog ili ravanskog), ako se poznaju njegove osobine kod linearnog opterećenja.

Ako se posmatra opšti slučaj naponskog stanja elementa napregnutog tijela, onda se zakon plastičnog tečenja matematički može izraziti funkcijom

$$F(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, C_1, C_2, \dots) = 0 \quad (53)$$

gdje su: $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ - glavni normalni naponi

C_1, C_2, \dots - fizičke karakteristike materijala koje se određuju eksperimentalno.

Data funkcija (53) predstavlja izvjesnu zakonitost, koju moraju glavni naponi zadovoljiti da bi došlo do plastičnog tečenja. Pojedini autori su ovu funkciju izražavali različitim jednačinama i tako su nastale razne hipoteze o plastičnom tečenju. Od niza hipoteza ovdje će biti korišćene samo dvije, kao najčešće primjenjivane kod rješavanja problema obrade plastičnom deformacijom čiji su rezultati najbolje usaglašeni sa eksperimentalnim, a to su:

1. hipoteza najvećeg tangencijalnog napona i
2. hipoteza najveće deformacione energije utrošene na promjenu oblika.

1.3.1. Hipoteza najvećeg tangencijalnog napona

Ideja da se maksimalni tangencijalni napon uzme kao kriterijum za određivanje uslova pod kojima nastupa lom pripada Kulonu. Kasnije su Tresca i Saint Venant [145,146] predložili da se ovaj uslov uzme i kao kriterijum koji definiše početak plastičnog tečenja metala.

Po ovoj hipotezi plastično tečenje metala počinje tada kada najveći tangencijalni napon u metalu dostigne vrijednost napona tečenja pri zatezanju. Ovdje se pretpostavlja da prelaz deformisanog tijela u plastično stanje ne zavisi od karaktera naponskog stanja.

Ukoliko je prostorno naponsko stanje određeno glavnim naponima $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$, tada je najveći tangencijalni napon, prema naponskim Mohrovim krugovima (sl.85)

$$\tau_{\max} = (\sigma_1 - \sigma_3)/2 . \quad (54)$$

Ovaj napon treba izjednačiti sa naponom na granici tečenja, odnosno granici razvlačenja pri zatezanju

$$\tau = k_f/2, \quad \text{tj.} \quad k_f = 2\tau , \quad (55)$$

gdje je k_f - specifični deformacioni otpor za zadani stepen, brzinu i temperaturu deformacije.

Tako da je uslov tečenja po ovoj hipotezi za prostorno naponsko stanje:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = k_f ,$$

odnosno,

$$\sigma_{\max} - \sigma_{\min} = k_f . \quad (55a)$$

Kod ravanskog naponskog stanja egzistira samo napon σ_1 (sl.86) pa je

$$k_f = \sigma_1 . \quad (55b)$$

Vrijednost za k_f ujedno predstavlja i uporedni napon, koji omogućava medjusobno upoređjivanje napona tečenja materijala pri toploj deformaciji, koji su dobijeni različitim metodama ispitivanja, a pored toga, omogućava i direktno prenošenje laboratorijskih podataka u pogonske uslove.

Uporedni stepen deformacije iznosi

$$\varphi = |\varphi|_{\max} , \quad (55c)$$

odnosno uporedna brzina deformacije je

$$\dot{\varphi} = |\dot{\varphi}|_{\max} . \quad (55d)$$

1.3.2. Hipoteza najveće deformacione energije utrošena na promjenu oblika

Prema ovoj hipotezi prelaz deformisanog tijela u plastično stanje vrši se, nezavisno od karaktera naponskog stanja, tada kada potencijalna energija za promjenu oblika, svedena na jediničnu zapreminu, dostigne neku vrijednost koja zavisi samo od svojstava deformisanog materijala.

Ovu hipotezu je postavio Huber (1904.), a docnije su je razradili Mises i Henchy [145,146] .

Energija promjene oblika se može izraziti jednakošću

$$U_d = \frac{1+\nu}{6E} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2], \quad (56)$$

a energija promjene oblika na granici tečenja pri zatezanju

$$U_d = \frac{1+\nu}{3E} k_f^2, \quad (57)$$

gdje su: $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ - glavni normalni naponi,

ν - Poissonov koeficijent,

E - modul elastičnosti.

Izjednačavanjem izraza (56) i (57) dobija se uslov tečenja za prostorno naponsko stanje po ovoj hipotezi u obliku

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2k_f^2. \quad (58)$$

Uporedni napon po ovoj hipotezi je

$$k_f = \sqrt{[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] / 2}. \quad (59a)$$

Uporedni stepen deformacije dobija se po formuli

$$\varphi = \frac{2}{3} \sqrt{\frac{1}{2}[(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_z - \varepsilon_x)^2]} + \frac{3}{4}(\varepsilon_{xy}^2 + \varepsilon_{yz}^2 + \varepsilon_{zx}^2), \quad (59b)$$

pa je uporedna brzina deformacije

$$\dot{\varphi} = d\varphi / dt. \quad (59c)$$

Koristeći navedene hipoteze za kriterijume plastičnog tečenja metala, u mogućnosti smo da odredimo specifični deformacioni otpor na osnovu već ranije određenog napona na smicanje, koji se javlja u probi pri deformaciji uvijanjem.

Prema prvoj hipotezi imamo:

1. specifični deformacioni otpor za $\bar{\epsilon} = f(\dot{\gamma}_R)$:

$$k_{fT} = 2\bar{\epsilon} = M(3+m)/\bar{u}R^3, \quad (60a)$$

sa apsolutnom greškom $\Delta k_{fT} = \pm 2\Delta\bar{\epsilon}$; (60b)

2. specifični deformacioni otpor za $\bar{\epsilon} = f(\dot{\gamma}_R, \dot{\gamma}_R)$

$$k_{fT1} = 2\bar{\epsilon}_1 = M(3+m+p)/\bar{u}R^3, \quad (61a)$$

sa apsolutnom greškom

$$\Delta k_{fT1} = \pm 2\Delta\bar{\epsilon}_1. \quad (61b)$$

Prema ovoj hipotezi uporedna brzina deformacije za deformaciju uvijanjem je

$$\dot{\varphi} = \dot{\gamma}_R / 2, \quad (62)$$

odnosno, uporedni stepen deformacije iznosi

$$\varphi = \dot{\gamma}_R / 2. \quad (63)$$

Prema drugoj hipotezi (Misses) imamo:

1. specifični deformacioni otpor za $\bar{\epsilon} = f(\dot{\gamma}_R)$:

$$k_{fM} = \sqrt{3} \bar{\epsilon} = \sqrt{3} M(3+m)/2\bar{u}R^3, \quad (64a)$$

sa apsolutnom greškom $\Delta k_{fM} = \pm \sqrt{3} \Delta\bar{\epsilon}$; (64b)

2. specifični deformacioni otpor za $\bar{\epsilon} = f(\dot{\gamma}_R, \dot{\gamma}_R)$

$$k_{fM1} = \sqrt{3} \bar{\epsilon}_1 = \sqrt{3} M(3+m+p)/2\bar{u}R^3, \quad (65a)$$

sa apsolutnom greškom

$$\Delta k_{fM1} = \pm \sqrt{3} \Delta\bar{\epsilon}_1. \quad (65b)$$

Prema ovoj hipotezi uporedna brzina deformacije iznosi:

$$\dot{\varphi} = \dot{\gamma}_R / \sqrt{3}, \quad (66)$$

odnosno, uporedni stepen deformacije

$$\varphi = \dot{\gamma}_R / \sqrt{3}. \quad (67)$$

P R I L O G B

2. Izračunavanje k_f -vrijednosti pri ispitivanju zatezanjem

2.1. Jednačine za određivanje k_f -vrijednosti

U području ravnomjernog izduženja pretpostavlja se da je sila zatezanja ravnomjerno raspoređena po presjeku probe. Napon tečenja (odnosno razvlačenja) dobija se iz (sl.17)

$$k_f = \frac{F}{A} = \frac{F l}{A_0 l_0} = \frac{F(l_0 + l)}{A_0 l_0} = \frac{F}{A_0} e^{\varphi}, \quad (1)$$

gdje je $\varphi = \ln l/l_0$ - logaritamski stepen deformacije.

Područje ravnomjernog izduženja ima za gornju granicu izduženje ξ_r , tamo gdje se sreće najveća sila zatezanja pri ispitivanju na zatezanje.

Najveći nedostatak ispitivanja na zatezanje sastoji se u tome, da se već kod malih deformacija na probi pojavljuje suženje [$\varphi_r = \ln(1 + \xi_r) = 0,2 - 0,3$] [124]. U zoni suženja postižu se veći stepeni deformacije i naponsko stanje nije više jednoosno, već prelazi u troosno. Prema [124], izračunava se napon tečenja, odnosno specifični deformacioni otpor, u zoni suženja jedne cilindrične probe prema formuli.

$$k_f = F / A_{\min}(1 + 4r/\rho). \quad (2)$$

Odgovarajući uporedni stepen deformacije je.

$$\varphi = \ln A_0 / A_{\min}. \quad (3)$$

Pretpostavlja se takodje, da se u zoni suženja i dalje zadržava kružni presjek probe.

Iako se ispitivanje na zatezanje najčešće koristi kao metoda za ispitivanje materijala, vrlo rijetko se koristi za određivanje specifičnog deformacionog otpora u zavisnosti od stepena deformacije (φ), brzine deformacije ($\dot{\varphi}$) i temperature. Ovo se objašnjava time, da su se do sada sa prihvatljivom tačnošću dobijale krive tečenja $k_f = f(\varphi)$ pri konstantnoj temperaturi i brzini deformacije samo za male stepene deformacije, odnosno u području ravnomjernog izduženja.

S obzirom na neke navedene teškoće koje se pojavljuju pri određivanju krivih tečenja kod metode zatezanja, a i s obzirom na postavljeni cilj istraživanja, ovdje se prikazuje način određivanja specifičnog deformacionog otpora na početku

i na kraju oblasti ravnomjernog izduženja. Za početak ravnomjernog izduženja uzima se granica razvlačenja, koja odgovara stepenu deformacije od 0,2%. Krajnja granica oblasti ravnomjernog izduženja odgovara maksimalnoj sili na dijagramu sila-trenutno izduženje (sl.87).

2.1.1. Odredjivanje k_f -vrijednosti za stepen deformacije od 0,2%

Specifični deformacioni otpor na granici razvlačenja, odnosno na granici tečenja iznosi

$$k_{f0.2} = \bar{F}_{0.2} / A_0, \quad (4)$$

gdje je $A_0 = \bar{d}_0^2 \bar{u} / 4$ - površina početnog poprečnog presjeka probe.

Za sve mjerne veličine prije, u toku i poslije ispitivanja, određene su srednje vrijednosti sa odgovarajućom tačnošću koristeći teoriju statističke obrade podataka. Bliže o statističkoj obradi podataka vidjeti u prilogu A.

Koristeći statističku analizu rezultata mjerenja kao i teoriju slučajnih grešaka imamo da je apsolutna greška površine početnog poprečnog presjeka

$$\Delta A_0 = \bar{u} d_0 \Delta \bar{d}_0 A_0 / 2 \quad (5)$$

Pri čemu je $\Delta \bar{d}_0$ - apsolutna greška prečnika probe i iznosi $\Delta d_0 = \pm t_{1-\alpha}(f) G_{\bar{d}_0}$.

Greška specifičnog deformacionog otpora za stepen deformacije od 0,2% izračunava se iz obrasca

$$\Delta k_{f0.2} = \pm k_{f0.2} \left(\frac{\Delta \bar{F}_{0.2}}{\bar{F}_{0.2}} + \frac{\Delta A_0}{A_0} \right), \quad (7)$$

gdje je $\Delta \bar{F}_{0.2}$ - apsolutna greška sile na granici razvlačenja i iznosi

$$\Delta \bar{F}_{0.2} = \pm t_{1-\alpha}(f) G_{\bar{F}_{0.2}}. \quad (7')$$

2.1.2. Odredjivanje specifičnog deformacionog odbora na krajnjoj granici oblasti ravnomjernog izduženja

Kao što je već konstatovano, krajnja granica oblasti ravnomjernog izduženja, odnosno mjesta gdje se pojavljuje prvi

put kontrakcija probe, određena je na dijagramu sila - vrijeme položajem maksimuma krive $F = f(t)$. Specifični otpor je definisan za ovaj slučaj izrazom

$$k_{fx} = \sigma = \frac{F_{\max}}{A_x} \quad (8)$$

gdje je $A_x = d_x^2 \bar{u} / 4$ - površina stvarnog poprečnog presjeka probe u trenutku postizanja maksimalne sile zatezanja.

Problem za određivanje specifičnog deformacionog otpora prema jednačini (8) je upravo u nepoznavanju stvarne površine poprečnog presjeka probe.

Prikazuje se jedan od postupaka za određivanje stvarnog prečnika probe u tački x, koja odgovara maksimalnoj sili na dijagramu $F = f(t)$. Dijagram $F = f(t)$ registruje se pri ispitivanju u određenoj razmjeni, koja je definisana brzinom papira $\dot{\varphi}_p$.

Veličina x sa dijagrama $F = f(t)$ (sl.87) iznosi

$$x = t \dot{\varphi}_p \quad (9)$$

gdje je t - vrijeme,

$\dot{\varphi}_p$ - brzina papira na kojem se registruje dijagram $F = f(t)$.

Za isto vrijeme proba se izduži za Δl_x koje je u direktnoj zavisnosti od brzine ispitivanja $\dot{\varphi}_M$ i iznosi

$$t = \frac{\Delta l_x}{\dot{\varphi}_M} \quad (10)$$

Izvršimo li eliminaciju veličine t iz jednačina (9) i (10) dobija se vrijednost ravnomjernog izduženja probe, tj.

$$\Delta l_x = x \dot{\varphi}_M / \dot{\varphi}_p \quad (11)$$

Koristeći zakon o jednakosti zapremine pri plastičnoj deformaciji imamo

$$l_0 d_0^2 = l_x d_x^2, \quad \text{gdje je } l_x = l_0 + \Delta \bar{l}_x \quad (12)$$

Rješavajući jednačinu (12) po d_x dobijamo da je:

$$d_x = d_0 \sqrt{l_0 / l_x} \quad (13)$$

Apsolutna greška za d_x izračunava se po obrascu:

$$\Delta d_x = d_x \left(\frac{\Delta \bar{d}_0}{\bar{d}_0} + \frac{1}{2} \frac{\Delta \bar{l}_0}{\bar{l}_0} + \frac{1}{2} \frac{\Delta k}{\bar{l}_x} \right) \quad (14)$$

gdje je $\Delta l_x = \Delta(\Delta l_x) + \Delta l_0$ - apsolutna greška dužine l_x ,
 $\Delta \bar{d}_0 = \pm t_{1-\alpha}(f) \zeta_{\bar{d}_0}$ - apsolutna greška početnog prečnika
 probe,

$\Delta \bar{l}_0 = \pm t_{1-\alpha}(f) \zeta_{\bar{l}_0}$ - apsolutna greška početne dužine
 probe.

Površina poprečnog presjeka probe u tački x iznosi

$$A_x = d_x^2 \bar{u} / 4, \text{ sa apsolutnom greškom}$$

$$\Delta A_x = \bar{u} d_x \Delta d_x A_x / 2. \quad (15)$$

Na ovaj način određena vrijednost stvarne površine poprečnog presjeka omogućava nam, sa dovoljnom tačnošću, da odredimo specifični deformacioni otpor u bilo kojoj tački intervala ravnomjernog izduženja pri stepenu deformacije

$$\varphi = \ln l_x / l_0. \quad (16)$$

Unoseći u jednačinu (8) vrijednost za A_x određujemo vrijednost specifičnog deformacionog otpora sa apsolutnom greškom

$$\Delta k_{fx} = \pm k_{fx} \left(\frac{\Delta \bar{F}_{\max}}{\bar{F}_{\max}} + \frac{\Delta A_x}{A_x} \right), \quad (17)$$

gdje je

$$\Delta \bar{F}_{\max} = \pm t_{1-\alpha}(f) \zeta_{\bar{F}_{\max}}. \quad (18)$$

2.2. Parametri za povećanje plastičnosti čelika pri ispitivanju zatezanjem

Kao što je ranije konstatovano, za praćenje plastičnog ponašanja čelika pri ovoj vrsti ispitivanja koristi se:

1. relativno izduženje probe do loma i
2. kontrakcija probe na mjestu loma.

Relativno ili jedinično izduženje probe određuje se iz izraza

$$\sigma = (l_1 - \bar{l}_0) / \bar{l}_0 = \Delta l / \bar{l}_0 \quad (19)$$

Na osnovu teorije slučajnih grešaka apsolutna greška relativnog izduženja određuje se iz formule

$$\Delta \sigma = \pm \sigma \left[\frac{\Delta(\Delta l)}{\Delta l} + \frac{\Delta \bar{l}_0}{\bar{l}_0} \right], \quad (20)$$

gdje je $\Delta(\Delta l) = |\Delta \bar{l}_1| + |\Delta \bar{l}_0|$ - greška apsolutnog izduženja probe do loma,

$\Delta \bar{l}_0 = \pm t_{1-\alpha}(f) G_{\bar{l}_0}$ - apsolutna greška početne dužine probe,

$\Delta \bar{l}_1 = \pm t_{1-\alpha}(f) G_{\bar{l}_1}$ - apsolutna greška dužine probe poslije loma.

Poprečna kontrakcija (suženje ili deformacija presjeka) iznosi

$$\psi = (\bar{A}_0 - A_1) / \bar{A}_0 = \Delta A / \bar{A}_0, \quad (21)$$

dok je apsolutna greška sa kojom se određuje kontrakcija iznosi:

$$\Delta \psi = \pm \psi \left[\frac{\Delta(\Delta A)}{\Delta A} + \frac{\Delta \bar{A}_0}{\bar{A}_0} \right], \quad (22)$$

gdje su: $\Delta(\Delta A) = |\Delta \bar{A}_1| + |\Delta A_1|$ - apsolutna greška razlike površina

$\Delta \bar{A}_0 = \pm t_{1-\alpha}(f) G_{\bar{A}_0}$ - apsolutna greška vrijednosti početne, površine poprečnog presjeka probe

$\Delta A_1 = \pm A_1 \bar{d}_1 \bar{u} \Delta \bar{d} / 2$ - apsolutna greška površine poprečnog presjeka probe na mjestu loma,

$\Delta \bar{d}_1 = \pm t_{1-\alpha}(f) G_{\bar{d}_1}$ - apsolutna greška prečnika probe na mjestu loma.

Ravnomjerno izduženje probe, tj. izduženje probe do pojave suženja je

$$\epsilon_x = \Delta \bar{l}_x / \bar{l}_0 = (l_x - \bar{l}_0) / \bar{l}_0, \quad (23)$$

a apsolutna greška za ravnomjerno izduženje određuje se po formuli

$$\Delta \epsilon_x = \pm \epsilon_x \left[\frac{\Delta(\Delta \bar{l}_x)}{\Delta \bar{l}_x} + \frac{\Delta \bar{l}_0}{\bar{l}_0} \right]. \quad (24)$$

Kontrakcija probe, koja odgovara tački b na sl. 87, iznosi

$$\psi_x = (\bar{A}_0 - A_x) / \bar{A}_0 = \Delta A_x / \bar{A}_0, \quad (25)$$

sa apsolutnom greškom

$$\Delta \psi_x = \pm \psi_x \left[\frac{\Delta(\Delta A_x)}{\Delta A_x} + \frac{\Delta \bar{A}_0}{\bar{A}_0} \right]. \quad (26)$$

Sve potrebne veličine u jednačinama od (19-26) nalaze se u predhodnom poglavlju pod tačkom 2.1.2.

P R I L O G C



3. Kriterijum za kvantitativno određivanje plastičnosti čelika pri obradi toplom deformacijom

S obzirom na složenu zavisnost plastičnosti čelika od uticajnih faktora, kao i na njihov veliki broj, određivanje plastičnosti u pogonskim uslovima je vrlo otežano ili skoro neizvodljivo. Zato se razvio čitav niz laboratorijskih metoda za praćenje plastičnog ponašanja čelika. Kod svake od razvijenih laboratorijskih metoda postoje određeni pokazatelji koje sa manje ili više uspjeha karakterišu plastičnost čelika pri određenim uslovima ispitivanja.

Ovako dobijeni pokazatelji plastičnosti su od vrlo male koristi kada se žele prenijeti u proizvodne uslove, jer ne postoje adekvatne metode za njihovo preračunavanje pri prelazu od jednog oblika naponskog stanja u drugo.

U vezi sa tim, od velikog je naučnog i proizvodnog interesa odrediti stepen deformacije pri plastičnom tečenju u uslovima različitih šema naponskog stanja, kao i razraditi način preračunavanja stepena deformacije pri prelazu od jednog naponskog stanja na drugo.

Rešavanje ovog problema bilo je predmet rada mnogim istraživačima [53, 52, 62]. Zasnovano na učenju S.I.Gupkina Zajkov [53] je razvio jedan vrlo uspješan kriterijum za određivanje plastičnosti čelika na povišenim temperaturama koristeći se jednostavnim laboratorijskim metodama, sa sljedećim karakteristikama:

1. ovim kriterijumom se određuje plastičnost čelika za određene temperature i brzine deformacije nezavisno od šeme naponskog stanja;

2. koristeći ovaj kriterijum u mogućnosti smo da kvantitativno odredimo plastičnost bilo kojeg čelika koristeći jednu od laboratorijskih metoda za mehanička ispitivanja;

3. u mogućnosti smo da, pored određivanja optimalnog temperaturnog intervala, odredimo i granični stepen deformacije pri različitim postupcima obrade deformacijom (valjanje, kovanje, presovanje itd.).

Jedinične pokazatelje plastičnosti, koji se određuju pojedinim laboratorijskim metodama (zatezanjem, uvijanjem,

pritiskivanjem, itd), treba sveti na jedan ekvivalentni pokazatelj. S obzirom da u toku plastične deformacije preovladjuju naponi na smicanje, takav ekvivalentni pokazatelj može biti relativno smicanje ili još bolje, kako proračuni pokazuju [52,53], smicanje u oktaedarskoj ravni.

Oktaedarska ravan (sl.88) predstavlja jednakostrani tro-ugao, koji je jednako nagnut prema svim glavnim osama. Ugao između pravca glavnog napona i njime izazvanog napona na smicanje u razmatranoj ravni je za sve glavne ose jednak.

Projekcije napona na smicanje, koje djeluju u oktaedarskoj ravni, na dvije normalne ose $x - x$ i $y - y$ su:

$$t_1 = \frac{\sqrt{2}}{3} (\sigma_2 - \sigma_3) \cos 30^\circ, \quad (1)$$

$$t_2 = \frac{\sqrt{2}}{3} [\sigma_1 - (\sigma_2 + \sigma_3) \sin 30^\circ], \quad (2)$$

pa je rezultujući napon na smicanje

$$t^2 = t_1^2 + t_2^2 = \frac{1}{9} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \quad (3)$$

odnosno,

$$t^2 = \frac{4}{9} (\tau_1^2 + \tau_2^2 + \tau_3^2), \quad (4)$$

gdje su: $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ - maksimalni, srednji i minimalni glavni napon,

τ_1, τ_2, τ_3 - maksimalni, srednji i minimalni napon na smicanje.

Iz uslova jednoznačne veze između napona i deformacija na osnovu jednačine (3) može se konstatovati da je

$$\tau_8^2 = \frac{4}{9} [(e_1 - e_2)^2 + (e_2 - e_3)^2 + (e_3 - e_1)^2]. \quad (5)$$

a iz uslova o nepromjenljivosti zapremine proističe

$$e_1 + e_2 + e_3 = 0. \quad (6)$$

Poslije zamjene jednačine (6) u (5) dobija se

$$\tau_8^2 = \frac{4}{9} (e_1^2 + e_2^2 + e_3^2). \quad (7)$$

Eliminišući iz jednačine (7), $e_2 = -(e_1 + e_3)$, dobija se

$$\tau_8 / e_1 = 2 \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{1 + \delta + \delta^2}, \quad (8)$$

odnosno

$$\sigma_B = M e_1, \quad (9)$$

gdje su:

$$M = 2 \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{1 + \sigma + \sigma^2} \quad (10)$$

$$\sigma = e_3 / e_1 \quad (11)$$

σ_B - napon na smicanje u oktaedarskoj ravni,

e_1, e_2 - maksimalni i minimalni stvarni stepen deformacije.

Kod ispitivanja pritiskivanjem cilindrične probe, iz zakona o nepromenljivosti zapremine, imamo :

$$(1 + \varepsilon_1)(1 + \varepsilon_2)(1 + \varepsilon_3) = 1 \quad (12)$$

a pri $\varepsilon_2 = \varepsilon_3$ nalazimo:

$$\sigma = e_3 / e_1 = \ln(1 + \varepsilon_3) / \ln(1 + \varepsilon_1) = -1/2 \quad (13)$$

$$M = \sqrt{2} = 1.42 \quad (14)$$

$$e_1 = \ln h / H \quad (15)$$

$$\sigma_B = 1.42 e_1. \quad (16)$$

Analogno za ispitivanje probe na zatezanje pri

$\sigma = -\frac{1}{2}$ imamo :

$$\sigma_B = 1.42 e_1, \quad (17)$$

$$e = \ln 1 / (1 - \psi). \quad (18)$$

Kod ispitivanja na uvijanje, za $\sigma_3 = -\sigma_1$, odnosno, za $e_3 = -e_1$ dobija se

$$\sigma = e_3 / e_1 = \sigma_3 / \sigma_1 = -1 \quad (19)$$

$$M = 2 \sqrt{2/3} = 1.63 \quad (20)$$

$$\sigma_B = 1.63 e_1, \quad (21)$$

gdje su:

$$e_1 = \ln(1 + 1/2 \varphi), \quad (22)$$

$$\varphi = \bar{u} d_0 n_l / l_0, \quad (23)$$

d_0, l_0 - dimanzije probe,

n_l - broj uvijanja probe do loma.

Kriterijum plastičnosti za bilo koju metodu deformisanja može se definisati prema [53], kao

$$P = 2g/n_1 \quad (24)$$

gdje je n - kriterijum naponskog stanja.

Za odredjivanje kriterijuma naponskog stanja pri ispitivanju zatezanjem polazi se od osnovne jednačine plastičnosti

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2 k_f. \quad (25)$$

Razlažući napon koji vlada na konturi suženja, nalazimo normalne napone u suženju probe, tj.

$$\sigma_2 = \sigma_3 = \sigma_1 \operatorname{tg} \varphi. \quad (26)$$

Ugao φ odredjuje se iz jednačine konture suženja (sl.89) po formuli

$$l_x / r_x = - \ln(1 - r/r_x), \quad (27)$$

odakle slijedi

$$\operatorname{tg} \varphi = dr/dl = 1 - r_x/r_p. \quad (28)$$

Poslije zamjene $\operatorname{tg} \varphi$ u jednačinu (26) dobija se

$$\sigma_2 = \sigma_3 = \sigma_1 (1 - r_x/r_p). \quad (29)$$

Koristeći jednačinu plastičnosti (25) dobijamo

$$\delta = \sigma_3/\sigma_1 = 1 - r_x/r_p \quad (30)$$

$$\delta_0 = (\sigma_2 - \sigma_3)/(\sigma_1 - \sigma_3) = 0 \quad (31)$$

$$n_x = \sigma_1/k_f = 1/(1 - \delta)(\sqrt{1 - \delta + \delta^2}) = r_p/r_x, \quad (32)$$

odnosno,

$$n \approx 2/(1 + \sqrt{(1 - \psi)/(1 - \psi_p)}), \quad (33)$$

gdje su: ψ - kontrakcija probe na mjesto loma,
 ψ_p - kontrakcija probe do pojave suženja.

Pri ispitivanju na uvijanje kriterijum naponskog stanja je

$$n = 1. \quad (34)$$

Na ovaj način definisan kriterijum plastičnosti omogućava, pored utvrđivanja optimalne temperature početka plastične deformacije, kvantitativno određivanje plastičnosti određenog čelika i graničnog stepena deformacije pri različitim postupcima obrade deformacijom. Tako se, na primjer, granični stepen deformacije pri valjanju sa slobodnim širenjem određuje [53] po formuli

$$\ln H/h = P n / (1.63 \sqrt{1 + \Delta b h_0 / \Delta h B_0 + (\Delta b h_0 / \Delta h B_0)^2}) . \quad (35)$$

11. TABLICE I CRTEŽI

Tabela 1. Pregled uticajnih faktora na toplu obradivost čelika

	Uticajni faktori	Mogućnost laboratorijskog ispitivanja
Metal	Hemijski sastav	+
	Strukturno stanje	+
Uslovi deformisanja	Temperatura	+
	Stepen deformacije	+
	Brzina deformacije	+
	Vrsta i veličina napona	-
Radni komad	Dimenzije	-
	Oblik	-
	Kvalitet obradjene površine	-

Tabela 2. Uporedjivanje laboratorijskih metoda

		Laboratorijske metode za ispitivanje tople obradivosti čelika					
		Kovanje	Savijanje	Isp.udar.žil	Pritiskivanje	Uvijanje	Zatezanje
Uslovi ispitivanja	Konst.temperatura	-	-	-	-	\pm	-
	Max.brz.deformac.	-	-	0	$1000s^{-1}$	$20s^{-1}$	$(5-1000)s^{-1}$
	Max.step.deform.	\pm	0	0	2	+	0,7
	Moguć.sim.procesa	-	0	0	\pm	+	\pm
Moguć.definis tople obradiv	Spec.def.otpor	0	0	0	+	+	\pm
	Plastičnost	\pm	\pm	\pm	-	+	+
Upotrebljivost rezult. u praksi		-	0	-	+	+	+
Troškovi oko ispitivanja		niski	niski	niski	visoki	srednji	visoki
(+) - dobro, (\pm) - ograničeno, (-) - slabo, (0) - vrlo slabo ili nikako.							

Tabela 3. Max. brzine deformacije kod tehnoloških postupaka i labor. metoda

Tehnološki postupci obrade deformacijom	Valjanje:	10
	- teških profila	200
	- sitnih profila	10
	- valjanje debelih limova	200
Laboratorijske metode	- valjanje širokih limova	1
	Presovanje	500
	Kovanje	25
	Pritiskivanje: - cilindrično	1000
	- ravno	20
	Uvijanje	5
	Zatezanje: - hydr.maš. za zatezanje	1000
	- dinamičko zatezanje	1000

Tablica 4. Vrijednosti specifičnog deformacionog otpora za čelik Ck 45 (po DIN-u), određene različitim metodama ispitivanja

Temperatura [° C]	Vrijednosti specifičnog deformacionog otpora [N/m ² 10 ⁷]		
	Pritiskiv. . [108]	Zatezanj. [110]	Uvijanje [111] Uvijanje [32]
1200	-	5,8	5,5 6.8
1100	7,5	8.2	8.2 7.9
1000	11.0	11.0	11,5 12.0
900	17.0	16.5	15.5 17.0
800	24.5	20.0	21.0 -
700	25.0	-	27.5 -

Tablica 5. Hemijski sastav ispitivanih čelika

Oznaka čelika	C	Si	Mn	Pmax	Smax	Cu	Cr	Ni	Mo
Č. 4570	0.20	1.0	1.0	0.04	0.03	-	17.0	2.0	-
	(0.16)	(0.74)	(0.72)	(0.03)	(0.02)	(0.15)	(14.9)	(2.8)	-
Č. 4578	0.2	2.0	2.0	0.045	0.03	-	25.0	20.0	-
	(0.13)	(1.01)	(1.85)	(0.027)	(0.016)	(0.25)	(21.4)	(19.34)	-
Č. 4732	0.38-0.45	0.15-0.4	0.5-0.8	0.035		-	0.9-1.2	-	0.15-0.25
	(0.4)	(0.4)	(0.74)	(0.024)	(0.02)	(0.2)	(1.13)	-	(0.02)

Tablica 6. Rezultati dilatometrijskog ispitivanja

Oznaka čelika	Temperature transformacije [$^{\circ}\text{C}$]			
	pri zagrijavanju		pri hlađenju	
	A_{c1}	A_{c2}	A_{r1}	A_{r2}
Č.4570	669	736	-	-
Č.4578	-	-	-	-
Č.4732	751	798	671	741

Tablica 7. Odnos broja uvijanja probe prema stepenu deformacije pri valjanju sa slobodnim širenjem

ϵ_h [%]	n	ϵ_h [%]	n
1	0.053	50	2.652
5	0.264	60	3.182
10	0.530	70	3.712
20	1.06	80	4.242
30	1.59	90	4.772
40	2.12	100	5.305

Tablica 8. Vrijednosti za moment uvijanja i broja uvijanja probe do loma sa greškama mjerenja za čelik Č.4570 pri brzini deformacije od 7.55 s^{-1}

Temperatura [$^{\circ}\text{C}$]	Max.moment uvij. sa greškom		Broj uvij. probe sa grešk.	
	M [Nm]	[%]	n	[%]
800	8.81 ± 0.01	± 0.11	7.08 ± 0.21	± 2.96
900	7.58 ± 0.10	± 1.31	6.33 ± 0.04	± 0.63
1000	5.82 ± 0.12	± 2.06	7.63 ± 0.10	± 1.31
1100	4.00 ± 0.03	± 0.75	9.52 ± 0.23	± 2.41
1200	2.61 ± 0.02	± 0.76	8.95 ± 0.04	± 0.44

Tablica 9. k_f - vrijednosti sa greškom mjerenja za čelik Č.4732
pri brzini deformacije od $1,26 \text{ s}^{-1}$ i stepenu defor.od 1,128

Temperatura [°C]	k_f - vrijednosti sa greškom	
	[N/m ² 10 ⁷]	[%]
800	22.91 ± 1.21	± 5.2
900	17.70 ± 0.68	± 3.8
1000	9.59 ± 0.44	± 4.5
1100	6.16 ± 0.12	± 1.9
1200	4.39 ± 0.14	± 3.1

Tablica 10. Vrijednosti koeficijenata M_0 i m sa koeficijentom korelacije za čelik Č.4732 pri različitim temperaturama

Temperatura	M_0 [Nm]	m	r [%]
800	5.517	0.195	99.66
900	4.352	0.139	99.57
1000	2.369	0.181	99.65
1100	1.486	0.257	99.99
1200	1.098	0.197	99.74
1250	0.931	0.226	99.56

Tablica 11. Vrijednosti koeficijenata polinoma 2-og stepena sa korelacionim odnosom za čelik Č.4570.

Temperatura [°C]	Koeficijenti polinoma			Korel.odnos [%]
	a_0	a_1	a_2	
850	- 0.2348	- 0.0967	- 0.2895	99.10
900	- 0.2841	- 0.1093	- 0.3428	98.94
1000	- 0.3809	- 0.1231	- 0.3345	99.30
1100	- 0.5620	- 0.1419	- 0.3259	99.34
1150	- 0.6697	- 0.0807	- 0.4138	99.96
1250	- 0.8272	- 0.1972	- 0.5029	99.50

Tablica 12. m-vrijednosti u zavisnosti od stepena deformacije i temperature za čelik Č.4570,

Broj uvijanja	Stepen deform. ϵ	m - vrijednosti za Č.4570					
		Temperatura [$^{\circ}\text{C}$]					
		850	900	1000	1100	1150	1250
1	0.376	0.1845	0.0556	0.0733	0.0440	0.0581	0.0817
2	0.752	0.2325	0.1163	0.1368	0.0956	0.1159	0.0940
3	1.128	0.2404	0.1347	0.1589	0.1575	0.1403	0.1346
4	1.504	0.2452	0.1503	0.1766	0.1705	0.1481	0.1346
5	1.880	0.2467	0.1556	0.1876	0.1681	0.1470	0.1125
6	2.256	0.2426	0.1597	0.1799	0.1726	0.1373	0.1369

Tablica 13. p-vrijednosti u zavisnosti od temperature, brzine i stepena deformacije za čelik Č.4570.

Brzina deform. $\dot{\epsilon} [\text{s}^{-1}]$	Stepen deform. ϵ	p - vrijednosti za Č.4570					
		Temperatura [$^{\circ}\text{C}$]					
		850	900	1000	1100	1150	1250
1,26	0.376	0.1492	0.1819	0.1610	0.1350	0.2708	0.2300
	0.752	-0.0250	-0.0244	-0.0403	-0.0612	0.0216	-0.0727
	0.128	-0.1270	-0.1451	-0.1581	-0.1760	-0.1240	-0.2498
	1.504	-0.1994	-0.2308	-0.2417	-0.2574	-0.2274	-0.3755
	1.880	-0.2555	-0.2973	-0.3066	-0.3206	-0.3077	-0.4729
	2.256	-0.3014	-0.3516	-0.3596	-0.3722	-0.3732	-0.5526
5,03	0.376	0.2303	0.2690	0.2747	0.3534	0.3583	0.3343
	0.752	0.0168	0.0385	0.0405	0.0680	0.0682	-0.0045
	1.128	-0.1080	-0.0962	-0.0964	-0.0989	-0.1015	-0.2027
	1.504	-0.1966	-0.1919	-0.1936	-0.2174	-0.2219	-0.3434
	1.880	-0.2654	-0.2661	-0.2689	-0.3093	-0.3153	-0.4524
	2.256	-0.3215	-0.3267	-0.3305	-0.3844	-0.3916	-0.5416
7,55	0.376	0.3177	0.3847	0.3795	0.3402	0.5197	0.3049
	0.752	0.0622	0.1094	0.1007	0.0929	0.1537	-0.0208
	1.128	-0.0872	-0.0514	-0.0623	-0.0517	-0.0604	-0.2114
	1.504	-0.1933	-0.1657	-0.1780	-0.1544	-0.2123	-0.3467
	1.880	-0.2756	-0.2543	-0.2678	-0.2340	-0.3301	-0.4516
	2.256	-0.3428	-0.3267	-0.3411	-0.2991	-0.4264	-0.5373

Tablica 14. m-vrijednosti u zavisnosti od stepena deformacije i temperature za čelik Č.4578,

Broj uvijanja	Stepen deform. φ	m - vrijednosti za Č.4578				
		Temperatura [$^{\circ}\text{C}$]				
		900	1000	1100	1200	1250
1	0.376	0.0787	0.1379	0.0963	0.1325	0.1806
2	0.752	0.0959	0.1732	0.1534	0.2101	0.2223
3	1.128	0.1344	0.1869	0.1882	0.2322	0.2584
4	1.504	0.1576	0.1768	0.1925	0.2298	0.2643
5	1.880	0.1811	0.1636	0.1796	0.2349	0.2543
6	2.256	0.1698	0.1449	0.1800	0.2250	0.2466

Tablica 15. p-vrijednosti u zavisnosti od temperature, brzine i stepena deformacije za čelik Č.4578.

Brzina deformac. $\dot{\varphi}$ [s^{-1}]	Stepen deform. φ	p - vrijednosti za Č.4578				
		Temperatura [$^{\circ}\text{C}$]				
		900	1000	1100	1200	1250
126	0.376	0.1555	0.1186	0.0790	0.0621	0.0003
	0.752	-0.0810	-0.0223	-0.0321	-0.0301	-0.0527
	1.128	-0.2194	-0.1047	-0.0971	-0.0841	-0.0837
	1.504	-0.3176	-0.1632	-0.1432	-0.1225	-0.1058
	1.880	-0.3938	-0.2086	-0.1790	-0.1522	-0.1228
	2.256	-0.4560	-0.2457	-0.2082	-0.1765	-0.1368
5.03	0.376	0.2432	0.2789	0.2589	0.3140	0.1751
	0.752	0.0341	0.0483	0.0452	0.0912	0.0240
	1.128	-0.0881	-0.0864	-0.0797	-0.0390	-0.0643
	1.504	-0.1749	-0.1821	-0.1684	-0.1315	-0.1270
	1.880	-0.2422	-0.2564	-0.2371	-0.2032	-0.1757
	2.256	-0.2972	-0.3170	-0.2934	-0.2618	-0.2154
7.55	0.376	0.2094	0.2846	0.3111	0.3060	0.1853
	0.752	0.0006	0.0125	0.0936	0.0926	0.0497
	1.128	-0.1214	-0.1467	-0.0335	-0.0321	-0.0296
	1.504	-0.2080	-0.2596	-0.1238	-0.1207	-0.0858
	1.880	-0.2753	-0.3472	-0.1938	-0.1894	-0.1295
	2.256	-0.3302	-0.4188	-0.2510	-0.2455	-0.1651

Tablica 16. m-vrijednosti u zavisnosti od stepena deformacije i temperature za čelik Č.4732

Broj uvijanja	Stepen deform. ϵ	m - vrijednosti za Č.4732					
		Temperatura [°C]					
		800	900	1000	1100	1200	1250
1	0.376	0.1487	0.1487	0.1487	0.1790	0.1757	0.1269
2	0.752	0.1532	0.0779	0.1487	0.1225	0.1652	0.1702
3	1.128	0.1625	0.1142	0.1871	0.1837	0.2344	0.2342
4	1.504	0.1760	0.1273	0.1608	0.2707	0.2032	0.2294
5	1.880	0.1950	0.1391	0.1512	0.2575	0.1978	0.2260
6	2.256	0.2076	0.1289	0.1777	0.2508	0.1943	0.2158

Tablica 17. p-vrijednosti u zavisnosti od temperature, brzine i stepena deformacije za čelik Č.4732

Brzina deform. $\dot{\epsilon}$ [s ⁻¹]	Stepen deform. ϵ	p - vrijednosti za Č.4732					
		Temperatura [°C]					
		800	900	1000	1100	1200	1250
1,26	0.376	0.2063	0.1866	0.0832	0.0590	0.0977	0.0216
	0.752	0.0200	-0.0013	-0.0272	-0.0227	-0.0055	-0.0394
	1.128	-0.0889	-0.1112	-0.0918	-0.0705	-0.0660	-0.0752
	1.504	-0.1662	-0.1893	-0.1376	-0.1045	-0.1089	-0.1005
	1.880	-0.2262	-0.2498	-0.1732	-0.1308	-0.1421	-0.1202
	2.256	-0.2752	-0.2992	-0.2023	-0.1523	-0.1693	-0.1363
5,03	0.376	0.1854	0.2628	0.2389	0.2760	0.3253	0.1947
	0.752	0.0491	0.0657	0.0495	0.0801	0.0907	0.0482
	1.128	-0.0306	-0.0495	-0.0613	-0.0344	-0.0465	-0.0375
	1.504	-0.0872	-0.1313	-0.1399	-0.1157	-0.1439	-0.0983
	1.880	-0.1311	-0.1947	-0.2009	-0.1788	-0.2194	-0.1455
	2.256	-0.1670	-0.2466	-0.2507	-0.2303	-0.2812	-0.1841
7,55	0.376	0.1738	0.3587	0.2759	0.2968	0.3096	0.2671
	0.752	0.0579	0.1207	0.0754	0.0962	0.1085	0.1002
	1.128	-0.0098	-0.0185	-0.0355	-0.0291	-0.0090	-0.0026
	1.504	-0.0580	-0.1173	-0.1170	-0.1145	-0.0924	-0.0665
	1.880	-0.0953	-0.1939	-0.1803	-0.1507	-0.1572	-0.1202
	2.256	-0.1258	-0.2565	-0.2320	-0.2348	-0.2101	-0.1641

Tablica 18. k_F -vrijednosti korigovane sa koeficijentom brzine deformacije za čelik Č.4570.

Brzina defor. $\dot{\epsilon} [s^{-1}]$	Stepen defor. β	$k_F = f(\beta) \quad [10^7 N/m^2]$											
		k_F - vrijednosti za Č.4570				$k_F = f(\beta)$				$k_F = f(\beta)$			
		850°C		900°C		1000°C		1100°C		1150°C		1250°C	
		k_{FM}	k_{FT}	k_{FM}	k_{FT}	k_{FM}	k_{FT}	k_{FM}	k_{FT}	k_{FM}	k_{FT}	k_{FM}	k_{FT}
1,26	0,376	18,522	21,387	15,723	18,156	12,865	14,855	8,526	9,845	6,088	7,030	4,625	5,340
	0,752	19,307	22,294	16,577	19,141	13,419	15,495	9,039	10,437	6,850	7,910	4,843	5,593
	1,128	19,067	22,017	16,482	19,032	13,331	15,393	8,543	9,864	6,797	7,848	4,597	5,309
	1,504	18,355	21,195	15,771	18,211	12,627	14,580	8,146	9,406	6,449	7,447	4,309	4,976
	1,880	17,347	20,031	14,820	17,113	11,803	13,629	7,752	8,951	6,072	7,012	3,877	4,476
	2,256	16,244	18,577	13,742	15,868	11,038	12,746	7,180	8,291	5,701	6,583	3,459	3,994
5,03	0,376	25,556	29,509	17,106	19,753	14,674	16,944	8,940	10,323	6,744	7,787	5,191	5,994
	0,752	27,932	32,253	19,207	22,178	16,376	18,909	10,440	12,055	7,953	9,183	5,759	6,650
	1,128	27,813	32,115	19,214	22,186	16,620	19,192	10,649	12,296	7,983	9,218	5,643	6,516
	1,504	26,727	30,862	18,719	21,615	16,162	18,663	10,283	11,873	7,606	8,783	5,334	6,159
	1,880	25,424	29,358	17,795	20,548	15,339	17,713	9,639	11,130	7,218	8,335	4,735	5,467
	2,256	23,726	27,397	16,592	19,159	14,198	16,395	9,005	10,398	6,694	7,730	4,345	5,017
7,55	0,376	25,025	28,896	17,314	19,993	14,475	16,715	9,282	10,718	6,692	7,727	5,348	6,176
	0,752	28,669	33,104	20,543	23,721	17,070	19,710	10,673	12,323	8,472	9,783	5,622	6,492
	1,128	28,750	33,198	21,294	24,588	17,717	20,458	11,315	13,066	8,870	10,243	5,803	6,701
	1,504	28,019	32,354	20,981	24,227	17,308	19,986	11,070	12,783	8,560	9,884	5,419	6,257
	1,880	26,496	30,595	19,868	22,941	16,500	19,053	10,544	12,176	8,011	9,250	4,650	5,369
	2,256	24,609	28,416	18,560	21,431	15,216	17,569	9,836	11,358	7,388	8,531	4,345	5,017

Tablica 19. k_F -vrijednosti korištene sa koeficijentom brzine deformacije i koeficijentom ožvršćavanja za čelik Č.4570.

Brzina deformacije $\dot{\epsilon}$ [s ⁻¹]	Step. deformacije $\dot{\epsilon}$	$k_F = f(\dot{\epsilon}, \theta) [10^7 \text{ N/m}^2]$											
		850 °C				900 °C				1000 °C			
		k_{FM1}	k_{FT1}	k_{FM1}	k_{FT1}	k_{FM1}	k_{FT1}	k_{FM1}	k_{FT1}	k_{FM1}	k_{FT1}	k_{FM1}	k_{FT1}
1,26	0,376	19,390	22,389	16,660	19,237	13,539	15,634	8,904	10,281	6,627	7,653	4,970	5,739
	0,752	19,157	22,121	16,447	18,991	13,246	15,295	8,860	10,231	6,898	7,965	4,729	5,461
	1,128	18,320	21,154	15,719	18,151	12,663	14,622	8,066	9,314	6,528	7,538	4,231	4,886
	1,504	17,227	19,893	14,615	16,876	11,666	13,471	7,484	8,642	5,983	6,909	3,793	4,380
	1,880	15,982	18,454	13,424	15,500	10,667	12,318	6,967	8,045	5,479	6,326	3,287	3,796
5,03	2,256	14,734	17,014	12,213	14,103	9,790	11,304	6,337	7,318	5,023	5,800	2,849	3,280
	0,376	27,404	31,644	18,612	21,492	15,986	18,459	9,978	11,522	7,534	8,700	5,754	6,645
	0,752	28,078	32,421	19,444	22,453	16,587	19,154	10,669	12,320	8,127	9,384	5,751	6,641
	1,128	26,885	31,045	18,623	21,505	16,113	18,606	10,315	11,911	7,725	8,920	5,278	6,094
	1,504	25,107	28,992	17,579	20,298	15,177	17,525	9,577	11,058	7,070	8,164	4,749	5,484
7,55	1,880	23,346	26,953	16,294	18,815	14,045	16,218	8,697	10,043	6,495	7,500	4,046	4,672
	2,256	21,373	24,680	14,876	17,178	12,722	14,690	7,913	9,138	5,858	6,765	3,594	4,151
	0,376	27,522	31,779	19,494	22,510	16,263	18,779	10,320	11,916	7,829	9,041	5,878	6,787
	0,752	29,221	33,742	21,265	24,555	17,618	20,343	10,992	12,593	8,890	10,266	5,584	6,448
	1,128	27,976	32,304	20,944	24,184	17,367	20,054	11,130	12,851	8,700	10,045	5,411	6,249
7,55	1,504	26,350	30,427	19,878	22,953	16,338	18,866	10,531	12,160	7,983	9,218	4,819	5,565
	1,880	24,247	27,998	18,266	21,092	15,114	17,452	9,765	11,276	7,170	8,280	3,975	4,590
	2,256	22,007	25,412	16,641	19,215	13,583	15,685	8,909	10,287	6,384	7,372	3,600	4,157

Tablica 20. k_f -vrijednosti korigovane sa koeficijentom brzine deformacije za čelik Č. 4578.

Brzina deform. $\dot{\epsilon}$ [s ⁻¹]	stepen deform. ϕ	$k_f = f(\dot{\epsilon})$ [10 ⁷ N/m ²]											
		k_f - vrijednosti za Č.4578											
		900°C		1000°C		1100°C		1200°C		1250°C			
		k_{FM}	k_{FT}	k_{FM}	k_{FT}	k_{FM}	k_{FT}	k_{FM}	k_{FT}	k_{FM}	k_{FT}	k_{FM}	k_{FT}
1,26	0.376	25.230	29.133	17.770	20.519	10.379	11.985	6.716	7.755	5.856	6.762		
	0.752	25.972	29.990	18.586	21.461	10.893	12.578	7.144	8.250	6.020	6.952		
	1.128	25.089	28.970	18.167	20.977	10.546	12.178	6.809	7.862	5.711	6.594		
	1.504	23.083	26.654	17.439	20.137	10.202	11.780	6.617	7.640	5.521	6.375		
	1.880	21.154	24.427	16.699	19.282	9.858	11.383	6.440	7.436	5.449	6.292		
	2.256	20.087	23.194	15.872	18.328	9.567	11.047	6.355	7.338	5.403	6.239		
5,03	2.376	27.189	31.396	19.660	22.701	11.802	13.628	8.016	9.257	7.837	9.049		
	0.752	29.280	33.810	22.074	25.489	13.651	15.763	9.755	11.265	8.696	10.041		
	1.128	30.241	34.920	22.310	25.761	13.324	15.385	9.625	11.114	8.538	9.859		
	1.504	29.530	34.099	21.244	24.531	12.951	14.954	9.244	10.674	8.232	9.505		
	1.880	28.607	32.340	20.177	23.293	12.303	14.207	9.071	10.475	8.018	9.259		
	2.256	26.214	30.229	18.966	21.900	11.926	13.771	8.845	10.215	7.845	9.058		
7,55	0.376	29.434	34.057	23.675	27.338	12.360	14.272	8.539	9.860	7.945	9.174		
	0.752	31.013	35.818	26.124	30.155	14.252	16.456	10.313	11.908	8.729	10.079		
	1.128	31.905	36.841	25.997	30.019	14.952	17.265	10.208	11.787	8.893	10.269		
	1.504	30.229	34.906	24.445	28.226	14.580	16.836	9.914	11.448	8.732	10.082		
	1.880	28.874	33.340	22.761	26.282	13.764	15.894	9.732	11.237	8.461	9.770		
	2.256	26.851	31.004	20.785	24.001	13.376	15.446	9.428	10.886	8.287	9.509		

Tablica 21. k_f -vrijednosti korigovane sa koeficijentom brzine deformacije i koeficijentom oštrenja za žalik č. 4578

Brzina deform. $\dot{\epsilon}$ [s ⁻¹]	Stepen deform. μ	k_f - vrijednost za č. 4578						$k_{f, \mu} = f(\mu, \dot{\epsilon})$ [10 ⁷ N/m ²]					
		900° C			1000° C			1100° C			1200° C		
		$k_{f\mu 1}$	$k_{f\mu 2}$	$k_{f\mu 3}$	$k_{f\mu 1}$	$k_{f\mu 2}$	$k_{f\mu 3}$	$k_{f\mu 1}$	$k_{f\mu 2}$	$k_{f\mu 3}$	$k_{f\mu 1}$	$k_{f\mu 2}$	$k_{f\mu 3}$
1,26	0,376	26,505	30,606		18,442	21,295		10,644	12,291		6,849	7,909	5,856
	0,752	25,292	29,205		18,455	21,310		10,282	12,450		7,077	8,172	5,922
	1,128	23,332	26,942		17,569	20,287		10,225	11,807		6,631	7,657	5,564
	1,504	20,761	23,972		16,542	19,102		9,744	11,251		6,355	7,351	5,342
	1,880	18,535	21,403		15,598	18,011		9,303	10,742		6,137	7,086	5,243
	2,256	17,196	19,857		14,632	16,896		8,940	10,323		6,007	6,936	5,175
5,03	0,376	29,338	33,877		21,408	24,720		12,789	14,767		8,820	10,185	8,268
	0,752	29,603	34,183		22,410	25,877		13,847	15,989		10,033	11,585	8,761
	1,128	29,391	33,938		21,704	25,062		12,991	15,001		9,508	10,979	8,370
	1,504	27,894	32,210		20,026	23,124		12,267	14,165		8,867	10,239	7,911
	1,880	25,874	29,877		18,541	21,410		11,386	13,147		8,501	9,816	7,585
	2,256	23,755	27,431		17,053	19,692		10,826	12,500		8,128	9,385	7,324
7,55	0,376	31,501	36,374		25,823	29,818		13,602	15,707		9,373	10,823	8,408
	0,752	31,026	35,825		26,227	30,284		14,675	16,915		10,610	12,252	8,864
	1,128	30,669	35,414		24,801	28,637		14,794	17,083		10,106	11,670	8,812
	1,504	28,237	32,605		22,447	25,919		14,015	16,183		9,544	11,020	8,502
	1,880	26,375	30,455		20,262	23,397		12,925	14,925		9,162	10,579	8,124
	2,256	24,053	27,775		18,017	20,804		12,320	14,226		8,710	10,057	7,865

Tablica 22. k_f -vrijednosti korigovane sa koeficijentom brzine deformacije za čelik Č.4732

Brzina deform. $\dot{\epsilon}$ [s ⁻¹]	Step. defor. μ	k_f - vrijednosti za Č.4732												$k_f = f(\dot{\epsilon})$ [10 ⁷ N/m ²]			
		800°C			900°C			1000°C			1100°C			1200°C			1250°C
		k_{FM}	k_{FT}	k_{EM}	k_{FM}	k_{FT}	k_{EM}	k_{FM}	k_{FT}	k_{EM}	k_{FM}	k_{FT}	k_{EM}	k_{FM}	k_{FT}	k_{EM}	k_{FT}
1,26	0.376	18.999	21.938	14.881	17.183	8.421	9.724	5.377	6.208	3.764	4.346	3.394	3.919				
	0.752	20.357	23.506	16.309	18.833	8.946	10.330	5.768	6.661	4.148	4.790	3.571	4.123				
	1.128	20.417	23.576	15.898	18.357	8.558	9.882	5.453	6.297	3.883	4.484	3.369	3.891				
	1.504	19.769	22.828	15.230	17.586	8.264	9.543	5.309	6.131	3.815	4.405	3.297	3.807				
	1.880	18.898	21.822	14.550	16.801	8.055	9.301	5.243	6.055	3.765	4.348	3.249	3.752				
	2.256	18.110	20.912	14.035	16.206	7.873	9.091	5.177	5.978	3.707	4.280	3.228	3.728				
5,03	0.376	22.964	26.517	15.150	17.494	9.562	11.041	6.772	7.820	4.368	5.044	4.012	4.632				
	0.752	24.982	28.847	17.168	19.824	10.896	12.582	7.929	9.156	5.280	6.096	4.542	5.244				
	1.128	25.164	29.057	17.360	20.046	10.760	12.424	7.968	9.200	5.229	6.038	4.493	5.188				
	1.504	24.774	28.606	17.093	19.737	10.477	12.097	7.736	8.933	5.069	5.953	4.407	5.089				
	1.880	24.259	28.012	16.708	19.293	10.155	11.726	7.516	8.679	4.864	5.617	4.325	4.994				
	2.256	23.874	27.567	15.695	18.112	9.754	11.263	7.313	8.444	4.761	5.196	4.224	4.878				
7,55	0.276	24.979	28.843	16.205	18.712	10.238	11.822	7.465	8.620	4.655	5.375	4.278	4.939				
	0.752	26.871	31.026	19.232	22.207	11.711	13.522	8.554	9.877	5.560	6.420	4.833	5.581				
	1.128	27.510	31.766	20.127	23.240	12.126	14.002	9.119	10.529	5.699	6.581	5.231	6.040				
	1.504	27.314	31.540	19.658	22.699	11.659	13.462	8.615	9.948	5.483	6.331	5.033	5.812				
	1.880	27.043	31.226	19.123	22.081	11.238	12.976	8.303	9.588	5.408	6.245	4.929	5.692				
	2.256	26.396	30.479	18.220	21.033	10.976	12.675	8.120	9.376	5.294	6.113	4.815	5.560				

Tablica 23. k_f -vrijednosti korigovane sa koeficijentom brzine deformacije i koeficijentom ožvršćavanja za čelik Č.4732

Brzina defor. $\dot{\epsilon}$ [s ⁻¹]	Stepen defor. μ	$k_{ef} = f(\dot{\epsilon}, \mu) \quad [10^7 \text{ N/m}^2]$											
		k_f - vrijednosti za Č.4732				k_{ef}				k_{FTL}			
		800°C		900°C		1000°C		1100°C		1200°C		1250°C	
		k_{fML}	k_{FTL}	k_{fML}	k_{FTL}	k_{fML}	k_{FTL}	k_{fML}	k_{FTL}	k_{fML}	k_{FTL}	k_{fML}	k_{FTL}
1,26	0.376	20.244	23.376	15.795	18.239	8.647	9.984	5.476	6.324	3.882	4.483	3.418	3.947
	0.752	20.486	23.656	16.302	18.824	8.869	10.241	5.728	6.614	4.141	4.782	3.526	4.072
	1.128	19.843	22.913	15.330	17.701	8.311	9.597	5.336	5.161	3.803	4.392	3.291	3.800
	1.504	18.734	21.633	14.308	16.522	7.907	9.130	5.139	5.935	3.685	4.256	3.194	3.688
	1.880	17.560	20.277	13.392	15.464	7.616	8.794	5.033	5.811	3.598	4.154	3.128	3.612
	2.256	16.556	19.117	12.692	14.656	7.371	8.512	4.935	5.698	3.510	4.053	3.091	3.570
5,03	0.376	24.317	28.079	16.460	19.007	10.298	11.891	7.360	8.499	4.825	5.571	4.261	4.921
	0.752	15.371	29.296	17.535	20.248	11.068	12.780	8.126	9.363	5.431	6.271	4.611	5.324
	1.128	24.920	28.775	17.084	19.727	10.553	12.185	7.884	9.104	5.153	5.950	4.441	5.128
	1.504	24.093	27.820	16.375	18.908	10.016	11.566	7.462	8.616	4.841	5.590	4.273	4.934
	1.880	23.263	26.862	15.671	18.096	9.513	10.985	7.103	8.202	4.530	5.231	4.130	4.769
	2.256	22.631	26.132	14.449	16.684	8.985	10.375	6.794	7.845	4.342	5.011	3.982	4.598
7,55	0.376	26.358	30.436	18.118	20.921	11.148	12.873	8.162	9.424	5.117	5.909	4.643	5.361
	0.752	27.365	31.598	19.986	23.078	12.006	13.864	8.796	10.157	5.750	6.640	4.986	5.757
	1.128	27.424	31.667	20.007	23.102	11.991	13.846	9.038	10.436	5.683	6.502	5.235	6.045
	1.504	26.815	30.963	18.920	21.847	11.230	12.968	8.313	9.600	5.325	6.148	4.930	5.692
	1.880	26.236	30.294	17.941	20.717	10.600	12.240	7.843	9.056	5.143	5.938	4.745	5.479
	2.256	25.360	29.283	16.726	19.313	10.175	11.749	7.534	8.699	4.946	5.711	4.569	5.276

Tablica 24. Vrijednosti koeficijenata polinoma 5-og stepena za zavisnost $k_f = f(\dot{\epsilon})$ za čelik Č.4570 prema Misesovom kriterijumu tečenja

142

Č.4570 $k_f = f(\dot{\epsilon})$ $\nu = 0.173 - 1.327$ v. Mises								
Temper. [°C]	Brzina deform. [s ⁻¹]	Koeficijenti polinoma						Koefic. Korel.
		a_0	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	
850	4.359	9.18672	71.56881	-101.96592	71.94964	-25.36076	3.48620	1
	2.904	18.51763	27.18427	-25.78334	8.58752	-0.72157	-0.16081	1
	0.727	15.37863	13.41201	-16.77487	10.06390	-3.30859	0.44721	1
900	4.359	7.54136	40.86008	-50.53640	32.47468	-11.77335	1.66132	1
	2.904	8.19606	39.86421	-55.61053	38.25405	-13.18916	1.77609	1
	0.727	13.95576	5.47969	-1.01217	-3.53878	2.069390	-0.34901	1
1000	4.359	9.31269	17.25500	17.25500	-8.93872	-2.06294	2.65067	1
	2.904	10.22383	17.06279	-16.40297	7.26017	-1.63571	0.13645	1
	0.727	12.89720	-3.20390	12.79275	-14.05283	5.88592	-0.87016	1
1100	4.359	9.29236	-5.79229	22.84638	-23.05568	9.41984	-1.39354	1
	2.904	4.60479	17.43998	-19.38272	10.98289	-3.43266	0.45376	1
	0.727	3.56251	24.31870	-38.78396	27.92637	-9.55045	1.24723	1
1150	4.359	2.74541	14.09242	-10.4960	2.43115	0.18052	-0.10814	1
	2.904	3.35235	12.89286	-11.60372	3.45531	0.11368	-0.15922	1
	0.727	3.70834	9.39753	-9.56216	3.99725	-0.70182	2.98217	1
1250	4.359	6.08516	-4.69062	9.47273	6.33471	1.24226	2.03037	1
	2.904	1.67551	17.08533	-27.6616	21.52153	-8.62740	1.31226	1
	0.727	2.20939	12.17401	-20.4704	15.91710	-6.01342	0.87234	1

Tablica 25. Vrijednosti koeficijenta polinoma 5-og stepena za zavisnost $k_f = f(\dot{\epsilon}, \nu)$ za čelik Č.4570 prema Misesovom kriterijumu tečenja

Č.4570 $k_f = f(\dot{\epsilon}, \nu)$ $\nu = 0.173 - 1.327$ v. Mises								
Temper. [°C]	Brzina deform. [s ⁻¹]	Koeficijenti polinoma						Koefic. Korel.
		a_0	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	
850	4.359	14.55173	62.34587	-97.12839	70.2180	-24.93912	3.43808	1
	2.904	23.05690	18.32503	-20.66309	7.33177	-0.47499	-0.16664	1
	0.727	18.11759	6.70986	-11.1759	7.05776	-2.39920	0.33318	1
900	4.359	11.66535	34.92272	-48.29884	32.85520	-11.61328	1.63573	1
	2.904	11.68575	33.30294	-51.65269	36.69685	-12.81621	1.73821	1
	0.727	16.74370	0.93746	3.69740	-3.71022	2.64241	-0.41267	1
1000	4.359	12.68902	12.62057	-7.99771	-1.56219	2.33530	-0.50357	1
	2.904	13.25744	11.35688	-12.92110	5.83891	-1.26070	0.81893	1
	0.727	15.03425	-8.24549	16.40077	-15.65548	6.30706	-0.91948	1
1100	4.359	11.34420	-8.98038	24.19902	-23.47561	9.49625	-1.39935	1
	2.904	6.74016	14.11281	-18.27441	10.95041	-3.49313	0.46363	1
	0.727	5.04670	20.27221	-35.2256	26.10462	-9.06761	1.19764	1
1150	4.359	4.50932	12.90761	-12.42227	4.40266	-0.52714	-1.57016	1
	2.904	4.86104	11.03596	-12.12891	4.67324	-0.44980	-7.14497	1
	0.727	4.96455	7.15918	-8.65315	3.95158	-0.77609	4.58549	1
1250	4.359	7.68672	-8.71043	13.51016	-9.22361	2.41070	-0.16659	1
	2.904	3.26615	13.36847	-24.25581	19.81433	-7.84190	1.19362	1
	0.727	3.47821	8.72841	-17.19044	13.96425	-5.37362	0.78768	1

Tablica 27. Vrijednosti koeficijenata polinoma 5-og stepena za $k_f = f(\dot{\epsilon})$ za čelik Č.4578 prema Misesovom kriterijumu tečenja

Č.4578		$\rho = 0.173 - 1327$						$k_f = f(\dot{\epsilon})$	v. Mises
Temper. [°C]	Brzina deform. [s ⁻¹]	Koeficijenti polinoma						Koefic	
		a_0	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	Korel.	
900	4.359	42.75144	-82.71113	176.14025	-159.4436	64.33151	-9.62844	1	
	2.904	27.63262	-10.78537	37.10767	-35.60524	13.67859	-1.90714	1	
	0.727	24.18276	0.21836	12.78272	-18.83758	8.46201	-1.24145	1	
1000	4.359	19.25378	11.83807	5.53510	-18.8983	10.32503	-0.77638	1	
	2.904	16.47539	5.74123	15.13537	-25.36153	12.52034	-2.06392	1	
	0.727	13.90659	16.66287	-20.82698	11.27100	-2.92419	0.28590	1	
1100	4.359	9.92422	5.98423	3.60874	-7.05765	2.68204	-0.28838	1	
	2.904	0.16636	56.01730	-88.52170	66.80478	-24.46557	3.46706	1	
	0.727	6.40734	19.12596	-29.81146	21.37733	-7.41982	1.00075	1	
1200	4.359	0.94678	33.37704	-44.34181	27.65162	-8.27397	0.95297	1	
	2.904	1.18591	29.09670	-35.90473	20.06706	-5.18437	0.49008	1	
	0.727	2.33722	21.89993	-36.28588	27.51723	-9.92605	1.37676	1	
1250	4.359	6.10601	6.80903	-5.91898	2.38242	-0.56305	7.14259	1	
	2.904	4.13538	16.05452	-20.5830	12.03656	-3.37359	0.36675	1	
	0.727	3.51744	11.62402	-18.78553	13.32155	-4.42621	0.56414	1	

Tablica 28. Vrijednosti koeficijenata polinoma 5-og stepena za $k_f = f(\dot{\epsilon}, \dot{\epsilon}^2)$ za čelik Č.4578 prema Misesovom kriterijumu tečenja

Č.4578								
--------	--	--	--	--	--	--	--	--

Tablica 26. Vrijednosti koeficijenata polinoma 5-og stepena za $k_f = f(\dot{\epsilon})$
za čelik Č.4570 prema Trescinom kriterijumu tečenja

Č.4570		$k_f = f(\dot{\epsilon})$		$\dot{\epsilon} = 0.150 - 1.15$		Tresca		
Temper. [°C]	Brzina deform. [s ⁻¹]	Koeficijenti polinoma						Koefic.
		a_0	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	Korel.
850	3.755	10.60770	82.6417	-117.7425	83.08244	-29.28496	4.02565	1
	2.515	21.38233	31.39030	-29.77217	10.37807	-0.83328	-0.18568	1
	0.630	18.20749	13.15433	-15.29626	8.40128	-2.63297	0.35191	1
900	3.755	8.70790	47.18178	-58.35560	38.61149	-13.59514	1.91840	1
	2.515	9.46404	46.03104	-64.21332	44.18339	-15.22951	2.05085	1
	0.630	16.11469	6.32759	-1.16898	-4.08601	2.38945	-0.40299	1
1000	3.755	10.75335	19.92453	-10.3219	-2.38166	3.06055	-0.64224	1
	2.515	11.80558	19.70174	-18.93223	8.38221	-1.88832	0.15749	1
	0.630	14.89232	-3.69898	14.77059	-16.22569	6.79600	-1.00470	1
1100	3.755	10.72995	-6.68886	26.26588	-26.62303	10.87738	-1.60920	1
	2.515	5.31711	20.13819	-22.38160	12.68213	-3.96372	0.52395	1
	0.630	4.11364	28.08077	-44.78368	32.24636	-11.02778	1.44015	1
1150	3.755	3.11030	16.27111	-12.11716	2.80499	0.20932	-0.12499	1
	2.515	3.80705	14.88688	-13.39783	3.98902	0.13158	-0.18390	1
	0.630	4.28985	10.80389	-10.93789	4.51166	-0.76163	2.57935	1
1250	3.755	7.02622	-5.41445	10.93466	-7.31166	1.43323	2.36255	1
	2.515	1.93474	19.72835	-31.94071	25.31261	-9.96199	1.51529	1
	0.630	2.55121	14.05720	-23.63700	18.37924	-6.94361	1.00728	1

Tablica 29. Vrijednosti koeficijenata polinoma 5-og stepena za $k_f = f(\dot{\epsilon}, \dot{\epsilon})$
za čelik Č.4578 prema Trescinom kriterijumu tečenja

Č.4578		$k_f = f(\dot{\epsilon})$		$\dot{\epsilon} = 0.150 - 1.150$		Tresca		
Temper. [°C]	Brzina deform [s ⁻¹]	Koeficijenti polinoma						Koefic.
		a_0	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	Korel.
900	3.755	49.18203	-93.81244	201.18341	-182.0663	73.42068	-10.98302	1
	2.515	31.90737	-12.45368	42.84781	-41.11291	15.79445	-2.20214	1
	0.630	27.9366	0.25322	14.75807	-21.74984	9.77029	-1.43338	1
1000	3.755	22.23245	13.66887	6.39246	-21.82288	11.92269	-2.05124	1
	2.515	19.02410	6.62962	17.47650	-29.28483	14.45725	-2.38322	1
	0.630	16.05780	19.24143	-24.05038	13.01580	-3.37700	0.33019	1
1100	3.755	11.45938	6.91069	4.16570	-8.14838	3.09654	-0.33294	1
	2.515	0.19225	64.68231	-102.2141	77.13768	-28.24961	4.00329	1
	0.630	7.35175	22.32757	-34.84746	25.01976	-8.69141	1.17290	1
1200	3.755	1.09302	38.54175	-51.20389	31.93155	-9.55473	1.10051	1
	2.515	1.33926	33.78074	-41.85815	23.57207	-6.17435	0.59922	1
	0.630	2.69862	25.28889	-41.90133	31.77593	-11.46233	1.58985	1
1250	3.755	7.05061	7.86255	-6.83515	2.75164	-0.65044	8.25259	1
	2.515	4.77519	18.53775	-23.76631	13.89771	-3.89510	0.42343	1
	0.630	4.06149	13.42293	-21.6930	15.38364	-5.11145	0.65149	1

Tablica 30. Vrijednosti koeficijenata polinoma 5-og stepena za $k_F=f(\dot{\epsilon})$
za čelik Č.4732 prema Misesovom kriterijumu tečenja

145.

Č.4732		$\varphi = 0.173 - 1327$ v Mises $k_f = 1(\dot{\epsilon})$						
Temper. [°C]	Brzina defor. [s ⁻¹]	Koeficijenti polinoma						Koefic. korel.
		a_0	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	
800	4.359	23.16186	1.65139	14.74862	-20.06345	9.40315	-1.51522	1
	2.904	16.39871	27.21022	-32.21541	24.83994	-7.64336	0.40616	1
	0.727	15.72488	11.78896	-8.73766	1.92719	0.26435	-0.82216	1
900	4.359	12.93080	4.47009	20.73325	-14.43504	14.43504	-2.75221	1
	2.904	8.75345	25.97148	-28.82511	14.43504	-3.13312	0.17782	1
	0.727	7.41315	34.03534	-12.71788	1.07242	10.25437	1.43329	1
1000	4.359	9.86201	-4.74711	23.11077	-21.04378	12.19150	-1.71225	1
	2.904	3.14355	29.12593	-41.32025	27.55938	-9.23121	1.18664	1
	0.727	3.97754	21.53636	-33.82007	27.14557	-8.22157	1.08065	1
1100	4.359	11.31373	-26.57391	61.92405	-57.15713	23.2575	-3.45811	1
	2.904	2.80251	16.52004	-19.54009	10.37105	-2.95702	0.31580	1
	0.727	1.44495	19.50208	-31.7857	23.48591	-8.18332	1.09212	1
1200	4.359	3.42432	2.34336	5.41873	-9.57914	4.96263	-0.84802	1
	2.904	0.01804	20.08348	-29.12555	12.46211	-7.06975	0.96537	1
	0.727	0.31966	20.57785	-34.48967	13.39240	-9.50619	1.30640	1
1250	4.359	7.04171	-17.8867	39.51435	-37.7114	14.32502	-2.14418	1
	2.904	1.42220	11.79464	-16.84552	11.79464	-3.77414	0.48384	1
	0.727	1.00974	12.16390	-20.68524	15.88864	-5.73948	0.79219	1

Tablica 31. Vrijednosti koeficijenata polinoma 5-og stepena za $k_F=f(\dot{\epsilon}, \varphi)$
za čelik Č.4732 prema Misesovom kriterijumu tečenja

Č.4732		$\varphi = 0.173 - 1327$ $k_F = f(\dot{\epsilon}, \varphi)$ v Mises						
Temper. [°C]	Brzina deform. [s ⁻¹]	Koeficijenti polinoma						Koefic.
		a_0	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	korel.
800	4.359	25.99006	-3,27741	18.14881	-21.61405	9.89902	-1.50019	1
	2.904	19.27756	22.11368	-28.97957	17.35713	-5.27113	0.65393	1
	0.727	18.81957	5.47166	-4.42364	-0.12174	0.24685	-0.15813	1
900	4.359	16.16809	0.98477	20.06601	-12.47100	13.84605	-2.25335	1
	2.904	11.37521	21.98672	-27.51133	14.47531	-3.43227	0.23768	1
	0.727	9.86448	28.81079	-44.91480	12.97722	-10.38403	1.36901	1
1000	4.359	11.59132	-7.18907	24.32001	-26.15203	11.26735	-1.72087	1
	2.904	4.67142	26.70962	-40.52909	18.07707	-9.38791	1.21716	1
	0.727	4.78604	19.42646	-32.01504	21.23017	-7.91053	1.05265	1
1100	4.359	12.60754	28.33625	62.34502	-57.2266	23.15521	-3.44264	1
	2.904	3.85084	15.30156	-19.75415	11.50620	-3.25700	0.36084	1
	0.727	1.83450	18.41905	-30.76101	22.91228	-8.81676	1.07274	1
1200	4.359	4.14686	1.81466	4.7045	-8.6903	4.59438	-0.79344	1
	2.904	0.76842	19.27108	-29.49142	12.05111	-7.37974	0.99834	1
	0.727	0.43260	19.6889	-33.6959	25.95548	-9.37534	1.29120	1
1250	4.359	7.72709	-18.93666	40.16140	-35.98372	12.60772	-2.13355	1
	2.904	1.92779	11.00969	-16.56902	11.46344	-3.81956	0.49290	1
	0.727	1.20136	11.48642	-19.90212	15.37035	-5.98713	0.76942	1

Tablica 32. Vrijednosti koeficijenata polinoma 5-og stepena za $k_f = f(\dot{\epsilon})$
za čelik Č.4732 prema Trescinom kriterijumu tečenja

Č.4732		$k_f = f(\dot{\epsilon})$		$\varphi = 0.15 - 1.15$		Tresca		
Temper. [°C]	Brzina deform [s ⁻¹]	Koeficijenti polinoma						Koefic.
		a_0	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	Korel.
800	3.755	26.74498	1.90711	17.02956	-23.16656	10.95219	-1.79576	1
	2.515	18.93571	31.41897	-37.19779	21.64989	-6.50435	0.80377	1
	0.630	18.15756	13.61268	-10.22109	1.93871	0.28380	-9.49176	1
900	3.755	14.93143	5.16036	23.86678	-34.71796	16.62963	-2.72318	1
	2.515	10.10775	29.98871	-33.28347	16.68921	-3.62407	0.20530	1
	0.630	8.55997	39.30071	-55.94731	37.48486	-12.43233	1.63195	1
1000	3.755	11.38759	-5.48110	27.32425	-30.38421	13.16506	-2.01175	1
	2.515	3.62995	33.63128	-47.72384	32.28429	-10.65903	1.37018	1
	0.630	4.54784	25.13150	-39.59522	28.38579	-9.70623	1.28112	1
1100	3.755	13.07944	30.77536	71.68673	-66.42127	26.92849	-4.00451	1
	2.515	3.23557	19.07868	-22.5694	12.56028	-3.41731	0.36513	1
	0.630	1.66838	22.51973	-36.70447	27.12049	-9.44982	1.26116	1
1200	3.755	3.95398	2.70636	6.25596	-11.06004	5.72992	-0.97914	1
	2.515	2.07766	23.18999	-33.63146	23.62663	-8.18609	1.11464	1
	0.630	0.36892	23.76021	-39.82304	30.47363	-10.97613	1.50840	1
1250	3.755	8.13115	-20.65423	45.65573	-41.23674	16.54140	-2.45284	1
	2.515	1.64246	13.61787	-19.44872	13.21359	-4.35688	0.55851	1
	0.630	1.16567	14.04722	-23.8825	18.34920	-6.62840	0.91489	1

Rezultati ispitivanja tople obradivosti čelika Č.4570 zatezanjem

Brzina deform. [s ⁻¹]	Parametri plastičnosti [%]											
	800°C			900°C			1000°C			1100°C		
	δ	ψ	k _{fx}	δ	ψ	k _{fx}	δ	ψ	k _{fx}	δ	ψ	k _{fx}
0.062	37.48	90.88	41.72	88.83	44.83	90.63	53.19	96.75	44.05	98.61	47.74	99.05
0.310	26.06	80.91	30.25	82.58	38.51	92.30	51.45	99.32	47.51	99.91	45.19	99.93
1.14	40.86	80.85	48.20	78.30	48.02	76.76	52.68	78.25	60.32	88.55	66.77	93.70
Specifični deformacioni otpor k _f N/m ² x 10 ⁷												
	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}
0.062	23.22	23.83	17.47	18.63	10.30	11.97	7.52	9.46	4.60	6.98	3.98	6.78
0.310	24.98	25.41	21.10	23.65	15.53	17.65	7.95	11.88	7.00	8.79	6.41	8.26
1.14	26.51	26.92	21.88	23.34	18.33	18.87	12.43	14.88	12.22	12.22	11.20	11.20

Tablica 34

Rezultati ispitivanja tople obradivosti čelika Č.4578 zatezanjem

Brzina deform. [s ⁻¹]	Parametri plastičnosti [%]											
	800°C			900°C			1000°C			1100°C		
	δ	ψ	k _{fx}	δ	ψ	k _{fx}	δ	ψ	k _{fx}	δ	ψ	k _{fx}
0.062	16.01	31.40	28.36	49.88	29.29	57.84	44.23	90.98	37.87	93.83	52.64	98.81
0.310	20.94	46.00	25.45	54.80	21.74	46.22	25.51	66.04	37.97	93.30	42.53	96.93
1.14	19.34	49.02	21.81	54.90	41.77	71.51	56.50	89.44	66.42	97.41	68.95	98.67
Specifični deformacioni otpor k _f [N/m ² x 10 ⁷]												
	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}
0.062	23.56	48.53	17.48	39.86	15.91	26.40	13.72	19.56	10.33	12.74	7.79	10.26
0.310	25.04	53.52	23.33	44.88	22.11	31.40	18.04	23.53	13.85	16.11	12.56	13.80
1.14	56.23	56.23	45.22	48.81	27.02	31.13	22.44	22.44	16.15	18.04	14.31	14.31

Rezultati ispitivanja tople obradivosti čelika Č.4732 zatezanjem																	
Brzina deform. [s ⁻¹]	Parametri plastičnosti [%]																
	800°C			900°C			1000°C			1100°C			1200°C			1250°C	
	σ	ψ	δ	σ	ψ	δ	σ	ψ	δ	σ	ψ	δ	σ	ψ	δ	ψ	
	0.062	24.19	91.91	32.28	96.17	35.09	98.56	36.54	99.62	46.56	99.81	55.55	99.84				
0.310	20.06	89.70	29.23	94.41	32.00	98.21	41.36	99.47	49.21	99.65	49.00	99.69					
1.140	41.10	88.38	55.14	92.39	55.73	95.84	62.90	98.69	69.90	99.42	79.92	99.58					
Specifični deformacioni otpor k _ε [N/m ² x 10 ⁷]																	
	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}	k _{fo,2}	k _{fx}	
0.062	18.43	22.36	11.43	16.95	7.79	11.32	4.27	7.90	2.96	6.08	2.60	4.99					
0.310	19.05	30.13	14.54	21.09	10.80	15.05	7.48	12.50	4.10	10.73	3.42	8.92					
1.140	31.24	33.39	19.69	25.38	17.54	22.76	10.43	15.28	9.21	12.11	8.56	11.81					

Tablica 36. Uporedjivanje k_f-vrijednosti određenih zatezanjem i uvijanjem za čelik Č.4570.

Temperatur. [°C]	k _{fzat.} [N/m ² 10 ⁷]	k _{fuvij.} [N/m ² 10 ⁷]	k _{fMuvij.} [N/m ² 10 ⁷]
800	26.50	-	-
850	-	24.00	20.50
900	24.50	18.70	16.20
1000	19.50	15.50	13.20
1100	14.40	10.00	8.60
1150	-	7.30	6.22
1200	11.50	-	-
1250	10.60	5.52	4.55

Tablica 37. Uporedjivanje k_f-vrijednosti određenih zatezanjem i uvijanjem za čelik Č.4578

Temperatura [°C]	k _{fzat.} [N/m ² 10 ⁷]	k _{fuvij.} [N/m ² 10 ⁷]
800	57.80	-
900	48.50	29.80
1000	32.50	21.50
1100	24.50	12.40
1200	18.50	8.30
1250	15.20	7.55

Tablica 38. Uporedjivanje k_f -vrijednosti određenih zatezanjem i uvijanjem za čelik Č.4732.

Temperatura °C	k_{fz} N/m ² 10 ⁷	k_{fu} N/m ² 10 ⁷
800	34.50	23.20
900	24.80	17.40
1000	21.20	10.30
1100	15.60	6.75
1200	13.00	4.45
1250	11.70	4.12

Tablica 39. Rezultati ispitivanja tople obradivosti čelika Č.4570 uvijanjem

Brzina deform. [s ⁻¹]	Parametar plastičnosti n [obrtaja do loma]											
	800°C	850°C	900°C	950°C	1000°C	1050°C	1100°C	1150°C	1200°C	1250°C	1300°C	
1.26	7.753	6.733	7.240	7.386	8.096	9.350	10.313	10.673	9.460	8.740	7.050	
5.03	7.656	6.610	6.936	7.100	7.696	8.566	9.560	10.146	9.047	8.016	6.530	
7.55	7.083	6.270	6.330	6.883	7.633	8.496	9.523	9.603	8.956	7.473	-	
Max. obrtni moment uvijanja M_1 [Nm]												
1.26	7.416	6.856	5.680	5.376	4.716	3.686	3.143	2.326	1.836	1.543	0.90	
5.03	9.016	7.725	6.873	6.446	5.560	4.850	3.800	2.863	2.362	2.010	1.27	
7.55	8.810	8.270	7.580	6.730	5.826	4.886	4.000	3.173	2.613	2.176	-	

Tablica 40. Rezultati ispitivanja tople obradivosti čelika Č.4732 uvijanjem

Brzina deform. [s ⁻¹]	Parametar plastičnosti n [obrtaja do loma]										
	800°C	850°C	900°C	950°C	1000°C	1050°C	1100°C	1150°C	1200°C	1250°C	1300°C
1,26	14.525	17.445	25,05	30.45	39.42	51.74	62.23	67.26	67.70	58.83	41.12
5.03	24.453	26.536	28.73	41.40	59.05	68.89	71.31	68.35	50.13	40.61	17.99
7.55	23.146	27.340	33.87	45.24	64.44	70.02	70.50	61.16	49.36	25.15	17.04
Max. obrtni moment uvijanja M _y [Nm]											
1.26	6.776	5.615	4.921	4.213	3.135	2.460	1.760	1.445	1.313	1.166	1.060
5.03	7.840	6.886	5.566	5.013	3.654	2.473	2.360	1.880	1.755	1.426	1.31
7.55	8.630	6.925	6.343	5.140	3.795	3.366	2.646	2.090	1.776	1.593	1.47

Tablica 41. Rezultati ispitivanja tople obradivosti čelika Č.4578 uvijanjem

Brzina deform. [s ⁻¹]	Parametar plastičnosti n obrtaja do loma J											
	800°C	850°C	900°C	950°C	1000°C	1050°C	1100°C	1150°C	1200°C	1250°C	1300°C	
1,26	6.520	6.576	7.655	12.798	15.280	21.470	24.560	25.836	21.793	14.226	9.980	
5.03	3.910	5.647	5.817	8.940	11.970	19.934	23.796	24.511	20.861	12.560	5.18	
7.55	4.516	4.953	5.983	8.575	9.220	14.000	19.266	20.840	18.000	12.133	4.90	
Max. obrtni moment uvijanja M _y [Nm]												
1,26	10.853	9.473	8.347	6.948	5.757	4.740	3.345	2.590	2.193	1.813	1.71	
5.03	-	10.962	9.707	8.685	7.176	5.836	4.311	3.574	3.035	2.616	2.18	
7.55	-	12.136	11.083	9.137	7.834	6.425	4.483	3.880	3.100	2.683	2.10	

Tablica 42. Kvantitativne vrijednosti plastičnosti
za čelik Č.4570.

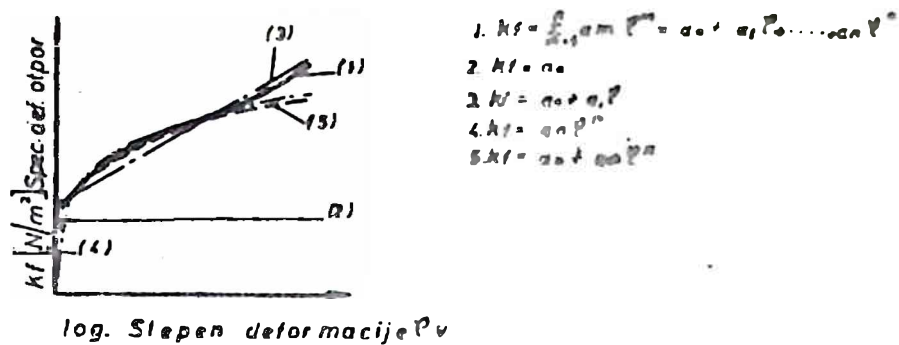
Materijal: Č.4570								
T [°C]	ψ	ψ_x	ϱ_0	Pzat.	n	δ	ϱ_0	Puvij.
800	0.8085	0.002	2.3470	1.6870	7.753	2.922	1.4679	1.4679
900	0.7830	0.002	2.1695	1.5900	7.240	2.728	1.4023	1.4023
1000	0.7676	0.132	2.0721	1.5387	8.096	3.044	1.5078	1.5078
1100	0.7825	0.0302	2.1662	1.5959	10.313	3.886	1.7594	1.7594
1200	0.8855	0.002	3.0773	2.0592	9.460	3.565	1.6681	1.6681
1250	0.0370	0.002	3.8597	2.4153	8.74	3.294	1.5867	1.5867

Tablica 43. Kvantitativne vrijednosti plastičnosti
za čelik Č.4578.

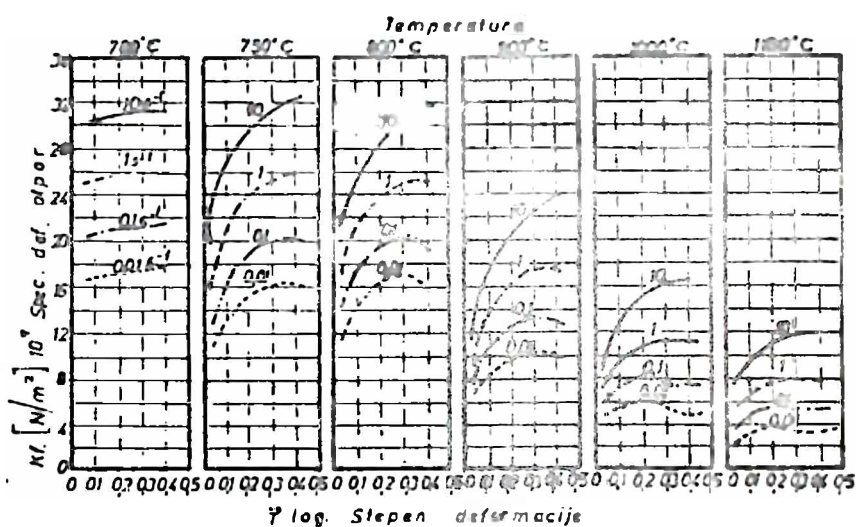
Materijal: Č.4578								
T [°C]	ψ	ψ_x	ϱ_0	Pzat.	n	δ	ϱ_0	Puvij.
800	0.4902	0.002	0.9567	0.8202	6.520	2.457	1.3062	1.3062
900	0.5490	0.0343	1.1307	0.9516	7.655	2.885	1.4556	1.4556
1000	0.7151	0.0549	1.7829	1.3809	15.280	5.759	2.2098	2.2098
1100	0.8944	0.002	3.1922	2.1151	24.560	9.256	2.8163	2.8163
1200	0.9741	0.0548	5.1879	3.0232	21.793	8.213	2.6578	2.6578
1250	0.9867	0.002	6.1343	3.4212	14.226	5.361	2.1241	2.1241

Tablica 44. Kvantitativne vrijednosti plastičnosti
za čelik Č.4732.

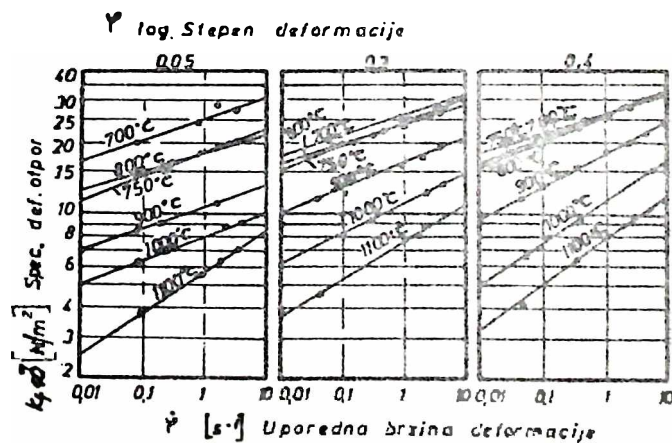
Materijal: Č.4732								
T [°C]	ψ	ψ_x	ϱ_0	Pzat.	n	δ	ϱ_0	Puvij.
800	0.8838	0.0324	3.0564	2.0577	14.525	5.4744	2.1488	2.1488
900	0.9239	0.0735	3.6575	2.3526	25.050	9.4413	2.8428	2.8428
1000	0.9584	0.1719	4.5151	2.7635	39.423	14.8585	3.4746	3.4746
1100	0.9869	0.1626	6.1559	3.4628	62,237	23.4571	4.1464	4.1464
1200	0.9942	0.1879	7.3128	3.9655	67.706	25.518	4.2733	4.2733
1250	0.9958	0.2431	7.7711	4.1746	58.836	22.1752	4.0622	4.0622



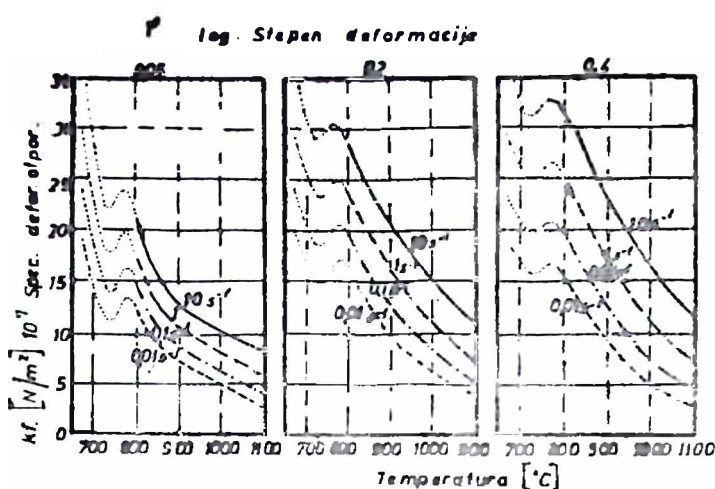
Sl. 2. Teorijske zavisnosti specifičnog deformacionog otpora od stepena deformacije



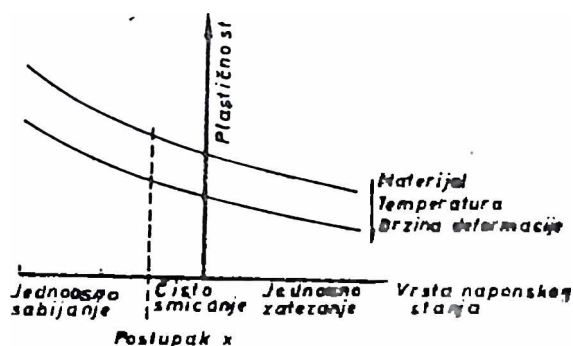
Sl. 3. Krive tečenja za čelik C45 (po DIN-u) pri temperaturama od 700 do 1100°C [94]



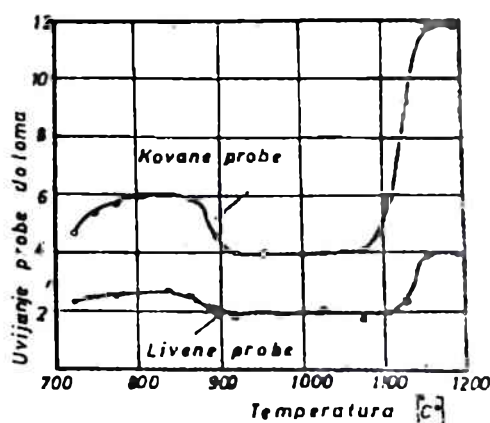
Sl. 4. Zavisnost specifičnog deformacionog otpora za čelik C45 (po DIN-u) od brzina deformacije pri temperaturama od 700 do 1100°C i stepenima deformacije od 0,05 do 0,4 [94]



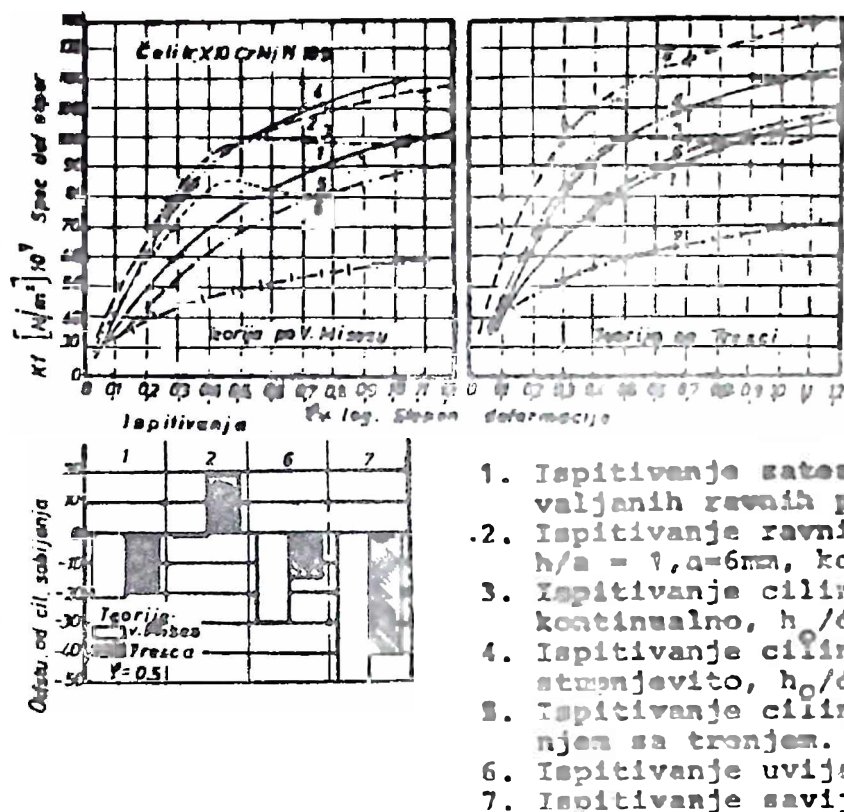
S1.5. Zavisnost specifičnog deformacionog otpora kod čelika C.45 (po DIN-u) od temperature pri brzini deformacije od $0,01-10 \text{ s}^{-1}$ i stepenu deformacije od $0,05-0,4$ [94]



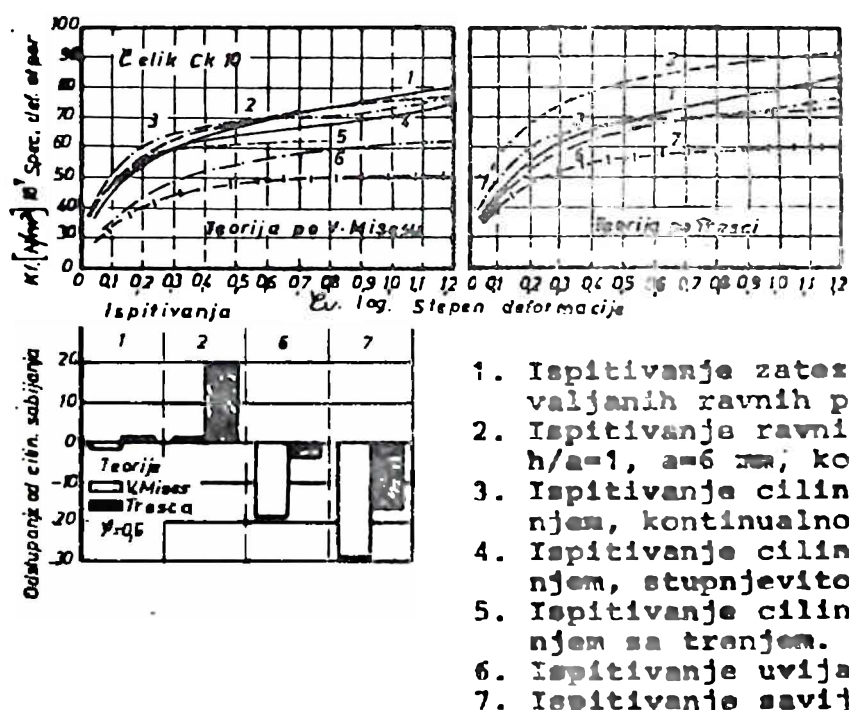
S1.6. Šematski prikaz zavisnosti plastičnosti od uticajnih faktora



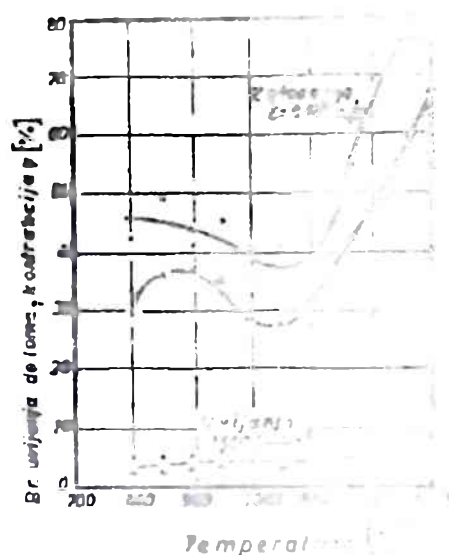
S1.7. Upoređjivanje plastičnosti kovanih i live-nih proba za leguru GJ [31]



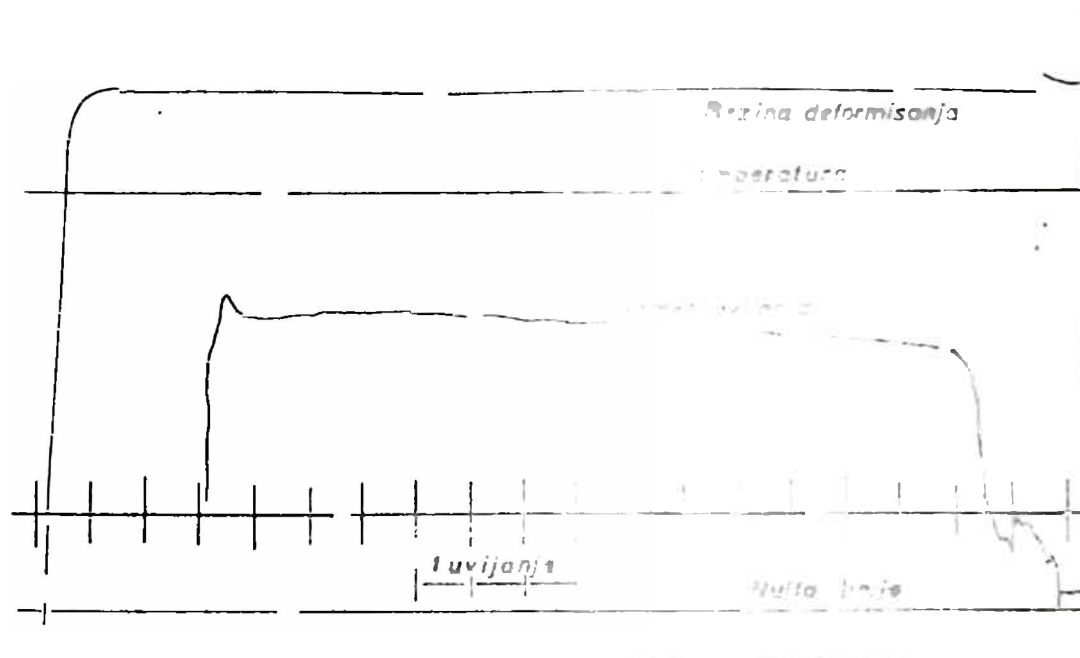
Sl.8. Krive tečenja određene različitim metodama ispitivanja za čelik X10CrNiTi18.9 (po DIN-u) [11]



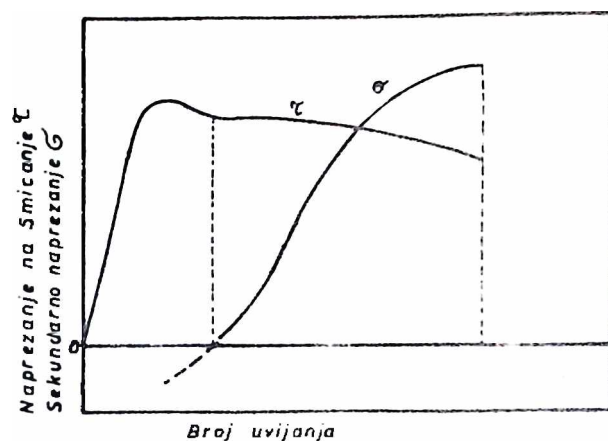
Sl.9. Krive tečenja određene različitim metodama ispitivanja za čelik Ck10 (po DIN-u) [11]



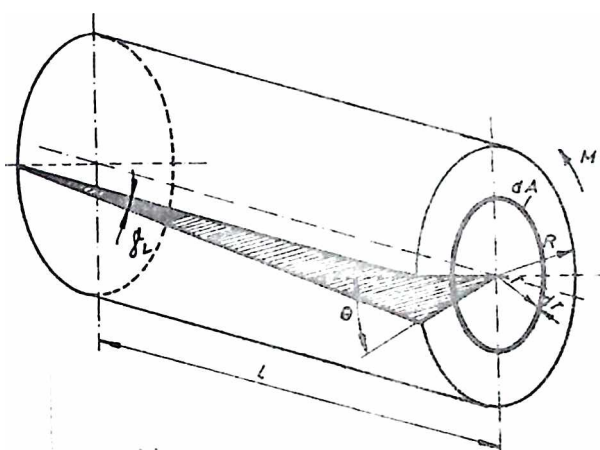
Sl. 10. Rezultati ispitivanja plastičnosti austenitnih hrom-niki čelika
metodom zatezanja i uvijanja
čelik sa: 18%Cr, 10%Ni i 10%Ni
čelik sa: 18%Cr i 10%Ni.



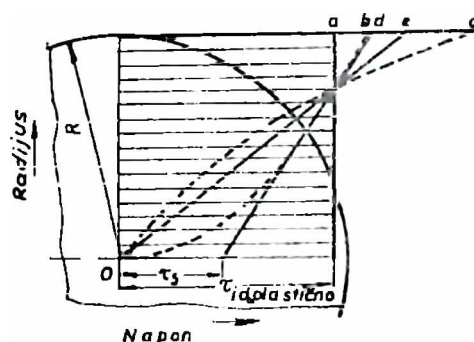
Sl. 11. Primjer jednog registrovanog dijagrama pri ispitivanju uvijanjem



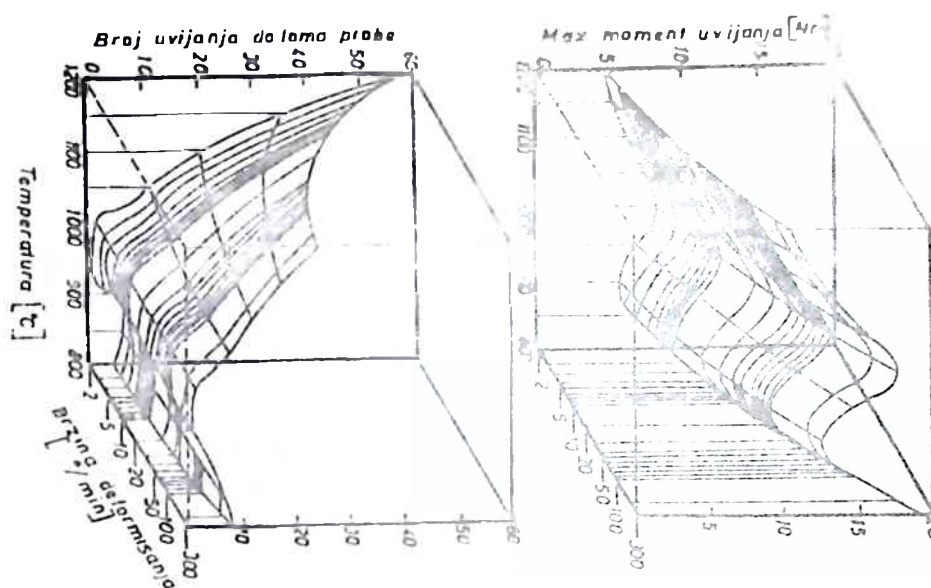
Sl.12. Šematski prikaz toka smicajnih i normalnih napona u zavisnosti od broja uvijanja u probi ispitivanoj uvijanjem.



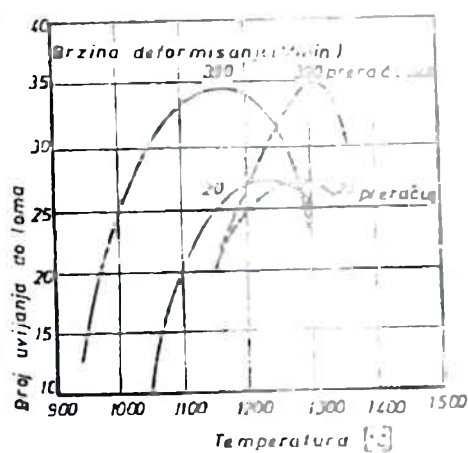
Sl.13. Deformacija cilindričnog štapa uvijanjem



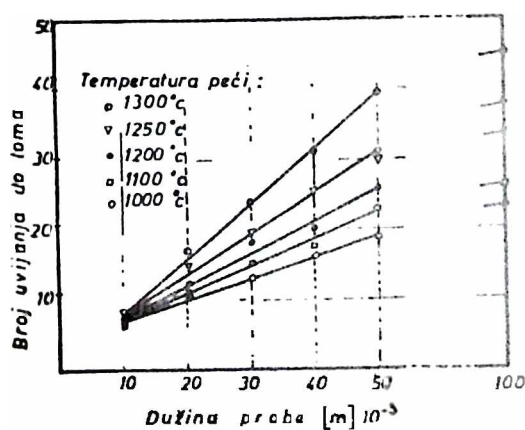
Sl.13'. Šematski prikaz teorijski mogućih raspodjela napona na smicanje po poluprečniku probe
a) idealno plastično stanje; b) parabola; c) potencijalna funkcija; d) čisto plastično uvijanje sa očvršćavanjem; e) prava kod elastičnog opterećenja.



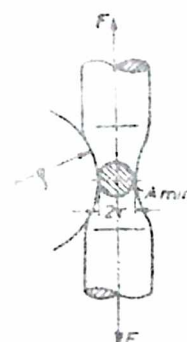
Sl.14. Prostorni dijagram deformacije za čelik kiselootporni [31]



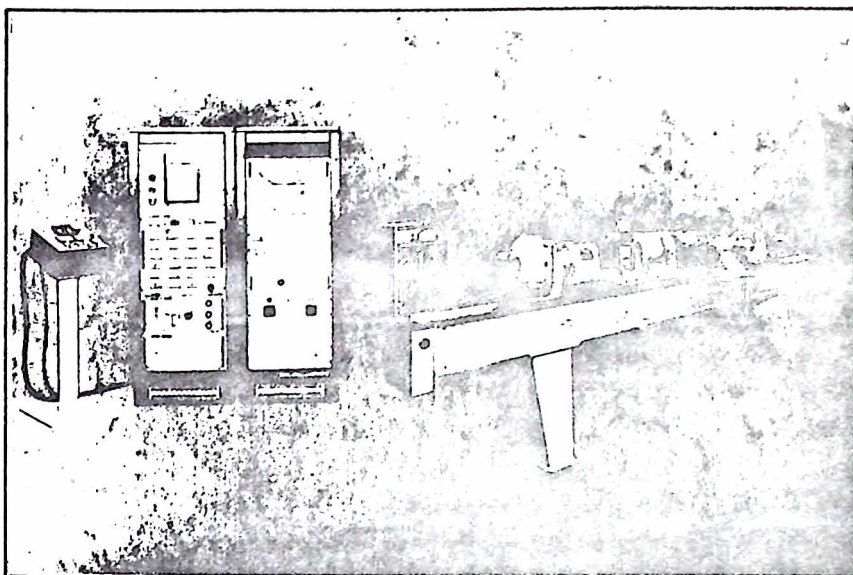
Sl.15 Zavisnost plastičnosti od temperature



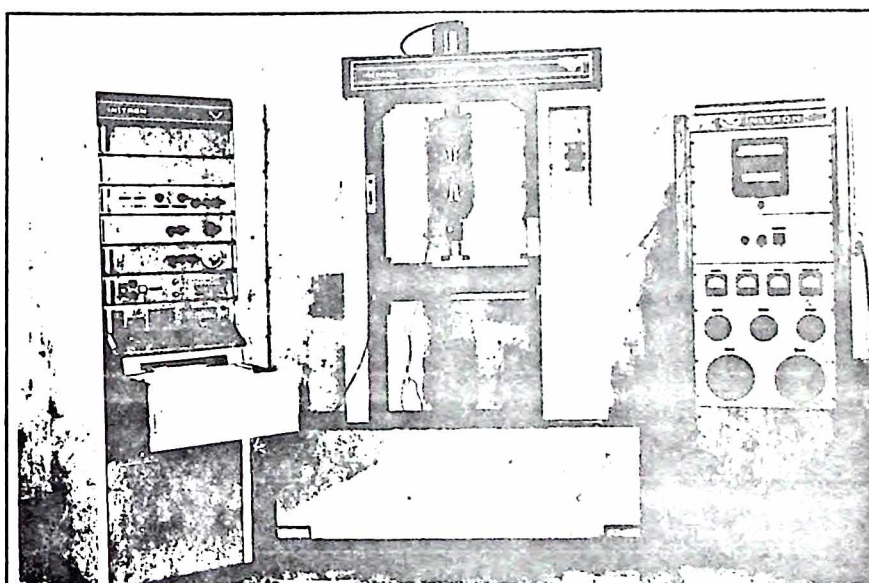
Sl. 16. Zavisnost plastičnosti od dužine probe pri različitim temperaturama



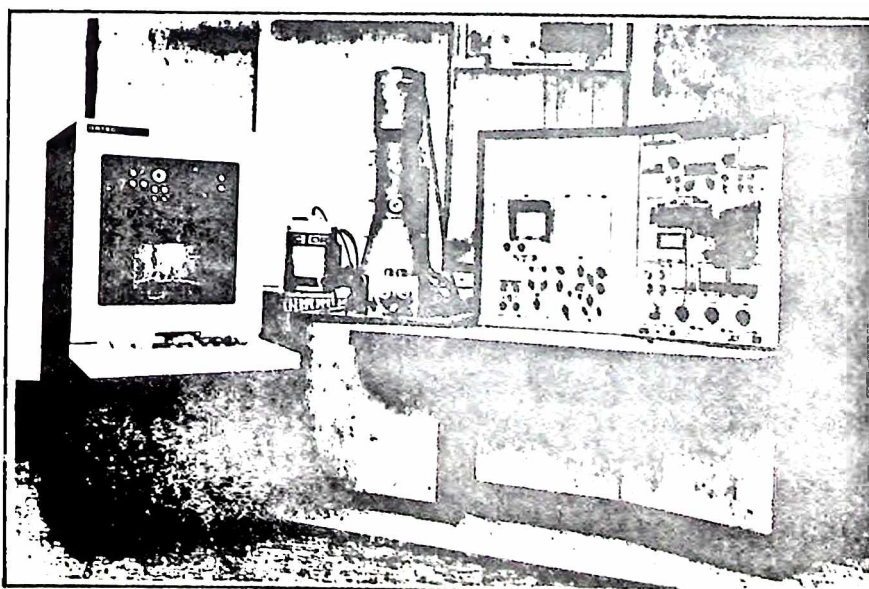
Sl.17. Zona suženja kod probe na zatezanje.



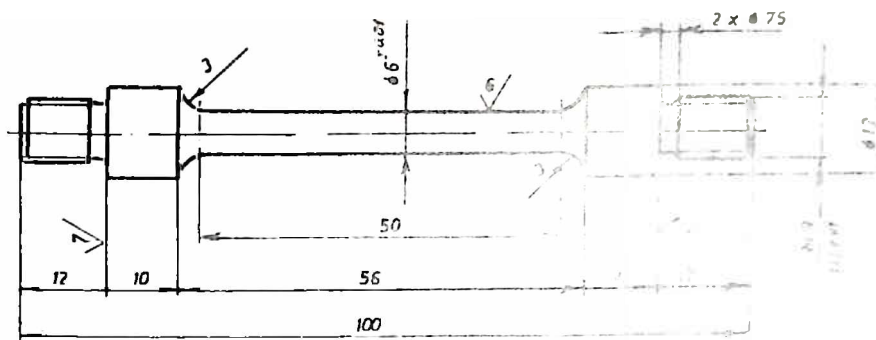
Sl.18. Izgled mašine za ispitivanje na uvijanje



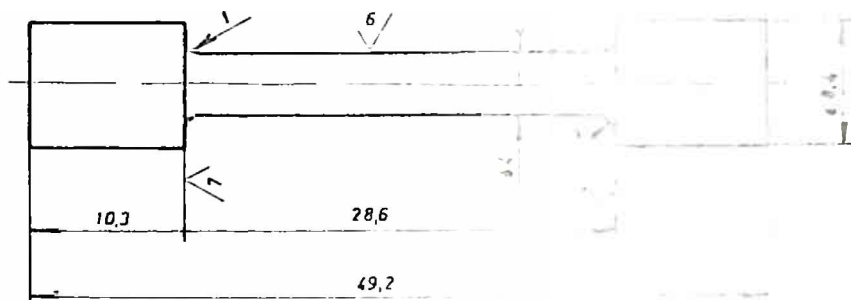
Sl.19. Izgled mašine za ispitivanje na zatezanje



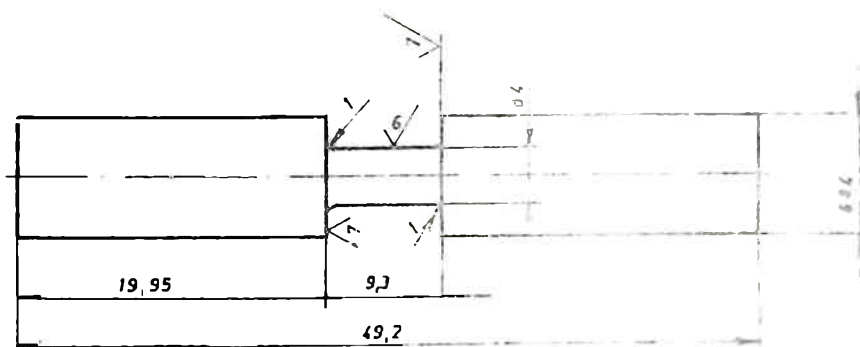
Sl. 20. Izgled Raster elektronskog mikroskopa



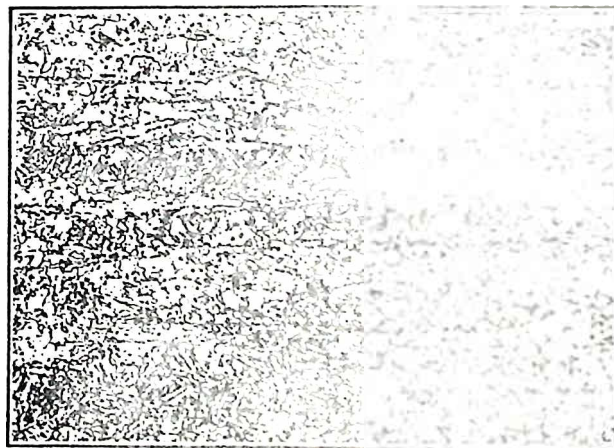
Sl. 21. Izgled probe na uvijanje.

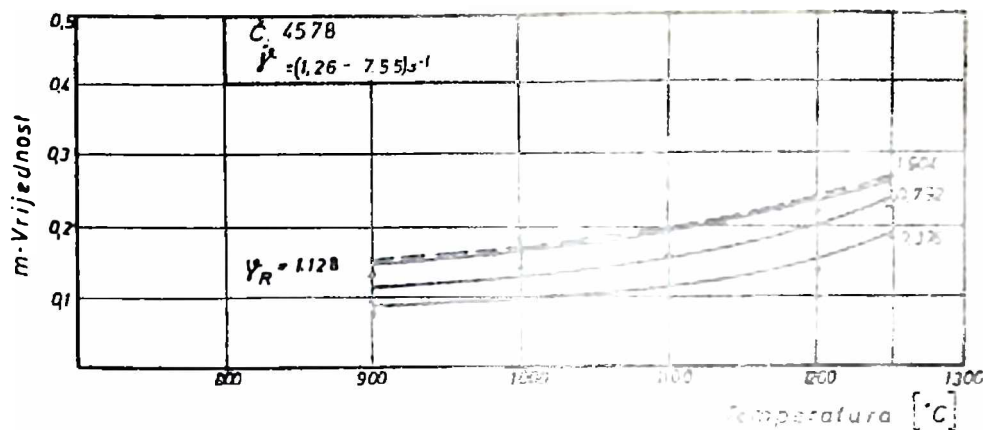


Sl. 22. Izgled probe na zatezanje

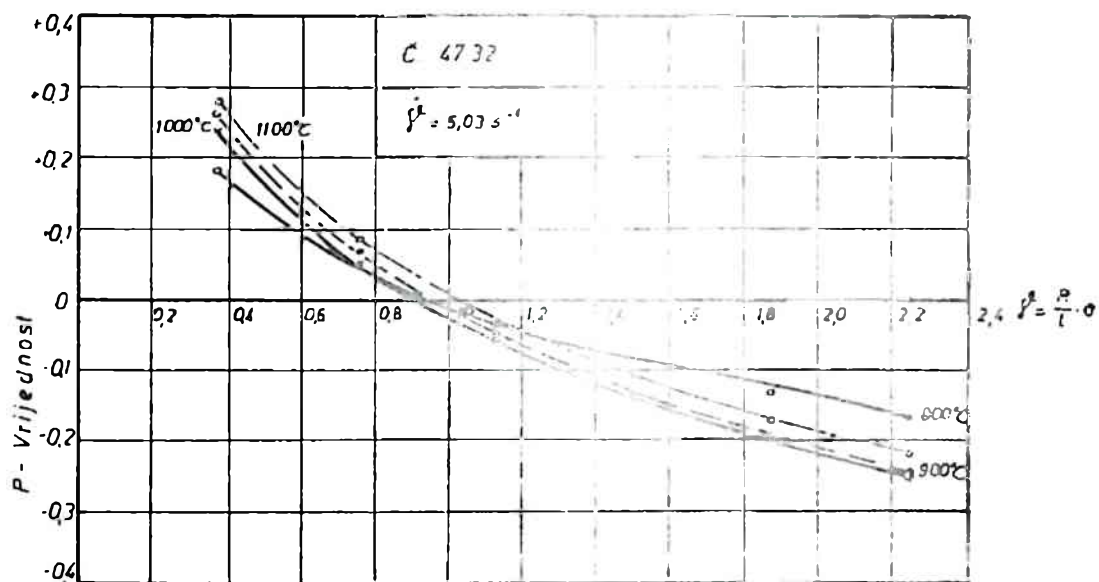


Sl. 23. Izgled kratke probe na zatezanje

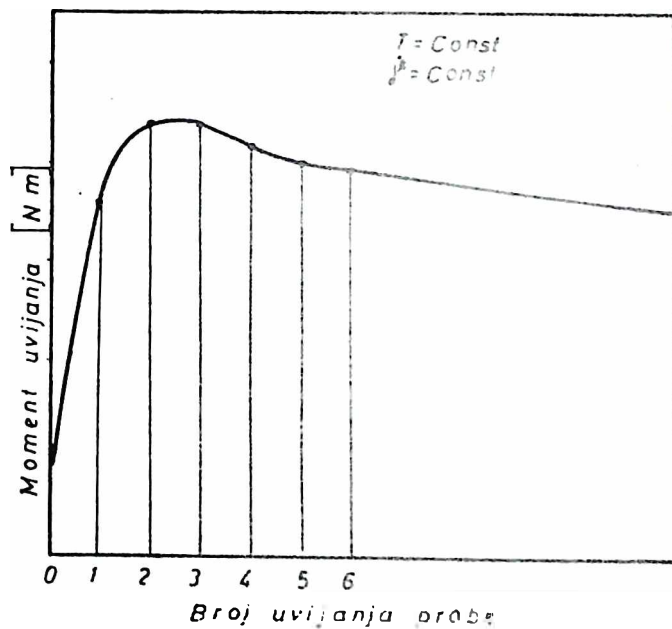
Sl. 24 Izgled mikrostrukture čelika Č. 4570,
T = 20°C, 500 x.



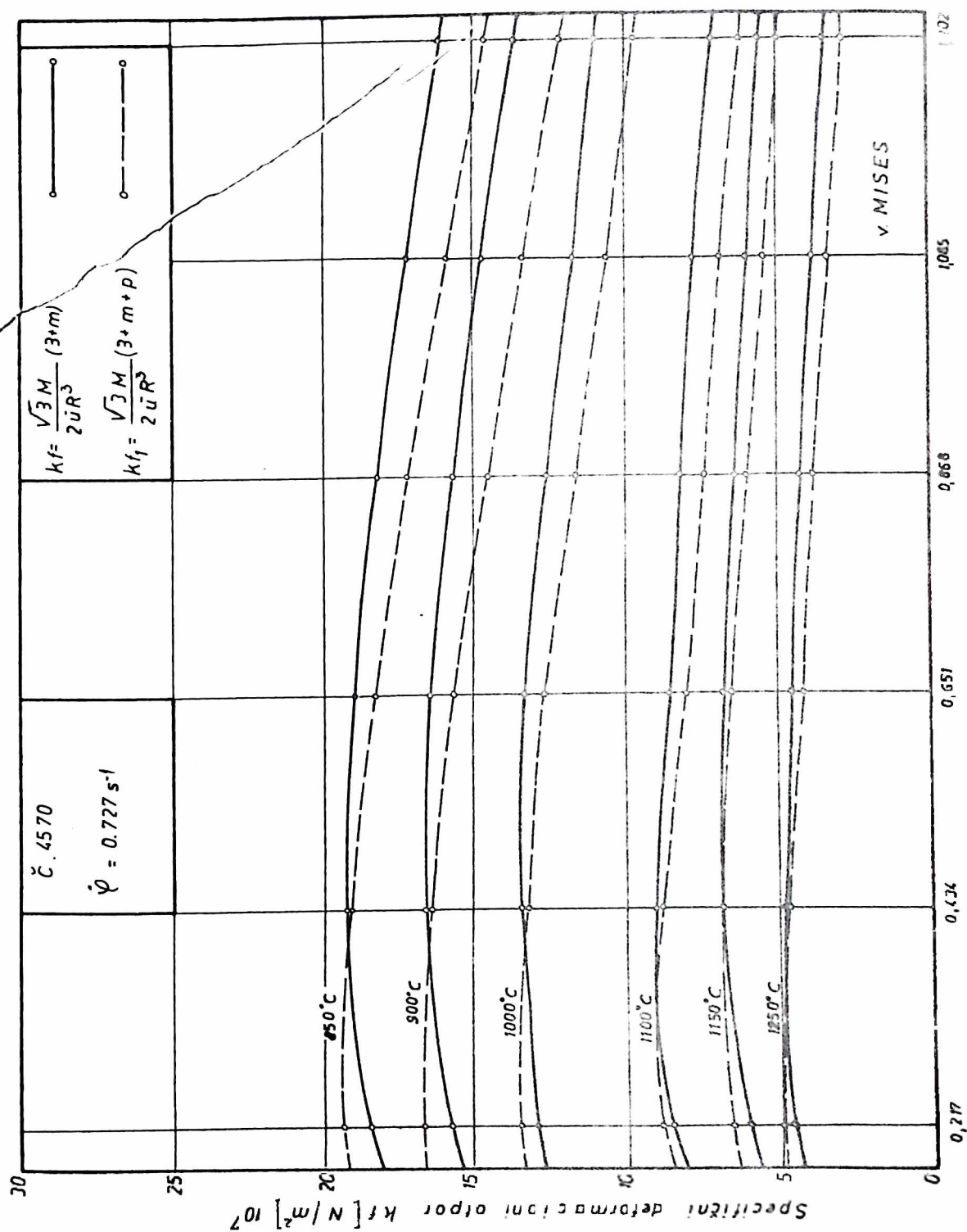
Sl. 25. Zavisnost m -vrijednosti od temperature pri različitim stepenima deformacije.



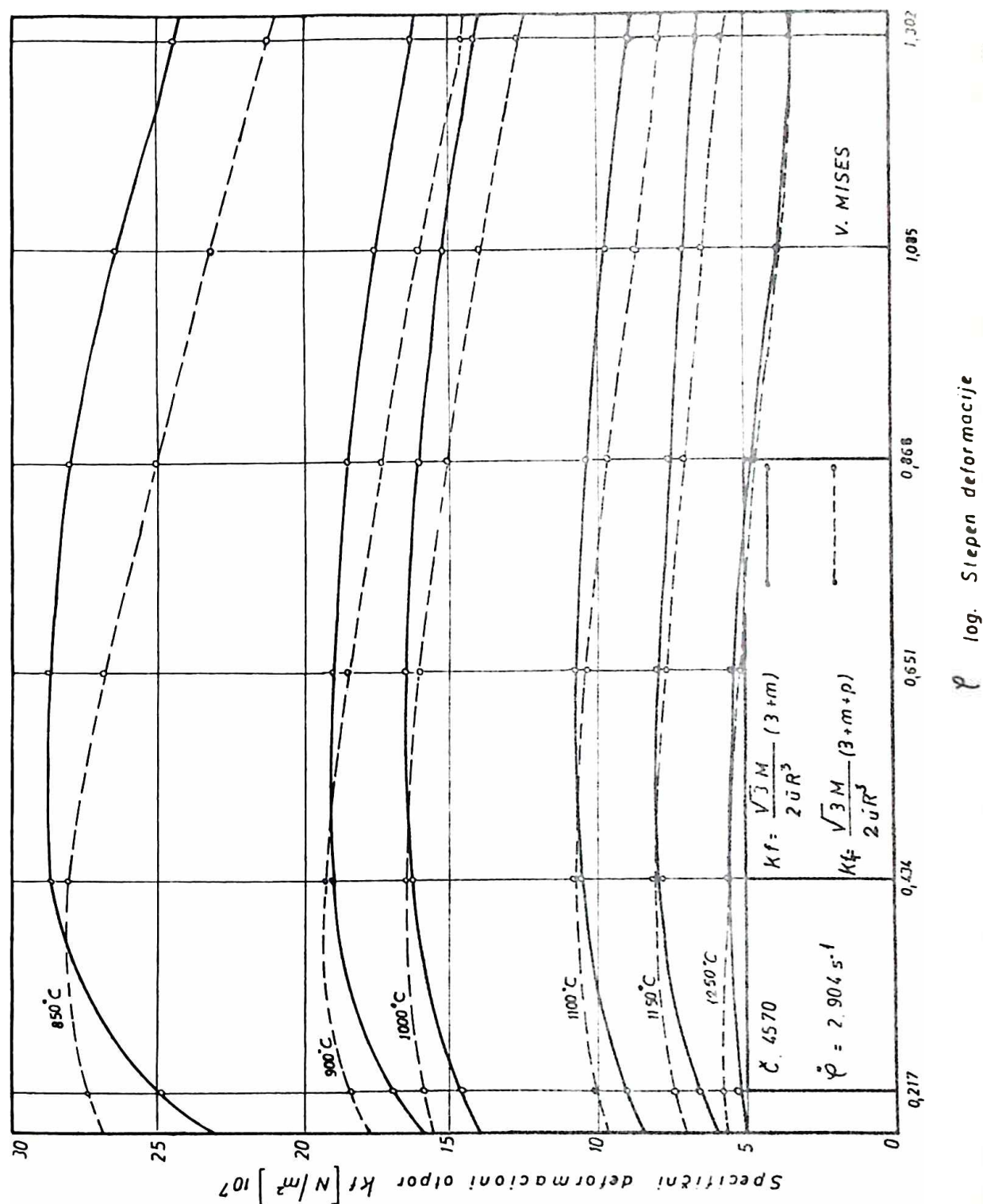
Sl. 26. Zavisnost p -vrijednosti od stepena deformacije pri različitim temperaturama.



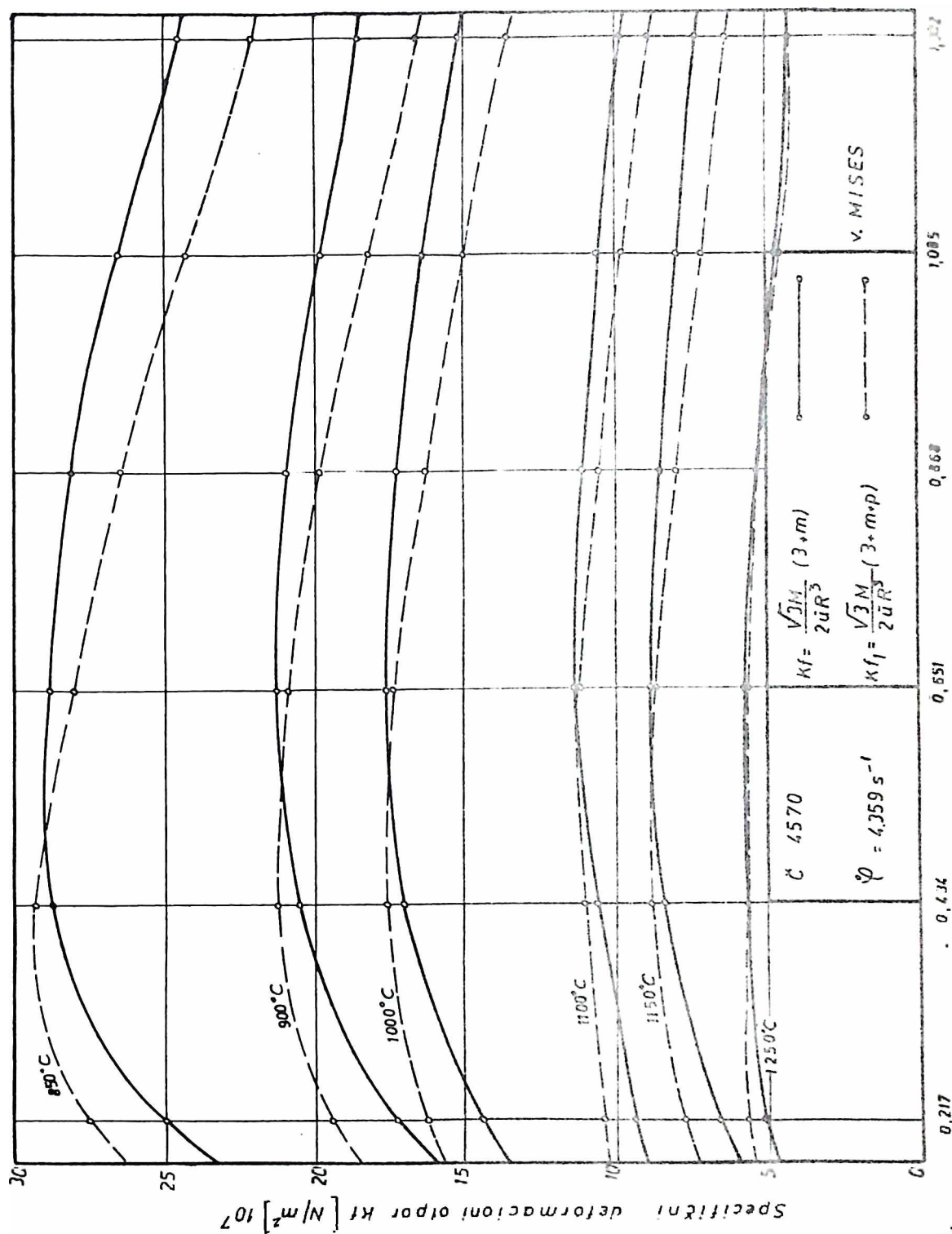
Sl.26a. Dijagram zavisnosti momenta uvijanja od stepena deformacije.



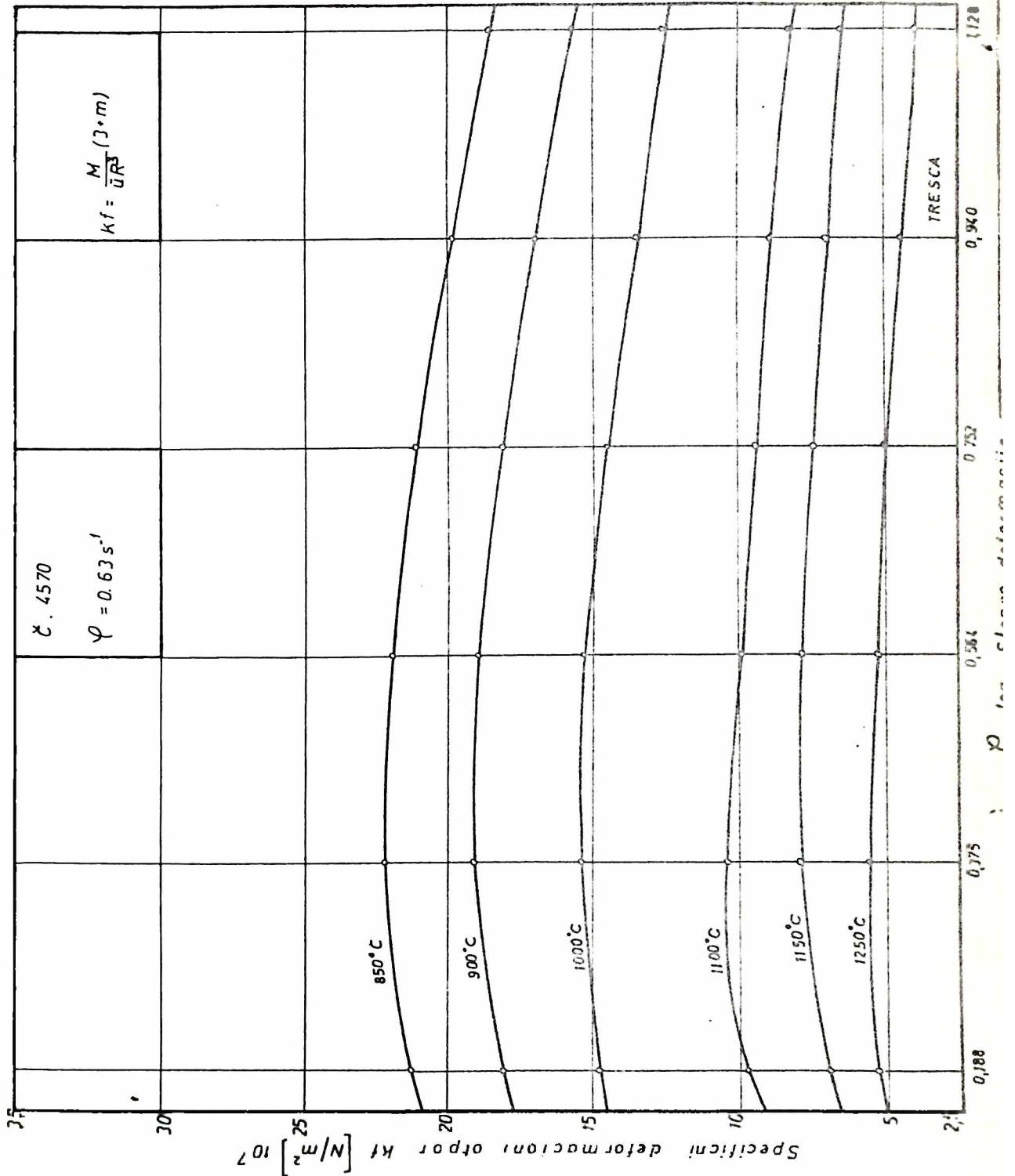
Sl.27. Krive tečenja za čelik Č.4570 pri brzini deformacije od $0,727 \text{ s}^{-1}$ i temperaturama od 850-1250°C prema Misesovom kriteriju tečenja



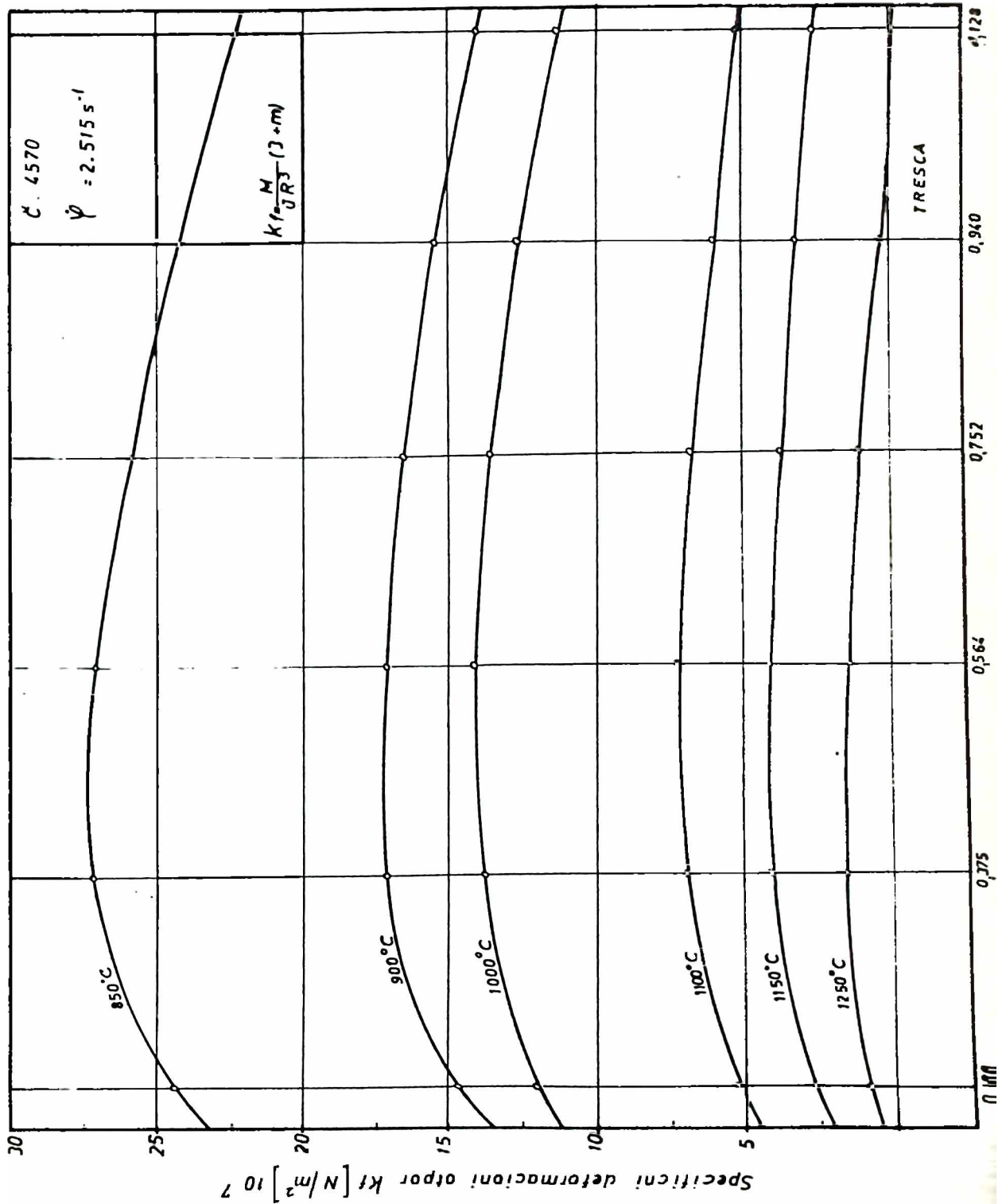
Sl.28. Krive tečenja za čelik Č.4570 pri brzini deformacije od $2,904 s^{-1}$ i temperaturama od 850-1250°C prema Misesovom kriterijumu tečenja



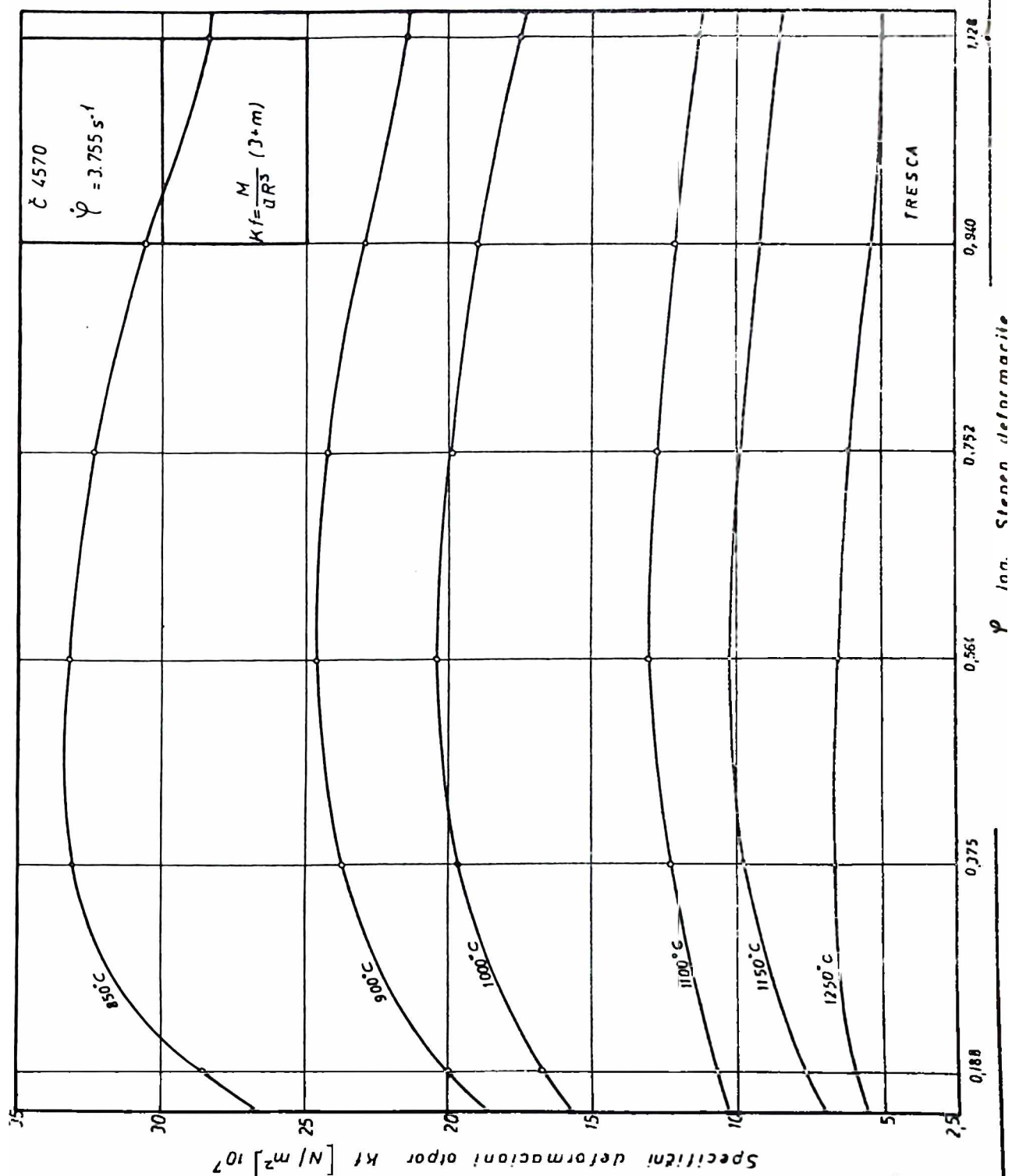
Sl.29. Krive tečenja za čelik Č.4570 pri brzini deformacije od $4,359 \text{ s}^{-1}$ i temperaturama od $850-1250^\circ\text{C}$ prema Misesovom kriterijumu tečenja



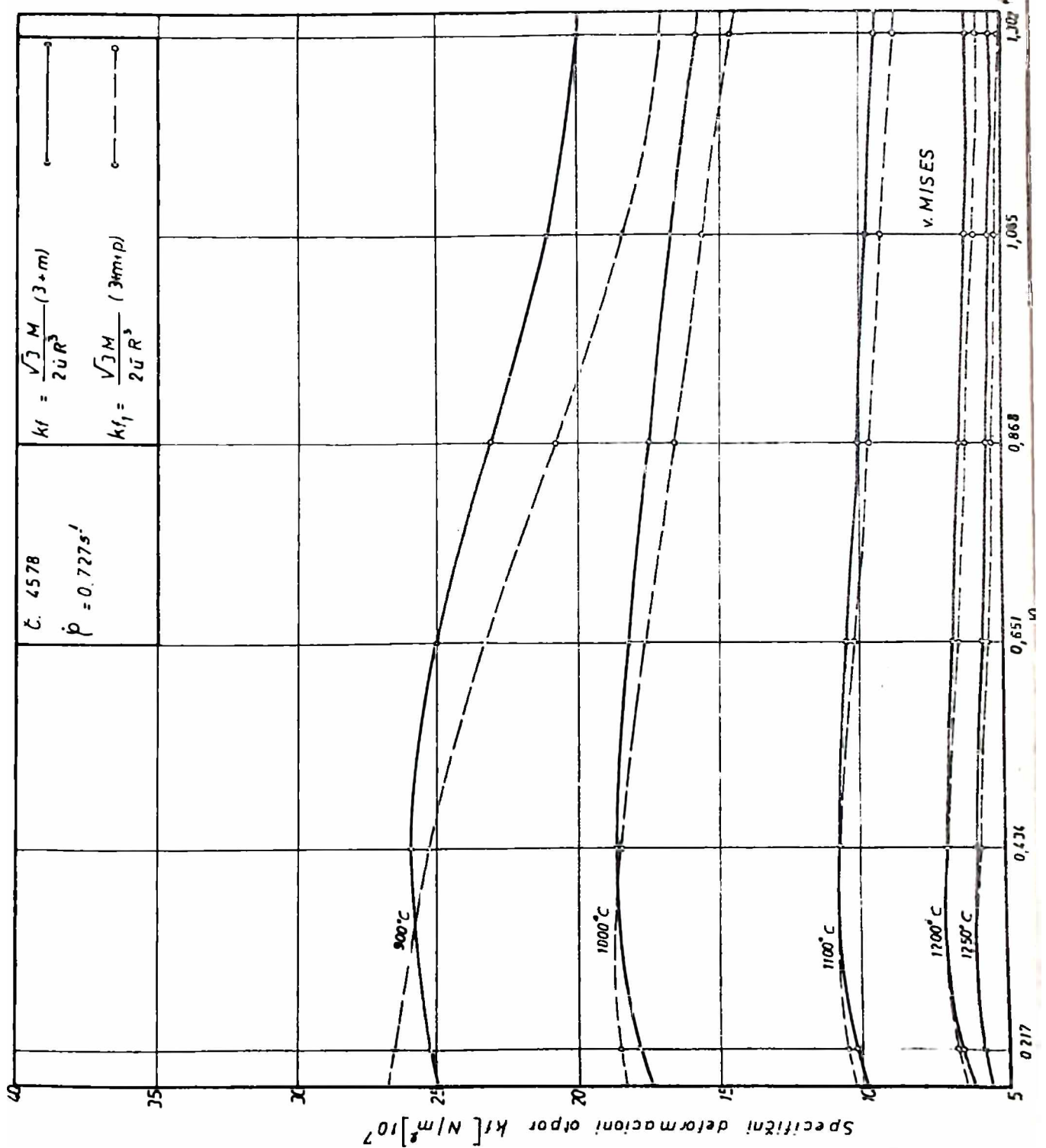
Sl.30. Krive tečenja za čelik Č.4570 pri brzini deformacije od $0,63 \text{ s}^{-1}$ i temperaturama od $850\text{--}1250^\circ\text{C}$ prema Trescinom kriterijumu tečenja



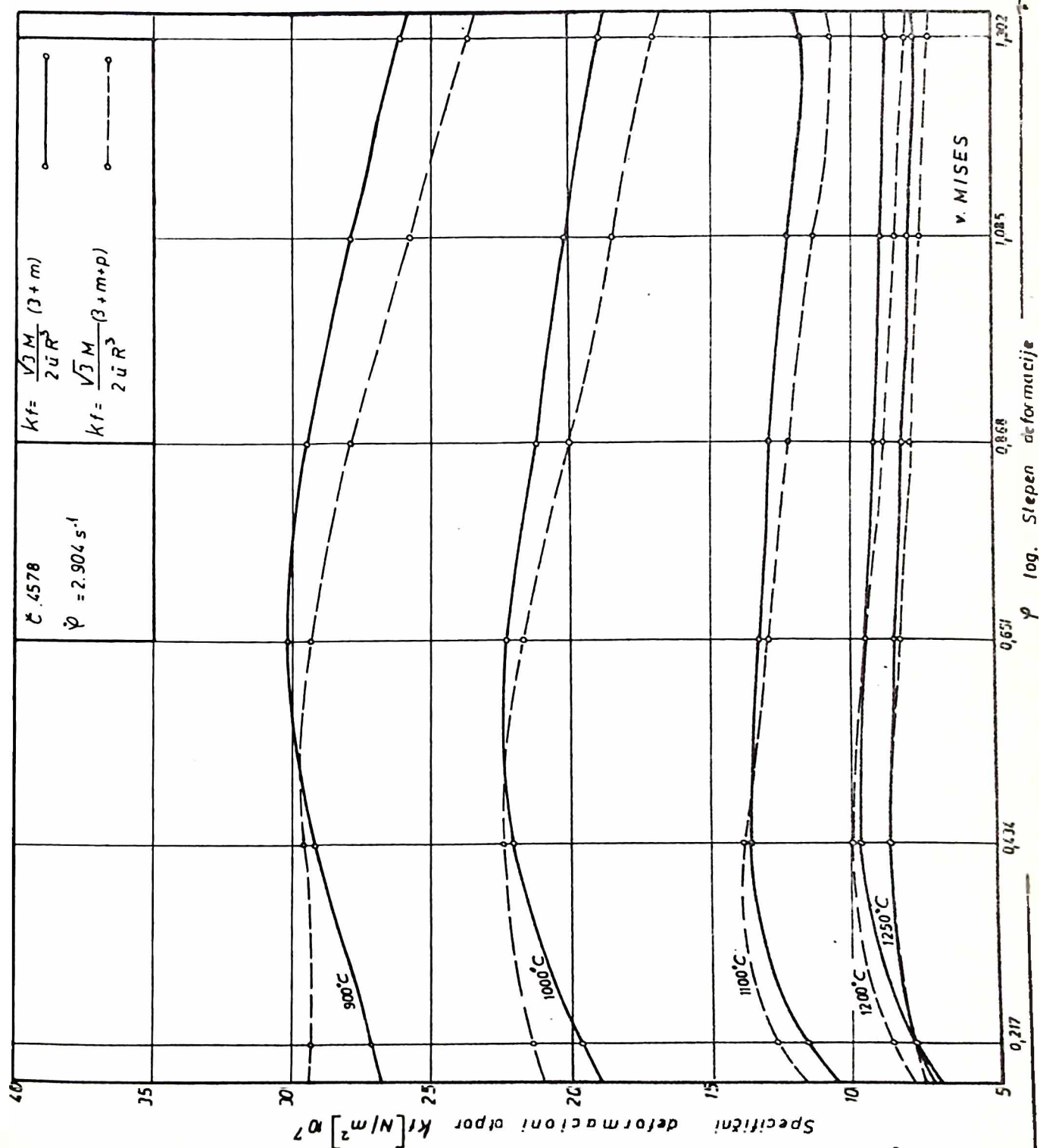
S1.31. Krive tečenja za čelik Č.4570 pri brzini deformacije od $2,515 \text{ s}^{-1}$ i temperaturama od 850–1250°C prema Trescinom kriterijumu tečenja



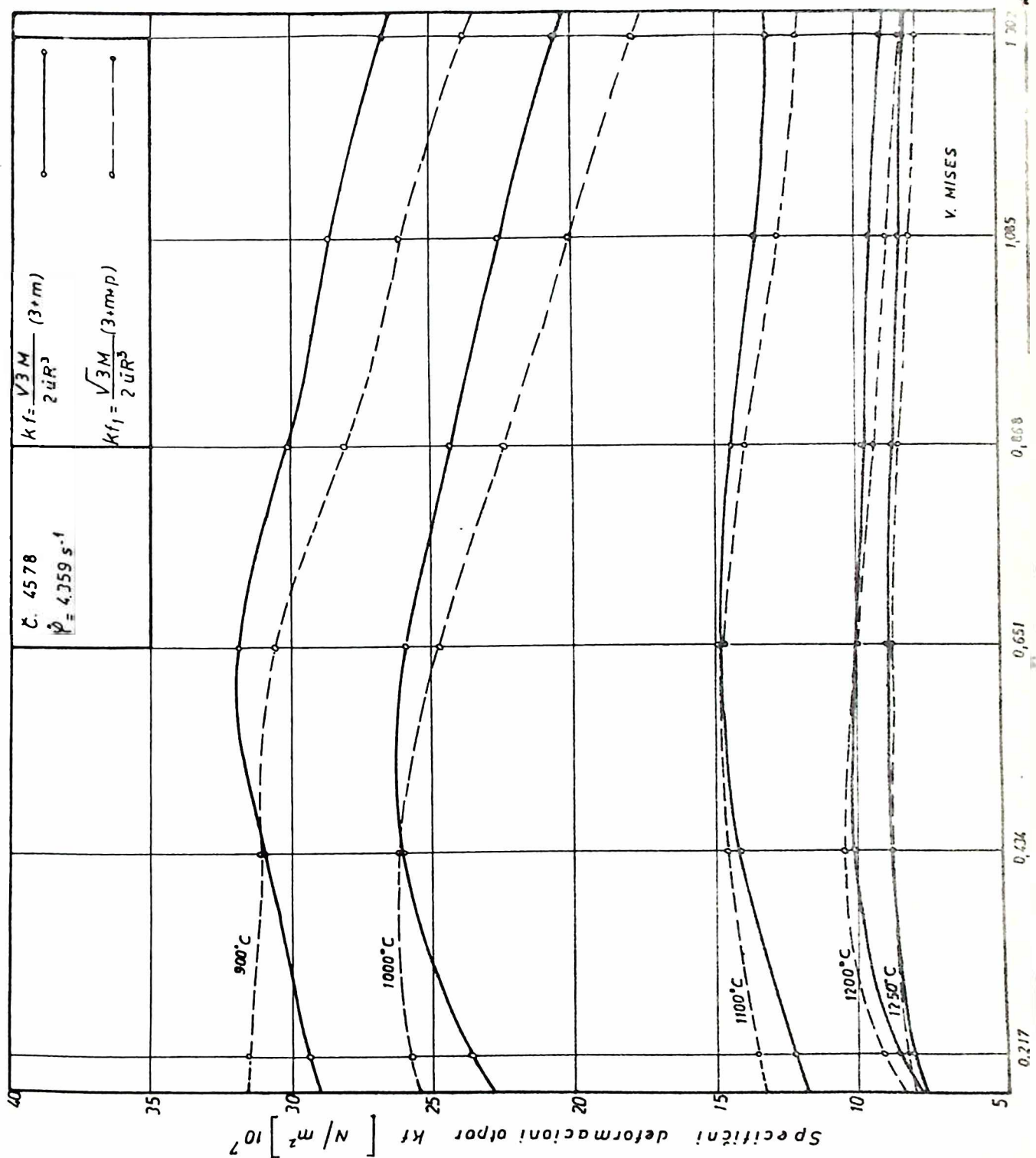
Sl.32. Krive tečenja za čelik Č.4570 pri brzini deformacije od $3,755 \text{ s}^{-1}$ i temperaturama od 850–1250°C prema Trescinom kriterijumu tečenja



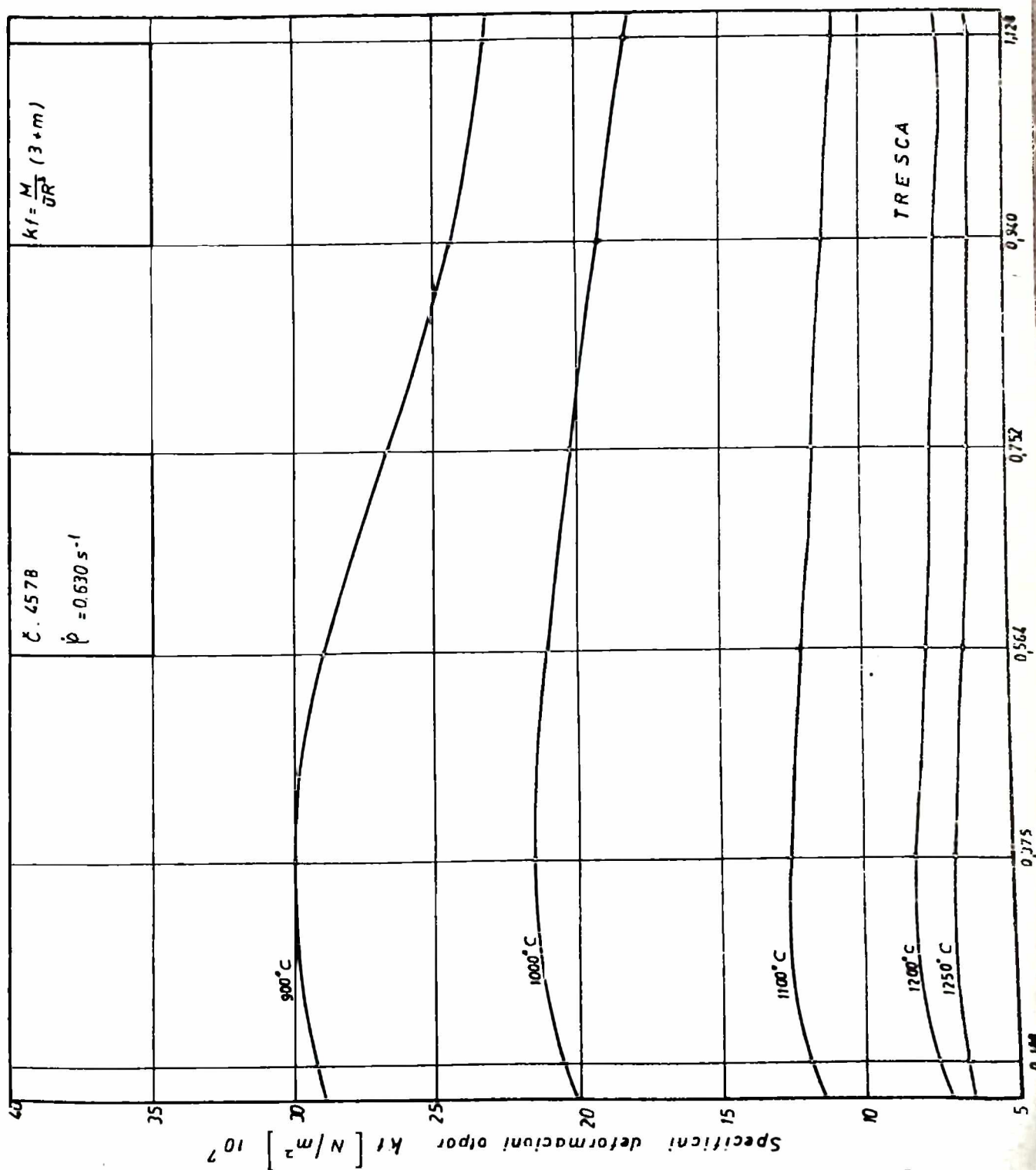
Sl.33. Krive tečenja za čelik Č.4578 pri brzini deformacije od $0,727s^{-1}$ i temperaturama od 900-1250°C prema Misesovom kriterijumu tečenja



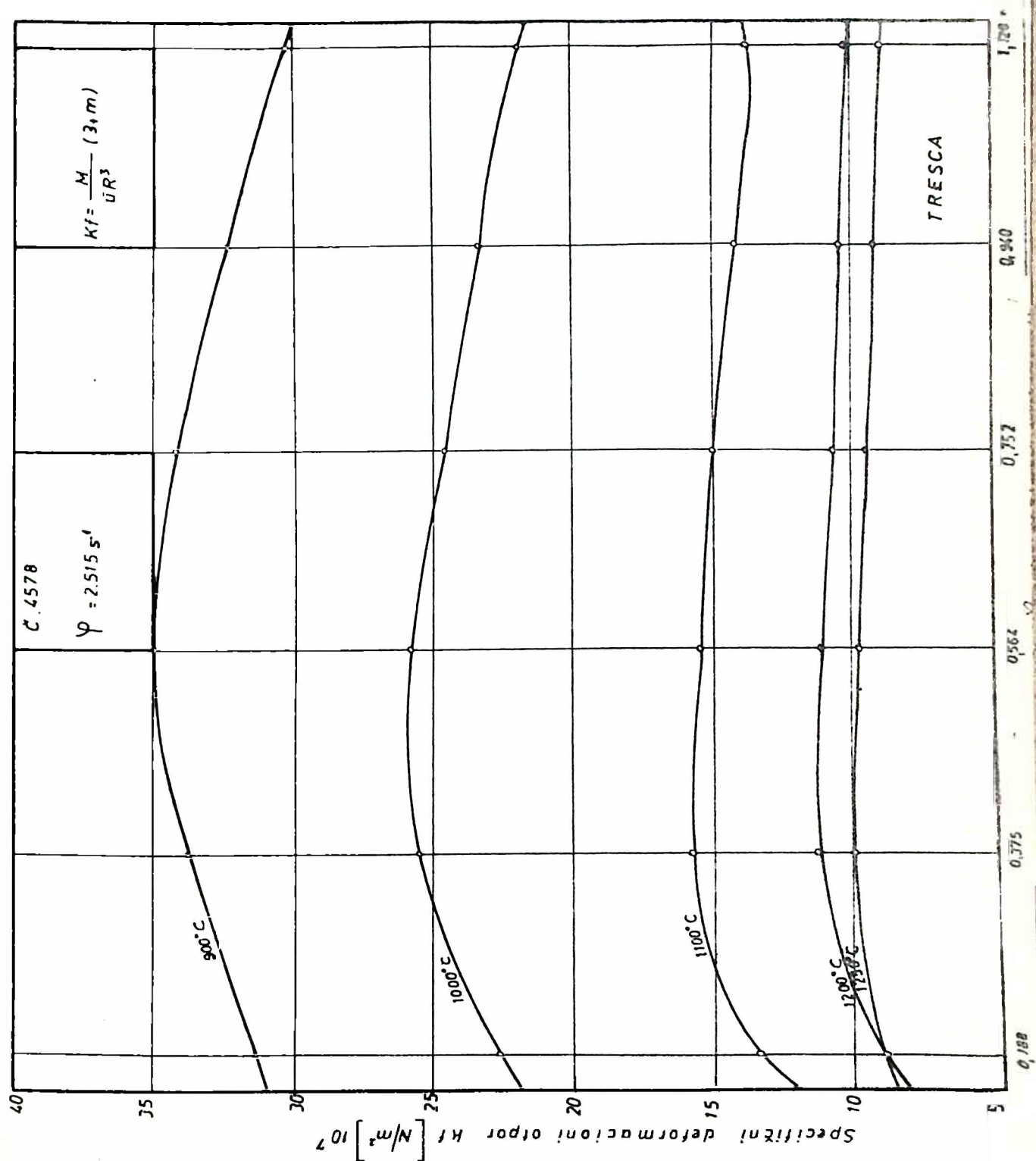
Sl.34. Krive tečenja za čelik Č.4578 pri brzini deformacije od $2,904 s^{-1}$ i temperaturama od 900-1250°C prema Misesovom kriterijumu tečenja



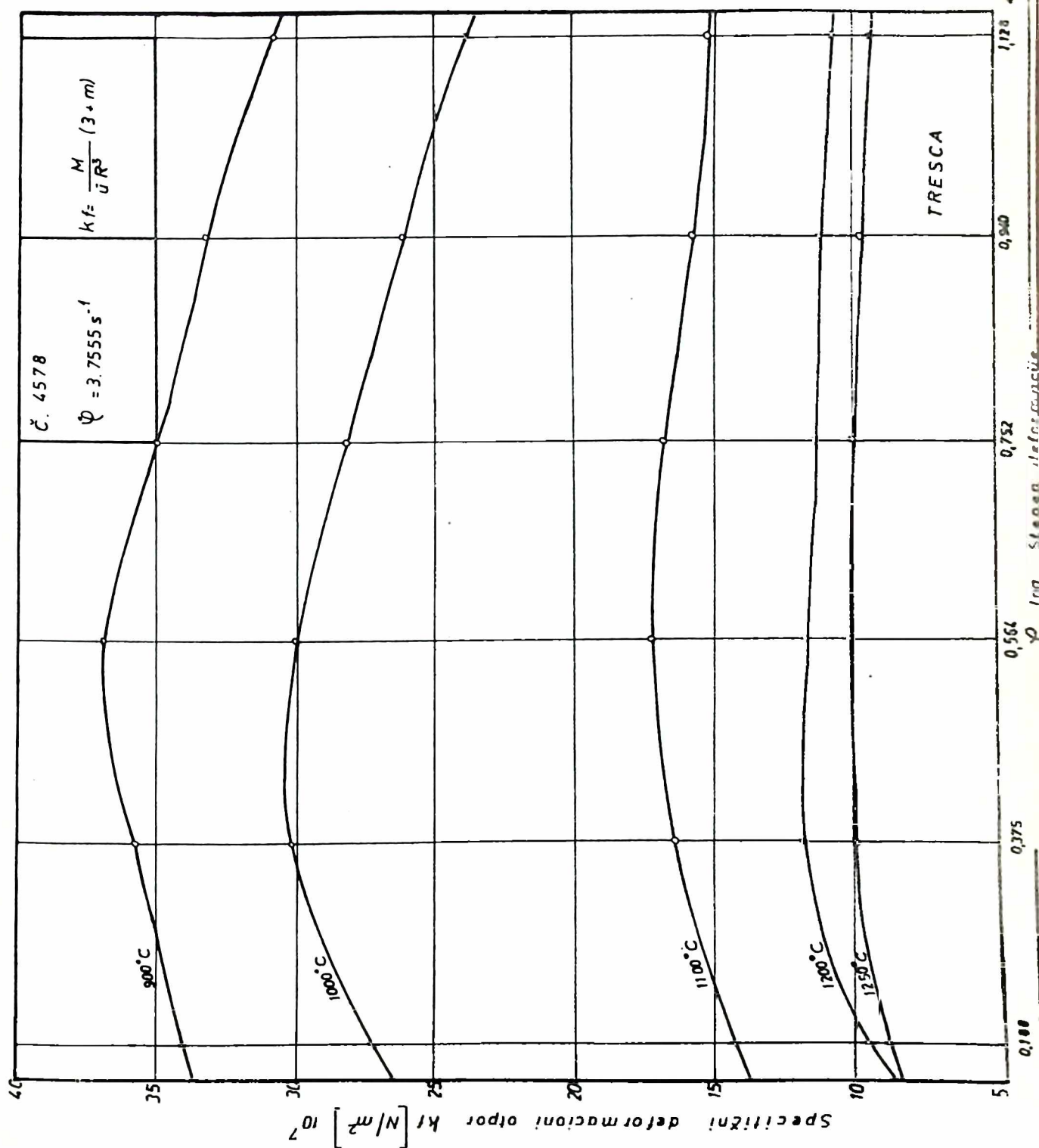
Sl.35. Krive tečenja za čelik Č.4578 pri brzini deformacije od $4,359 \text{ s}^{-1}$ i temperaturama od 900-1250°C prema Misesovom kriterijumu tečenja



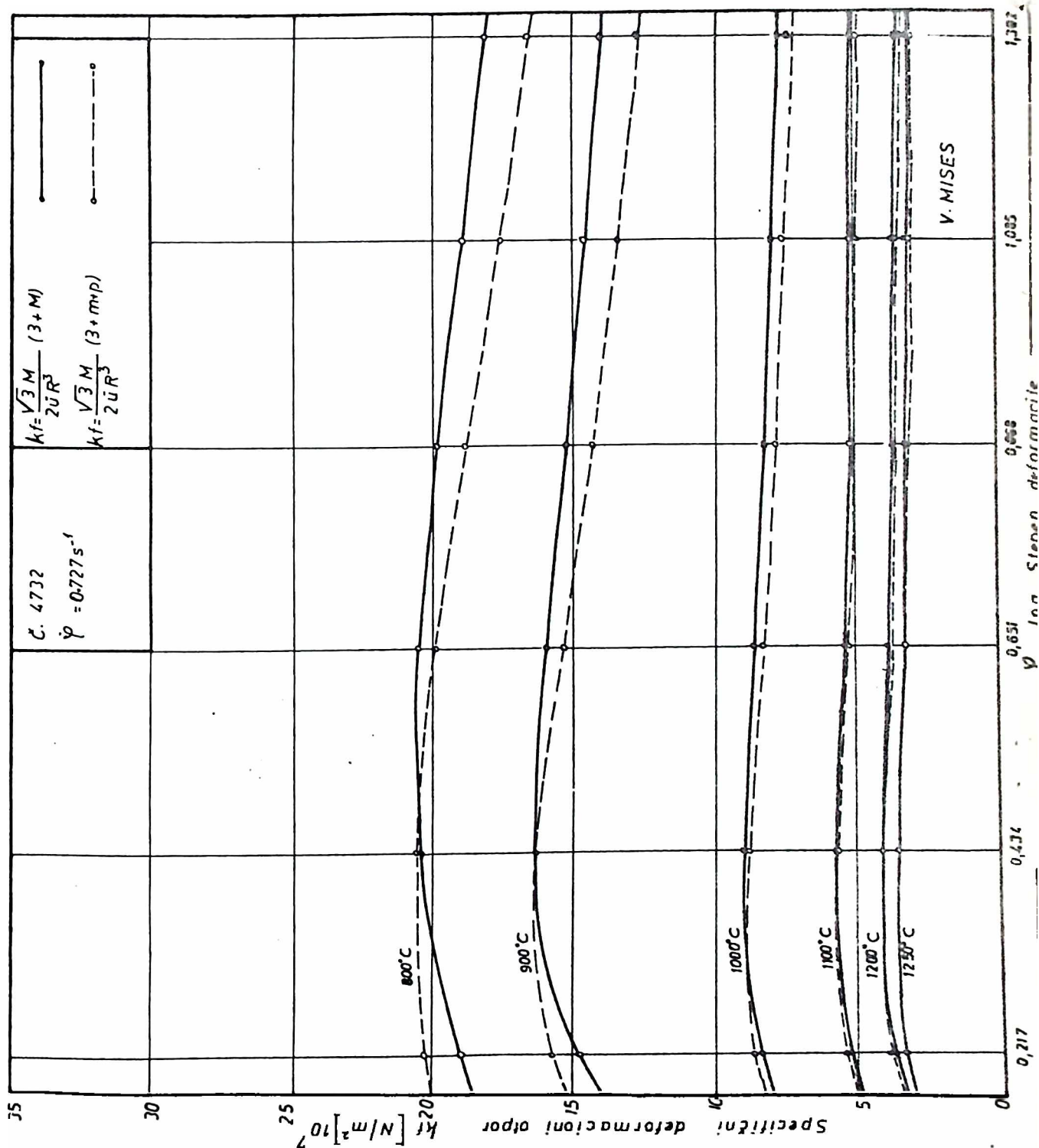
Sl.36. Krive tečenja za čelik Č.4578 pri brzini deformacije od $0,630 s^{-1}$ i temperaturama 900–1250°C prema Trescino kriterijumu tečenja



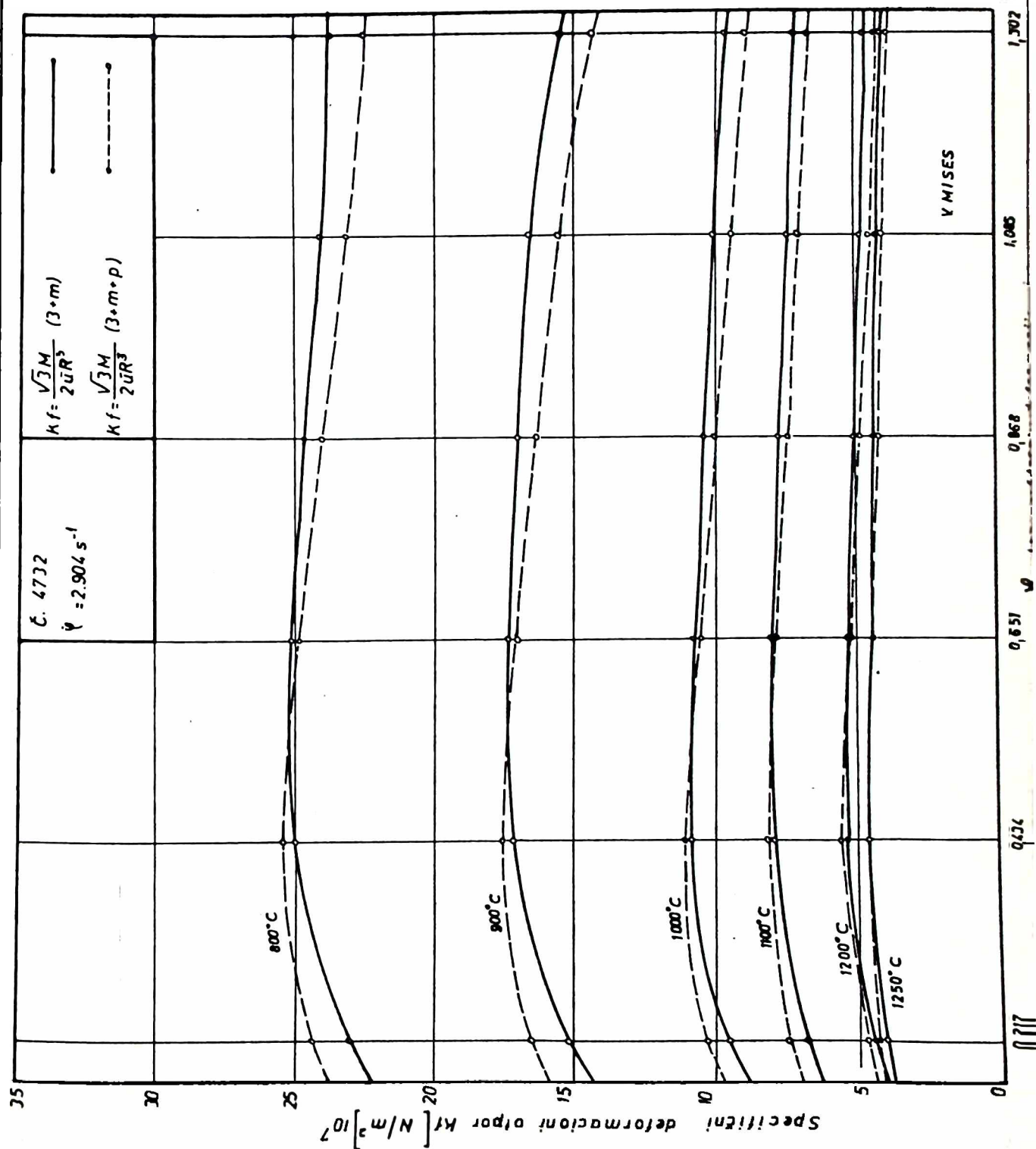
Sl.37. Krive tečenja za čelik Č.4578 pri brzini deformacije od $2,515 \text{ s}^{-1}$ i temperaturama od 900-1250°C prema Trescinom kriterijumu tečenja



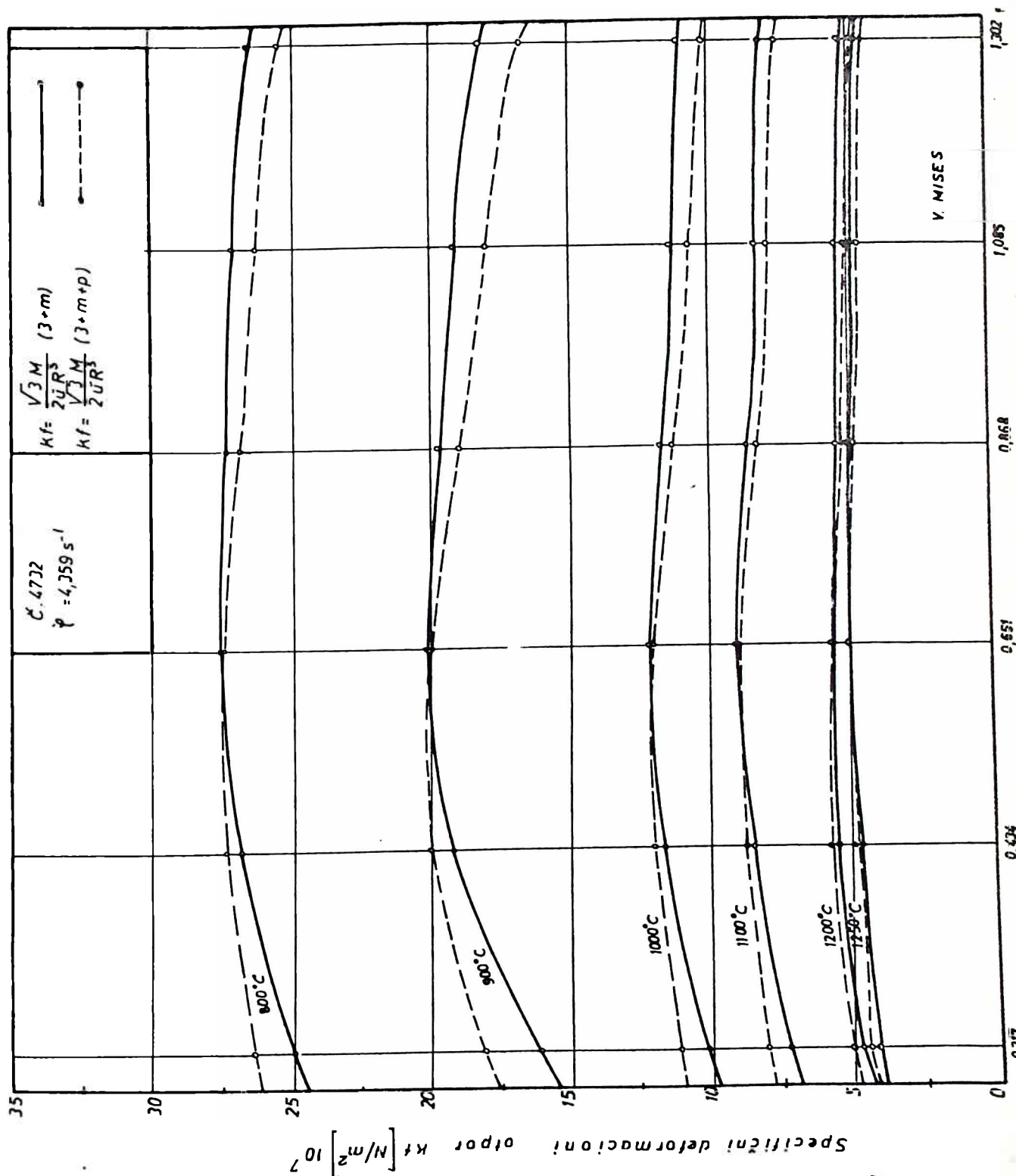
Sl.38. Krive tečenja za čelik Č.4578 pri brzini deformacije od $3,755 \text{ s}^{-1}$ i temperaturama od $900-1250^\circ\text{C}$ prema Trescinom kriterijumu tečenja



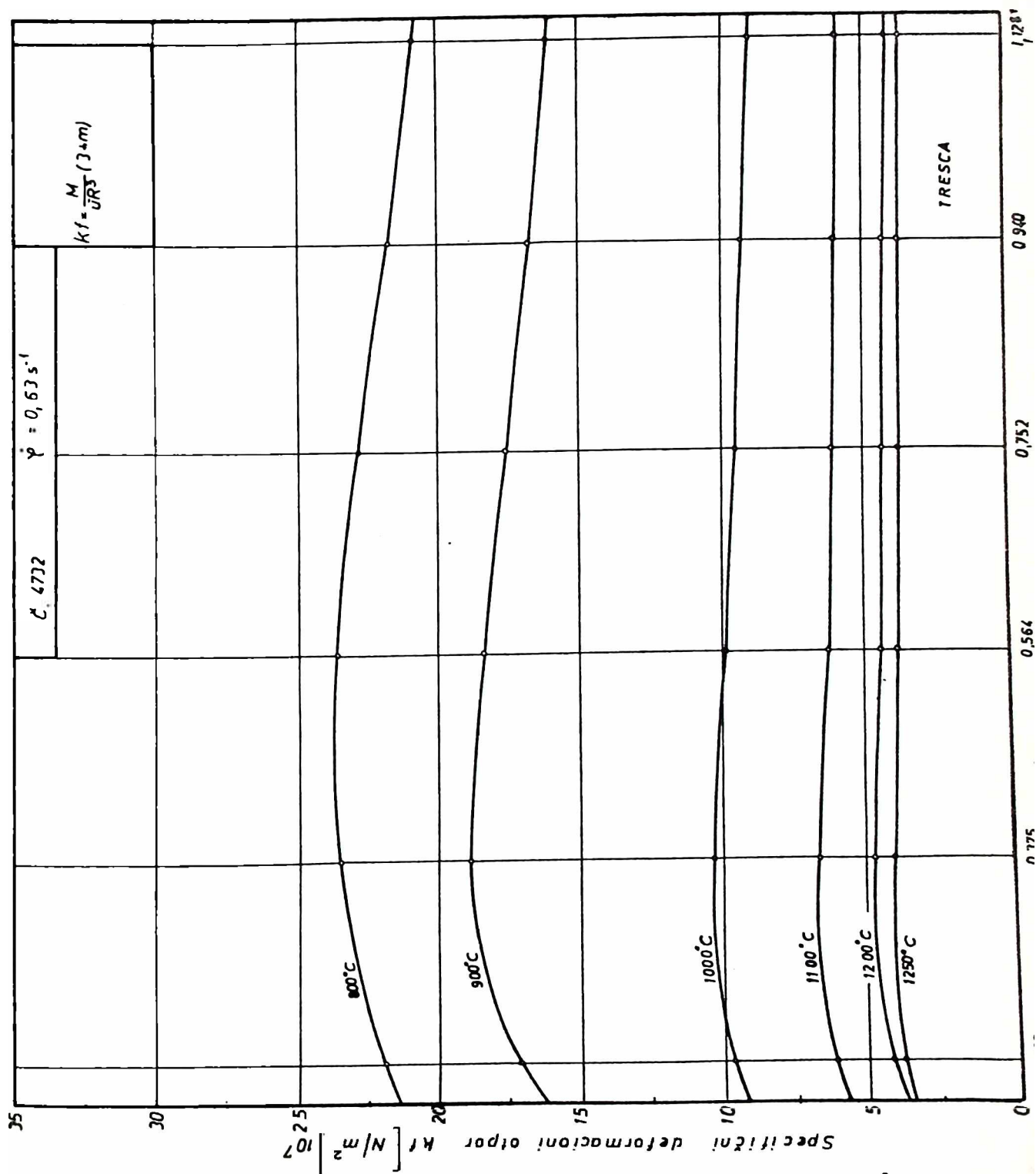
Sl. 39. Krive tečenja za čelik Č.4732 pri brzini deformacije od $0,727 s^{-1}$ i temperaturama od 800–1250 °C prema Misesovom kriterijumu tečenja



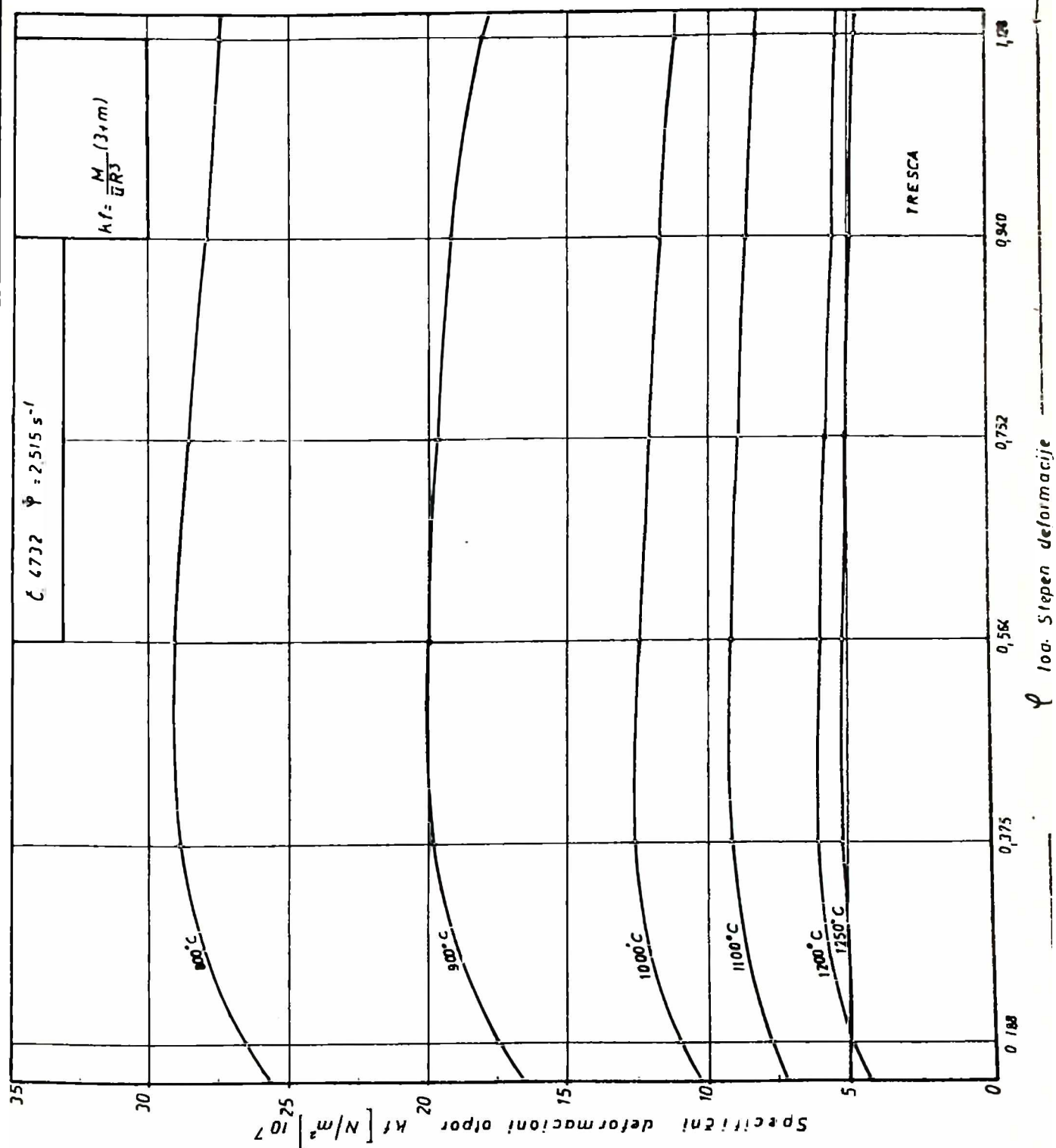
Sl. 40. Krive tečenja za čelik Č. 4732 pri brzini deformacije od $2,904 s^{-1}$ i temperaturama od 800–1250°C prema Misesovom kriterijumu tečenja *



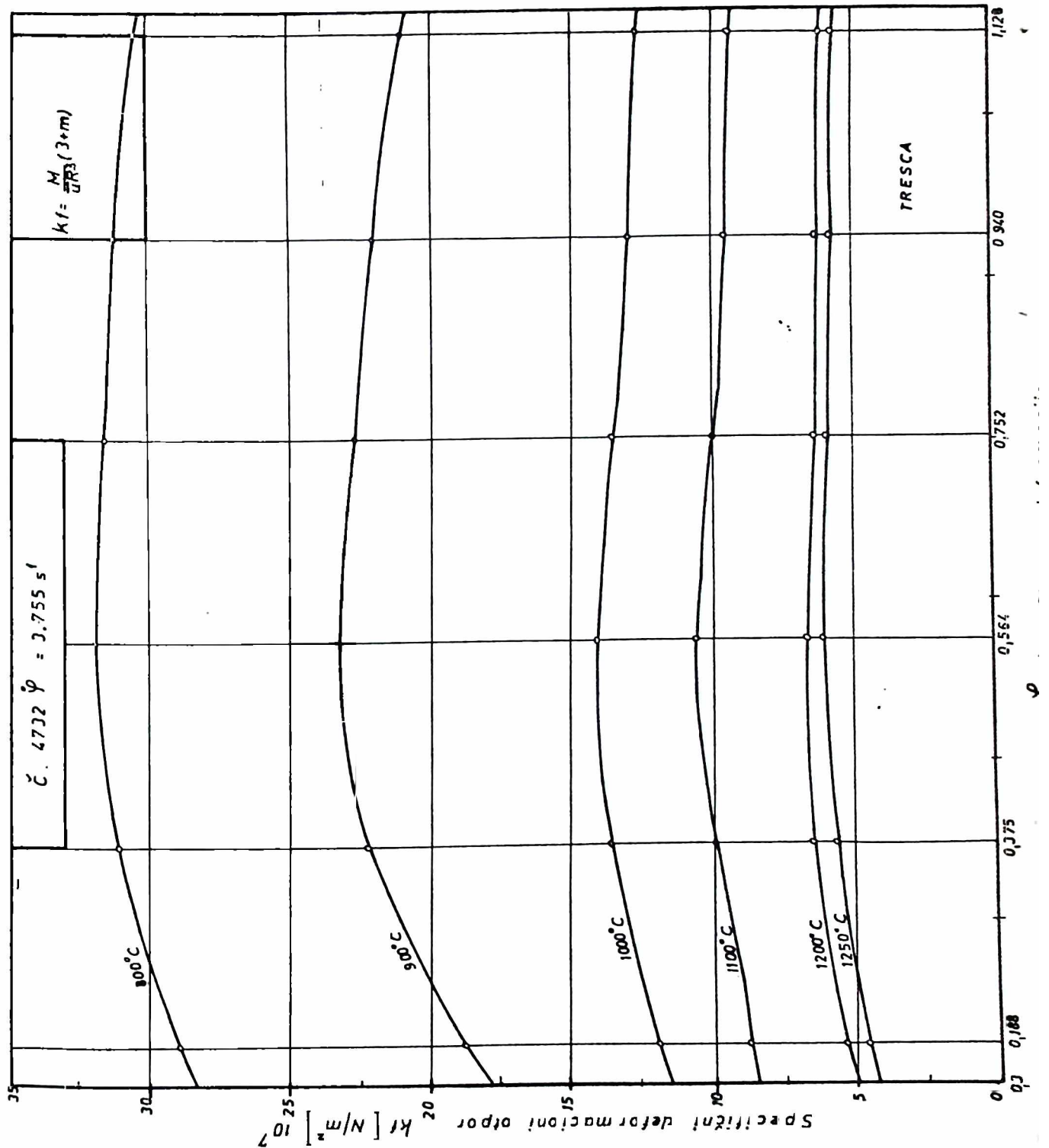
Sl. 41. Krive tečenja za čelik Č. 4732 pri brzini deformacije od $4,359 s^{-1}$
 i temperaturama od 800-1250°C prema Misesovom kriterijumu tečenja



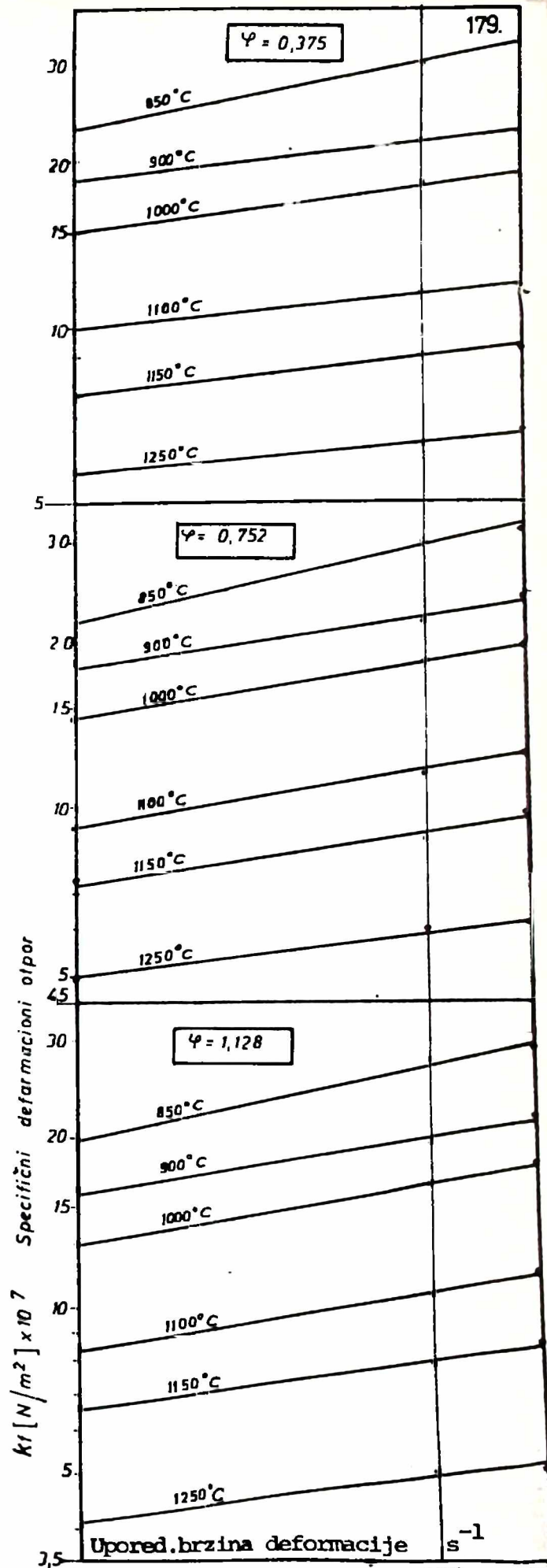
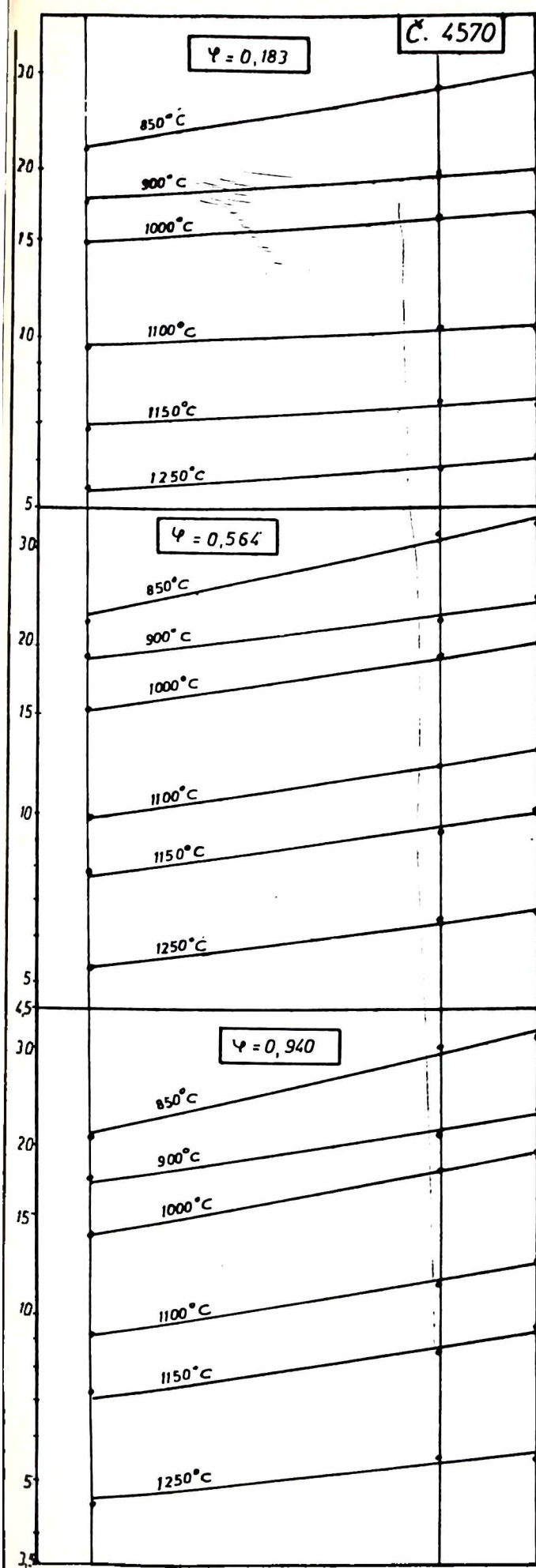
Sl.42. Krive tečenja za čelik Č.4732 pri brzini deformacije od $0,63 \text{ s}^{-1}$ i temperaturama od 800–1250°C prema Treskinom kriterijumu tečenja



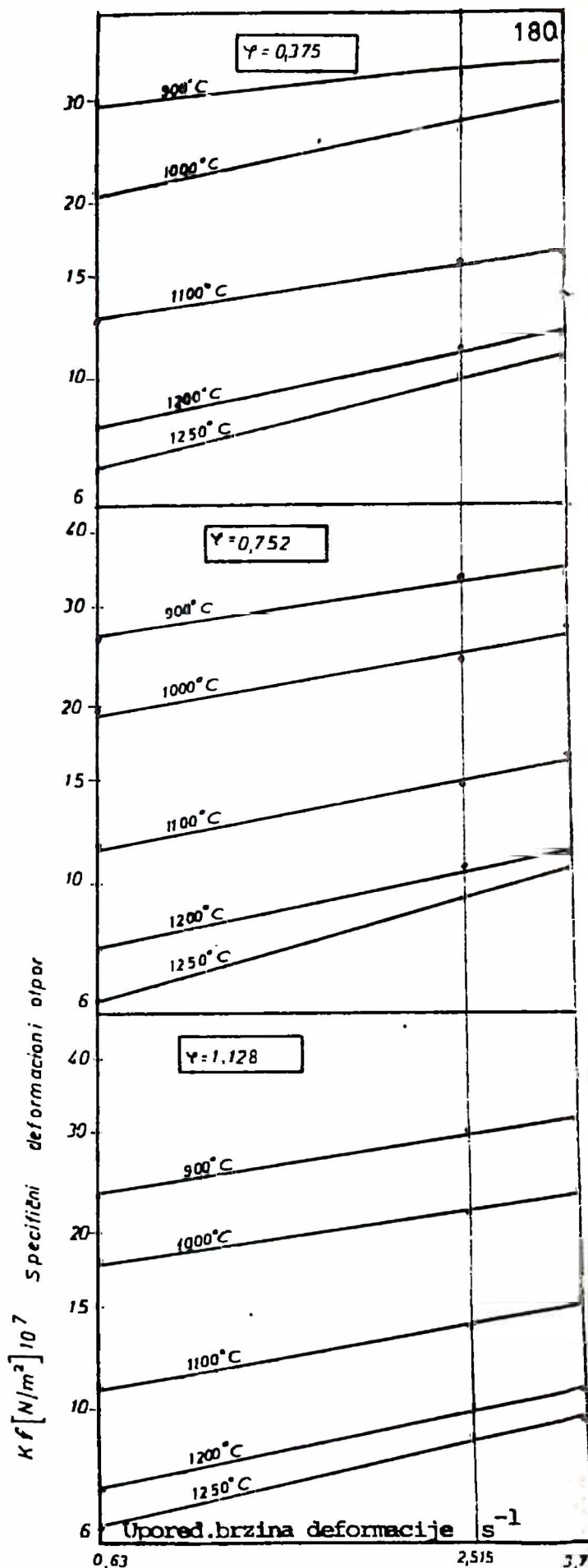
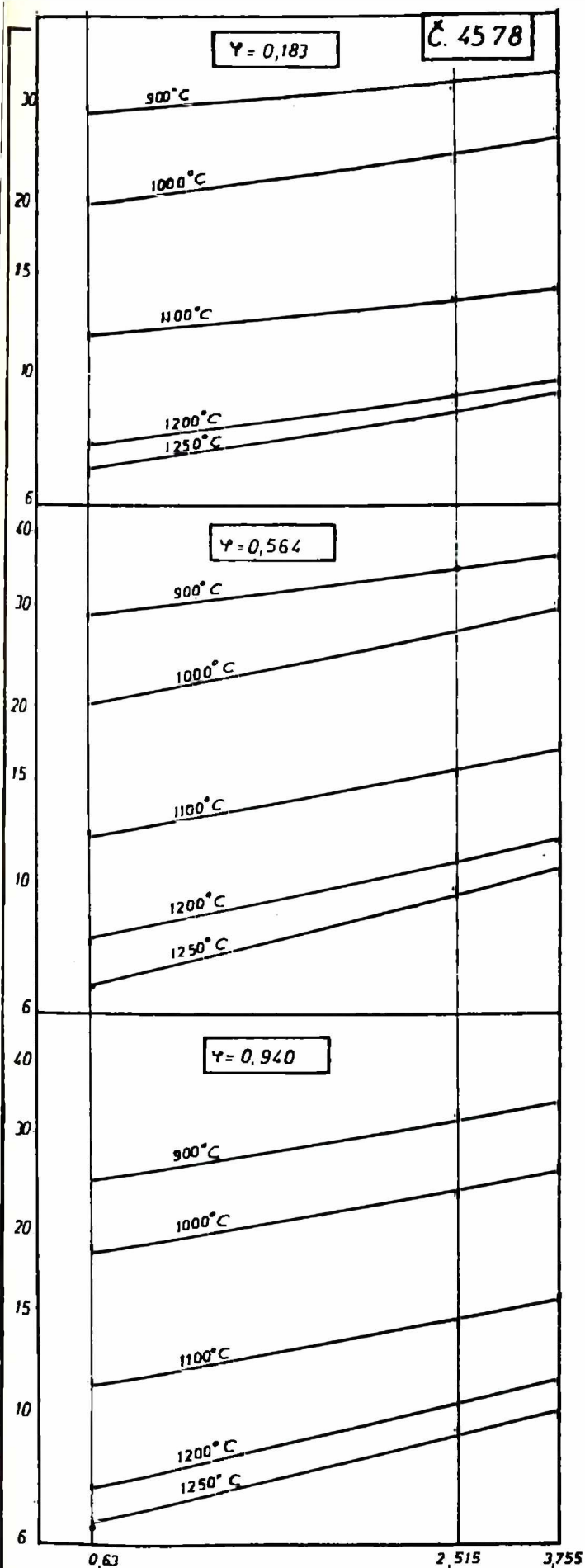
Sl.43. Krive tečenja za čelik Č.4732 pri brzini deformacije od $2,515 \text{ s}^{-1}$ i temperaturama od 800–1250°C prema Trescinom kriterijumu tečenja



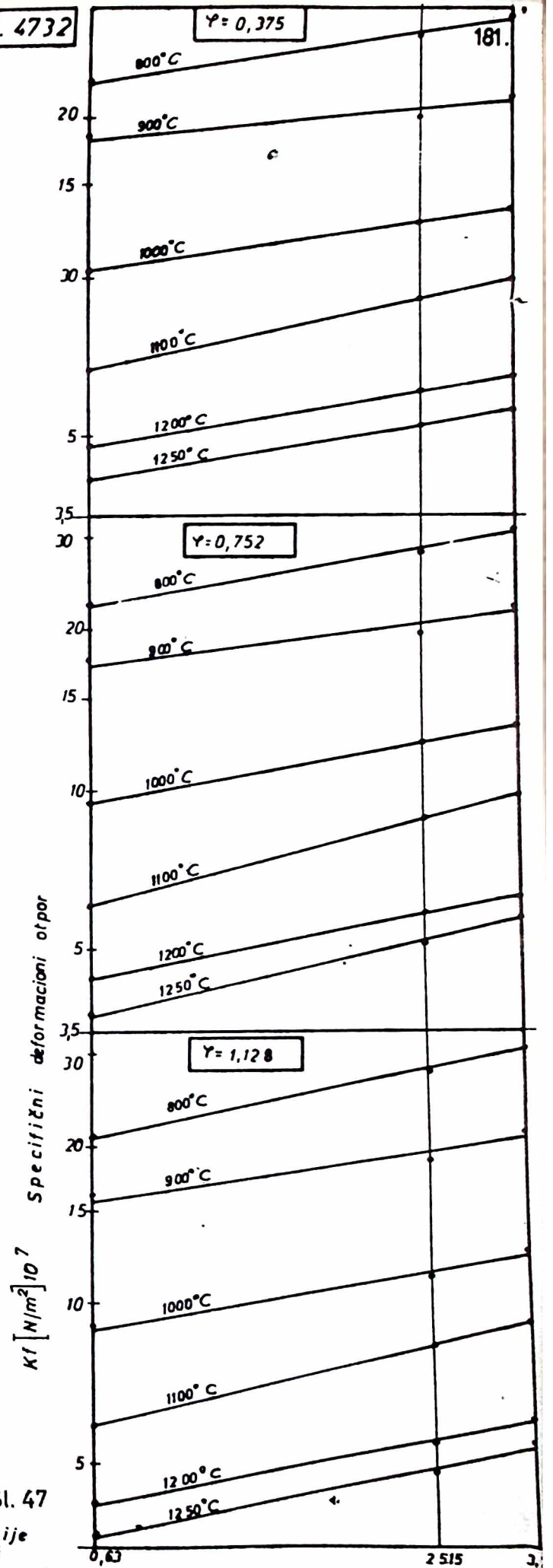
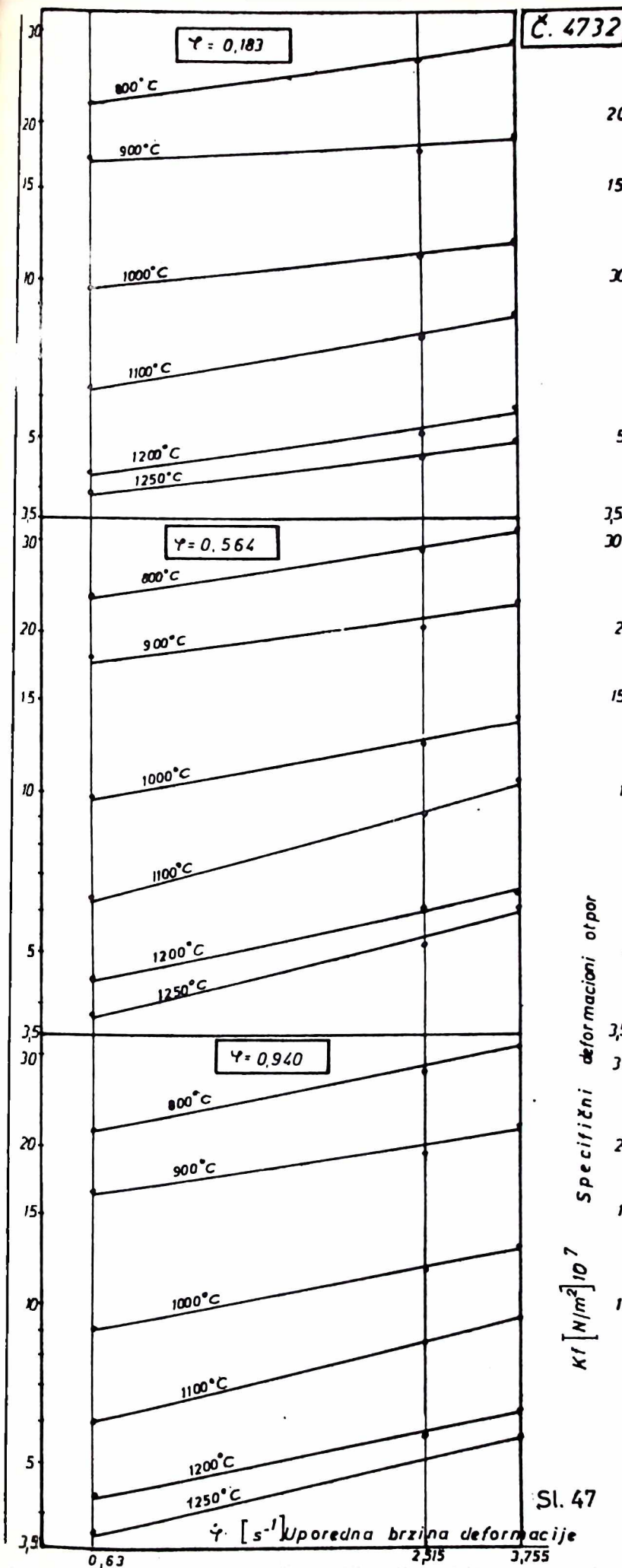
Sl.44. Krive tečenja za čelik Č.4732 pri brzini deformacije od $3,755 \text{ s}^{-1}$ i temperaturama od $800-1250^\circ\text{C}$ prema Trescinom kriterijumu tečenja



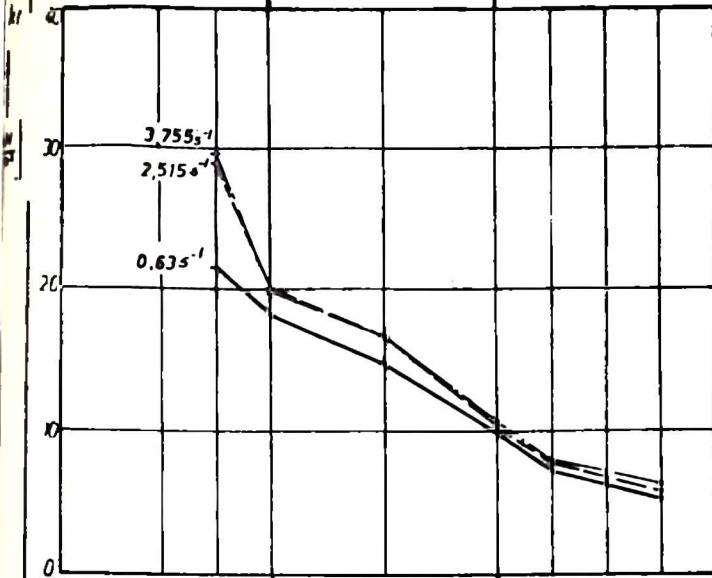
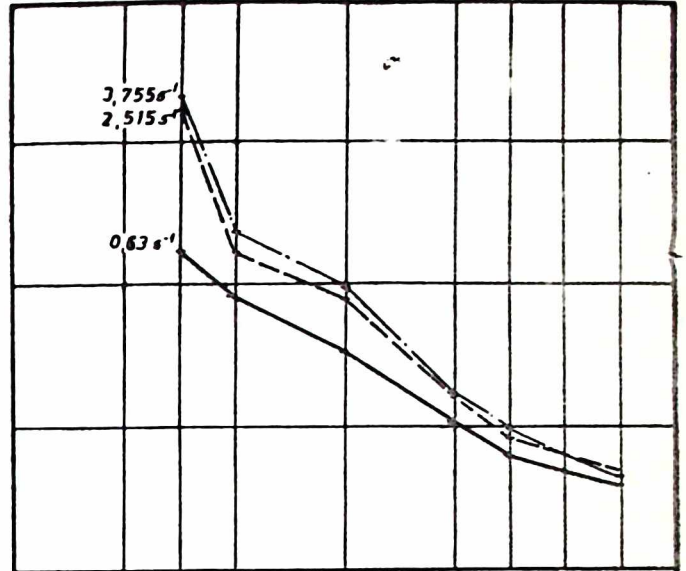
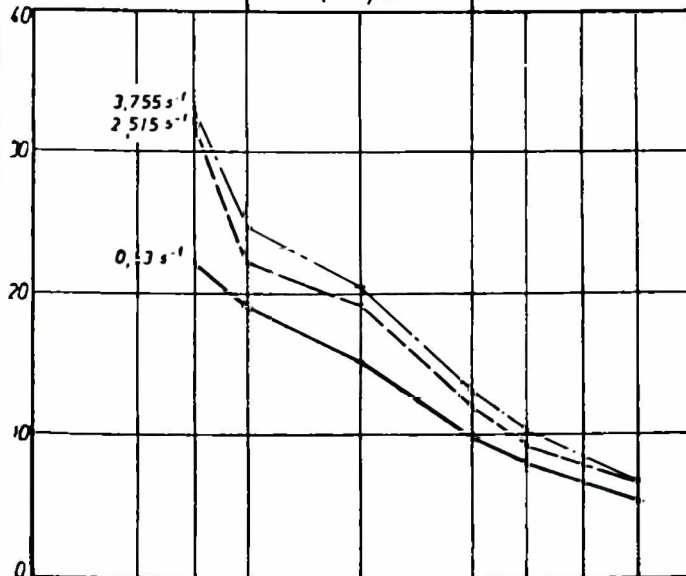
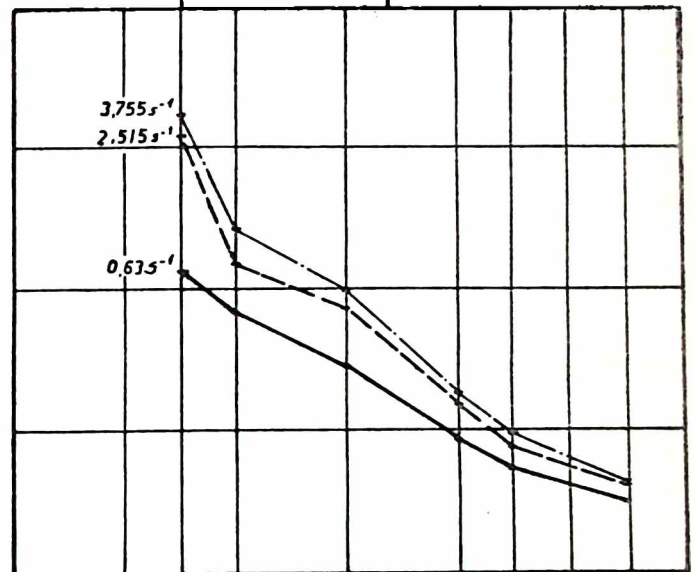
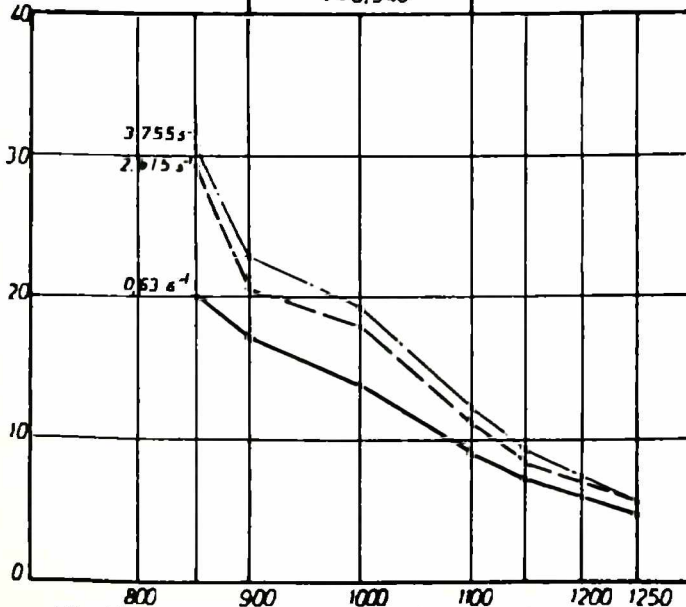
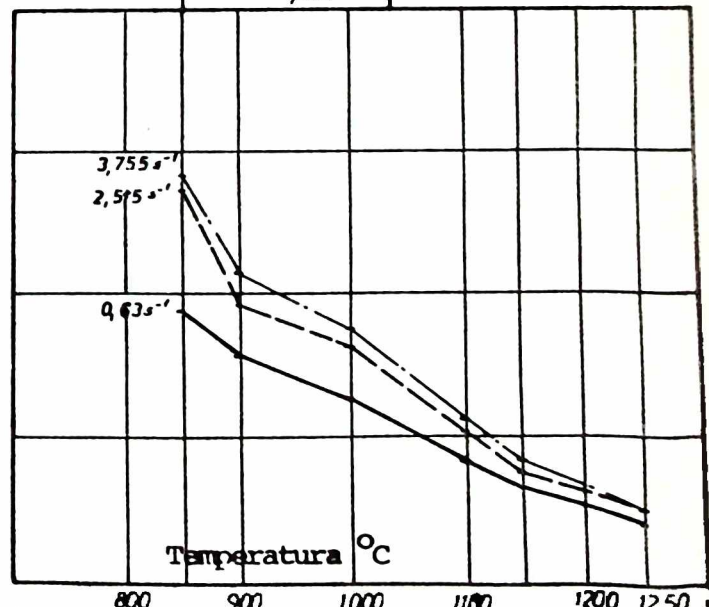
Sl.45. Zavisnost k_f -vrijednosti za čelik Č.4570 od brzine deformacije pri različitim temperaturama i stepenima deformacije.



Sl.46. Zavisnost k_f vrijednosti za čelik Č.4578 od brzine deformacije pri različitim temperaturama i stepenima deformacije.

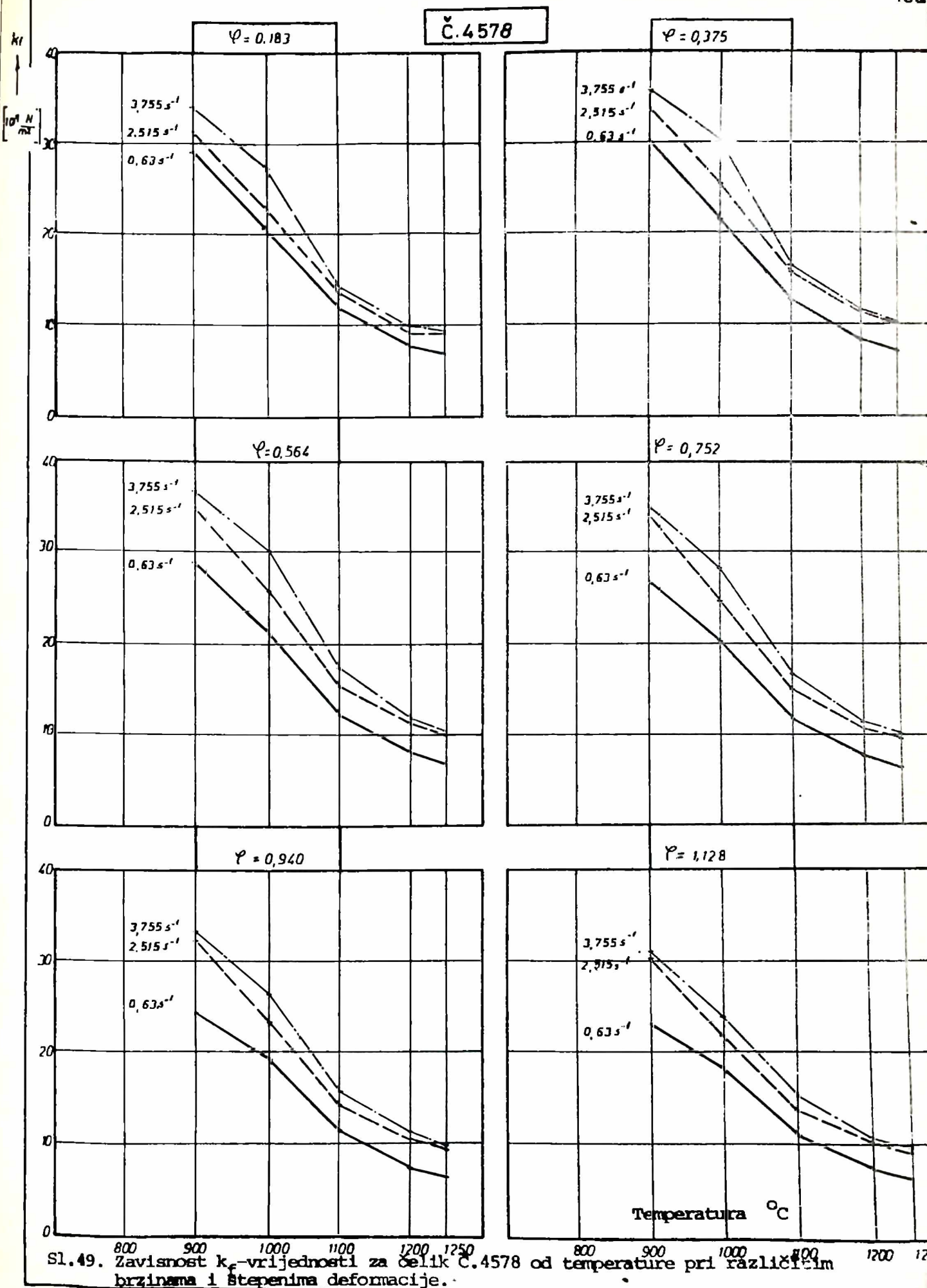


Č.4570

 $\varphi = 0,183$  $\varphi = 0,375$  $\varphi = 0,564$  $\varphi = 0,752$  $\varphi = 0,940$  $\varphi = 1,128$ 

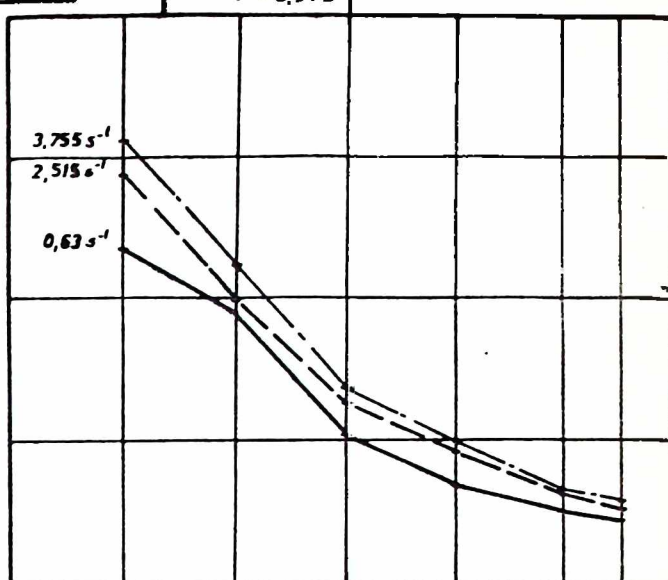
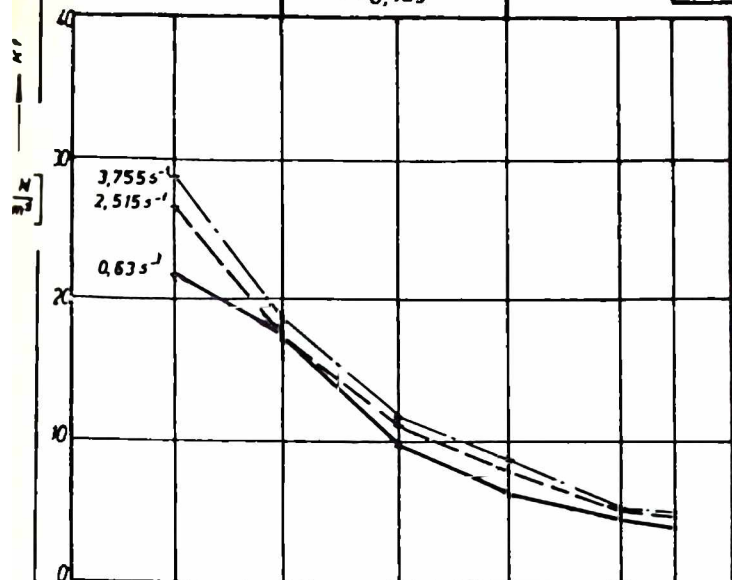
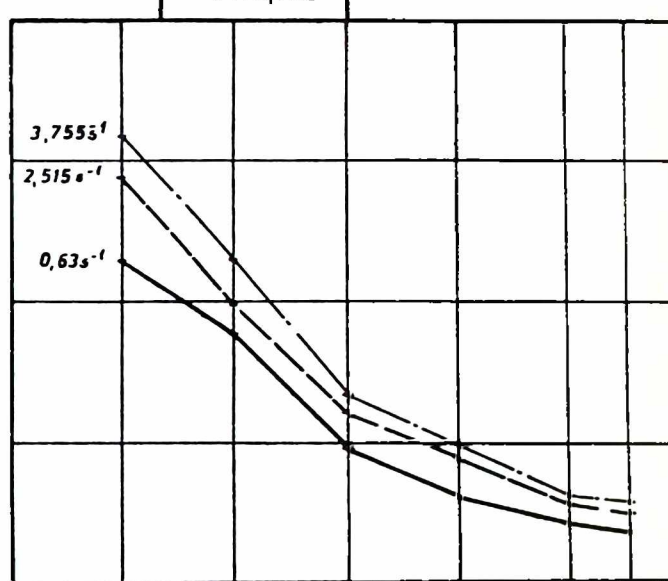
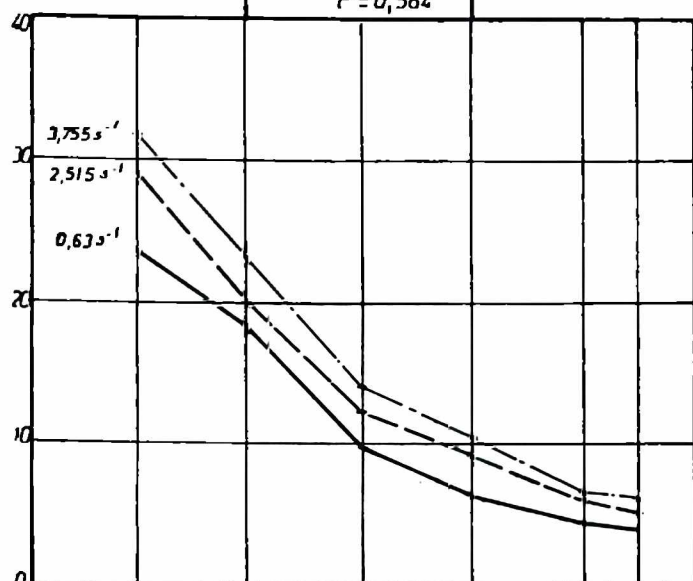
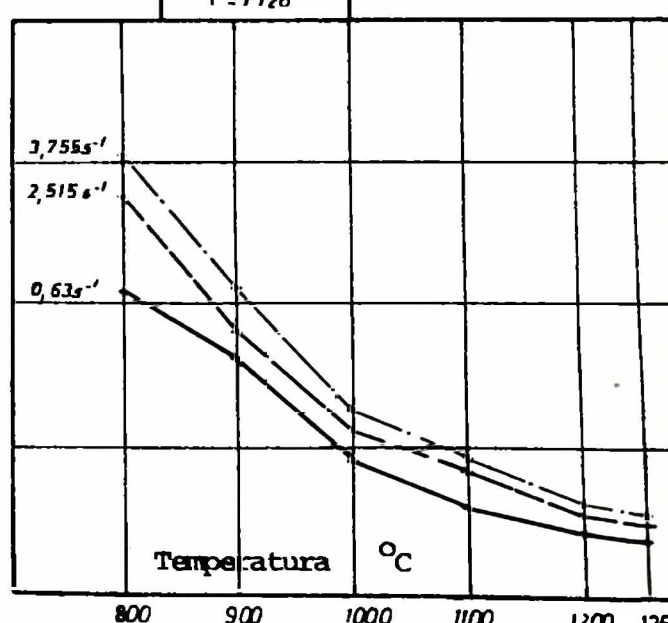
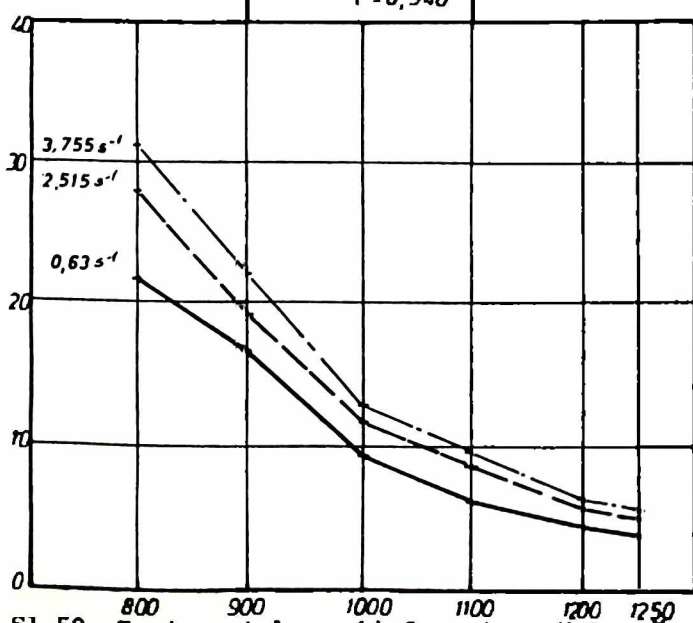
Temperatura °C

Sl.48. Zavisnost k_f vrijednosti za čelik Č.4570 od temperature pri različitim brzinama i stepenima deformacije.



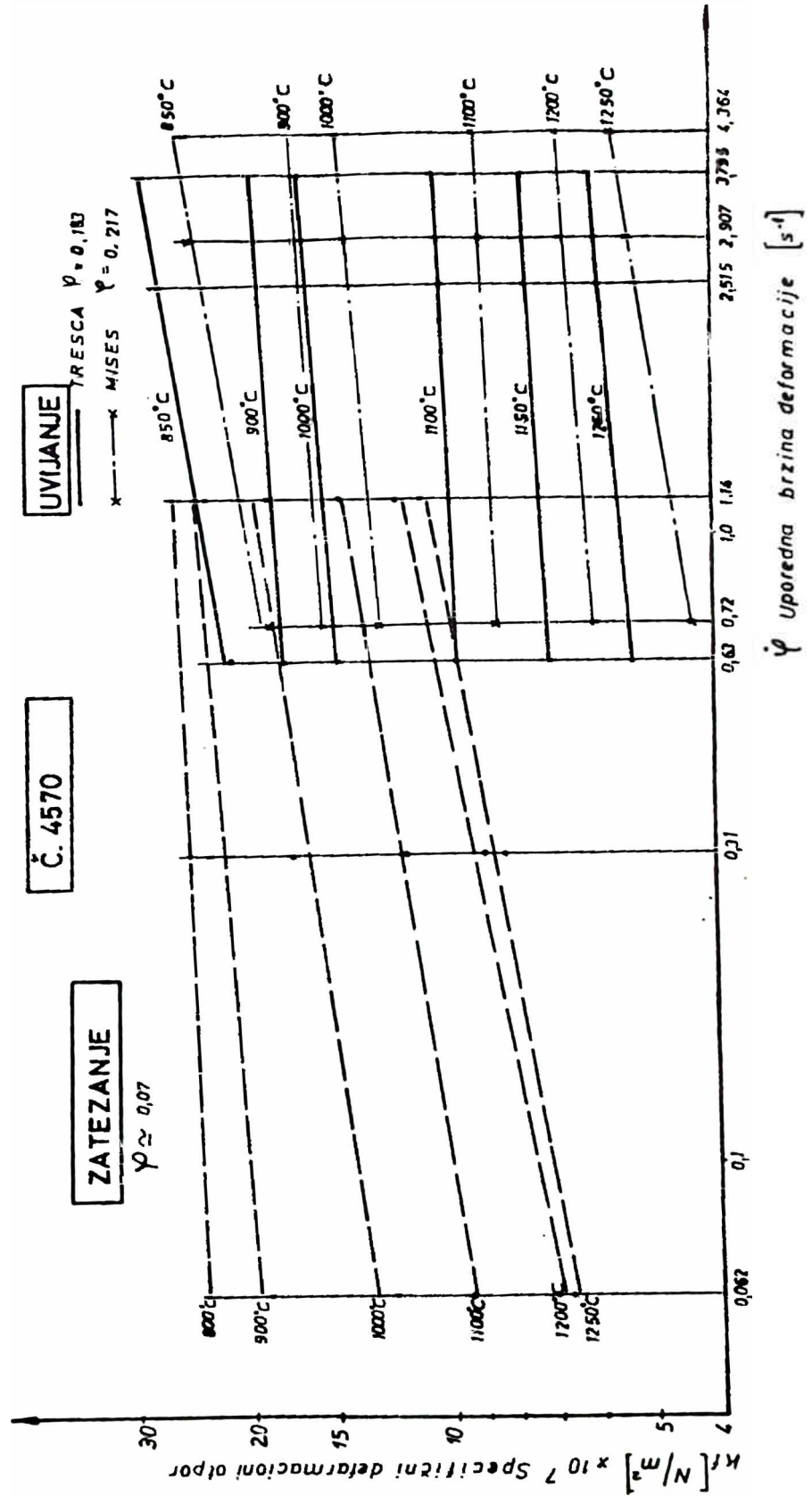
Sl. 49. Zavisnost k_f -vrijednosti za čelik Č. 4578 od temperature pri različitim brzinama i stepenima deformacije.

C.4732

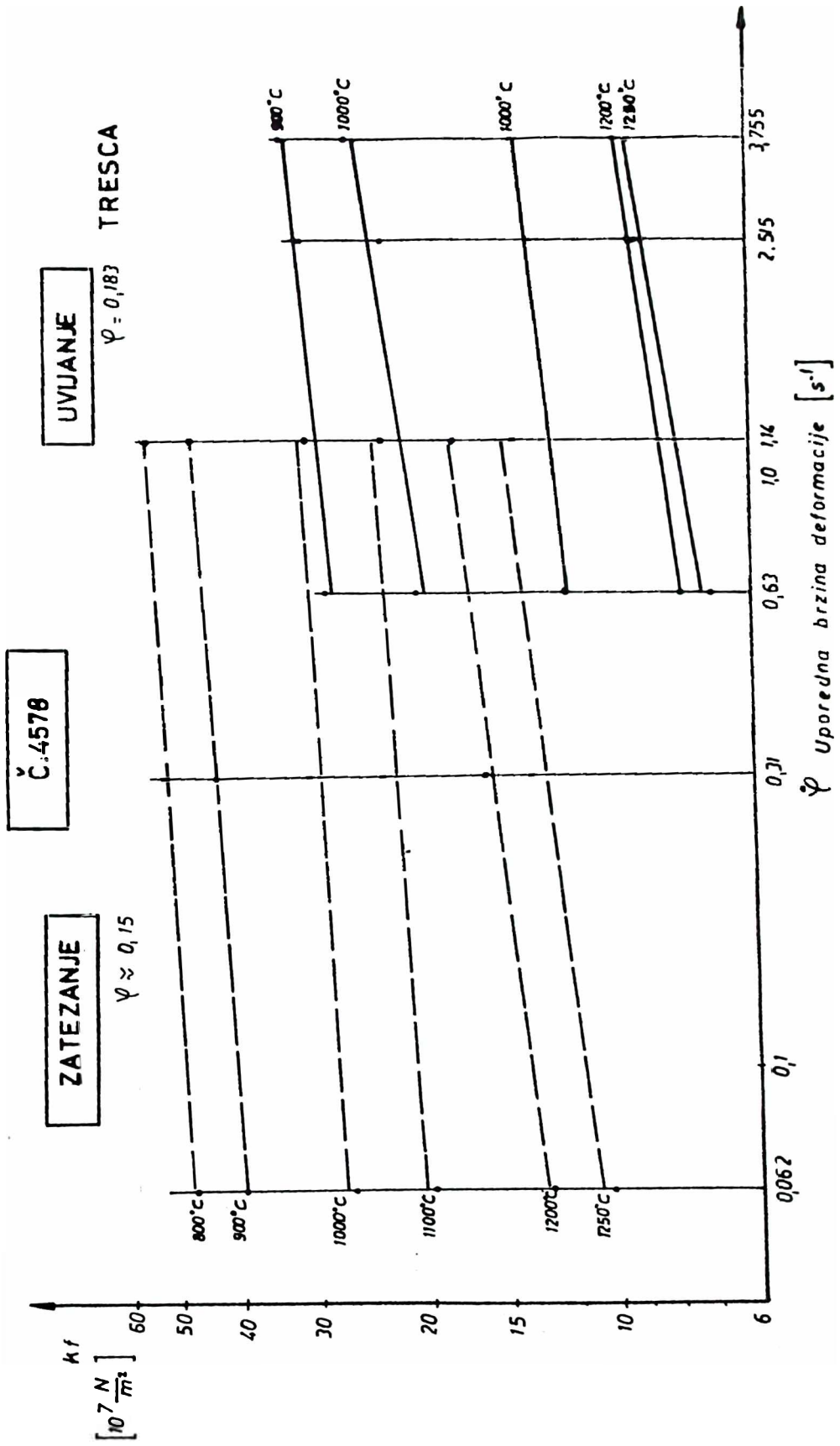
 $\varphi = 0,183$ $\varphi = 0,375$  $\varphi = 0,564$ $\varphi = 0,752$  $\varphi = 0,940$ $\varphi = 1,128$ 

Temperatura °C

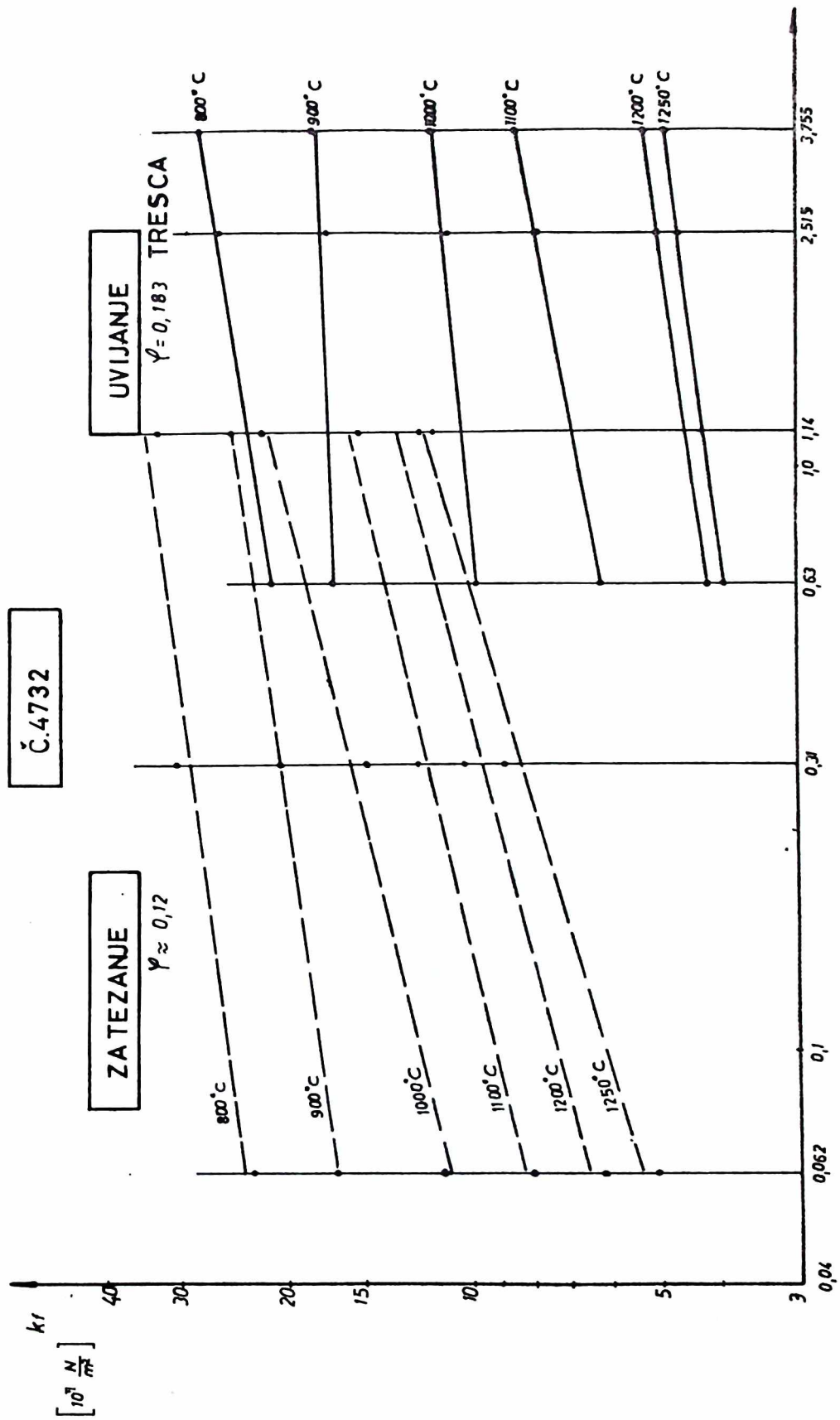
Sl.50. Zavisnost k_f vrijednosti za čelik C.4732 od temperature pri različitim
brzinama i stepenima deformacije.



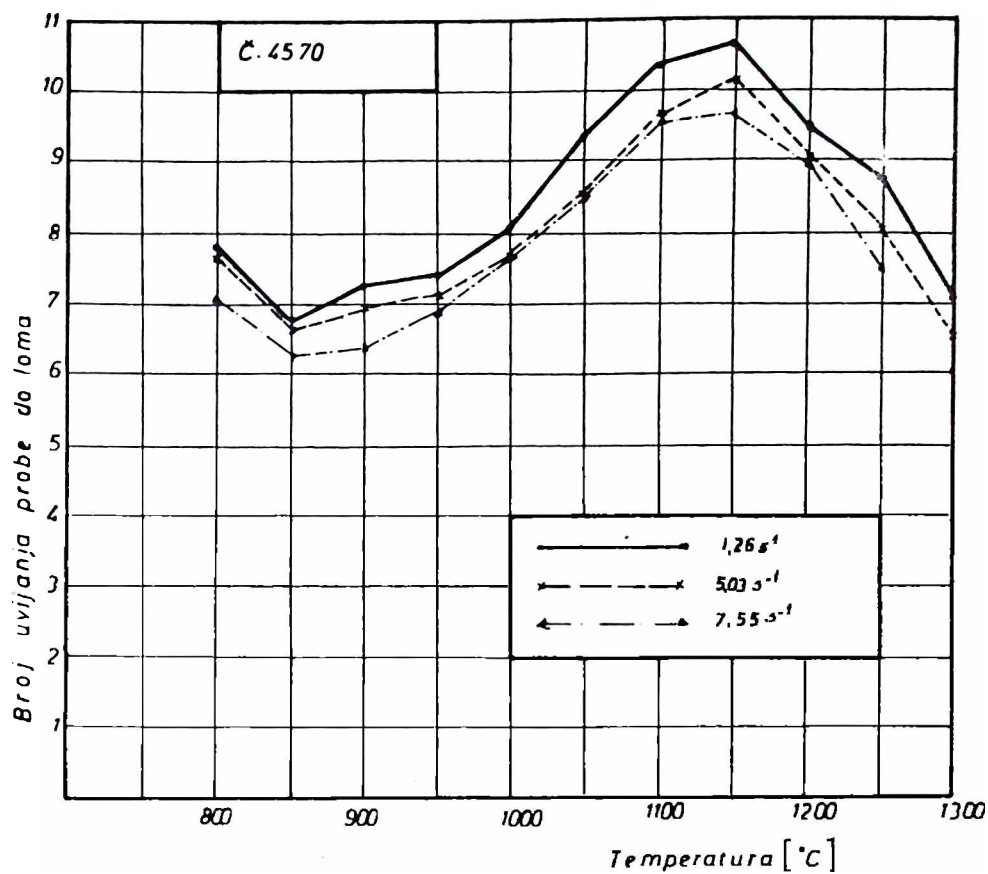
Sl. 51. Uporedjivanje k_f -vrijednosti za čelik Č.4570 dobijenih metodama uvijanja i zatezanja



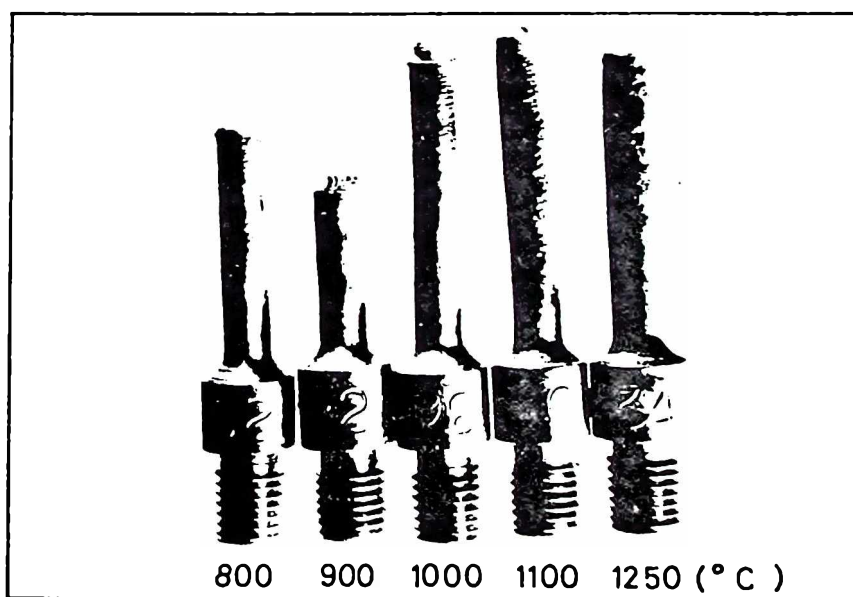
Sl. 52. Upoređjivanje k_f -vrijednosti za čelik Č.4578 dobijenih metodama uvijanja i zatezanja



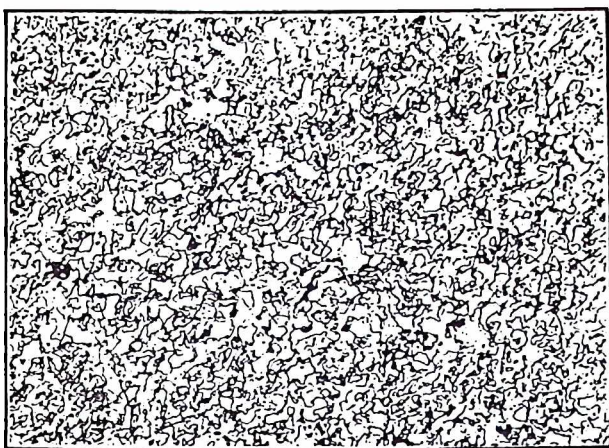
Sl.53. Uporedjivanje k_f -vrijednosti za čelik Č.4732 dobijenih metodama uvijanja i zatezanja



Sl.54. Zavisnost plastičnosti čelika Č.4570 od temperature pri različitim brzinama deformacije



Sl.56 Izgled proba od čelika Č.4570 poslije ispitivanja uvijanjem.



a) $T=900^{\circ}\text{C}$, $\dot{\gamma}=1.26\text{s}^{-1}$, 500 x



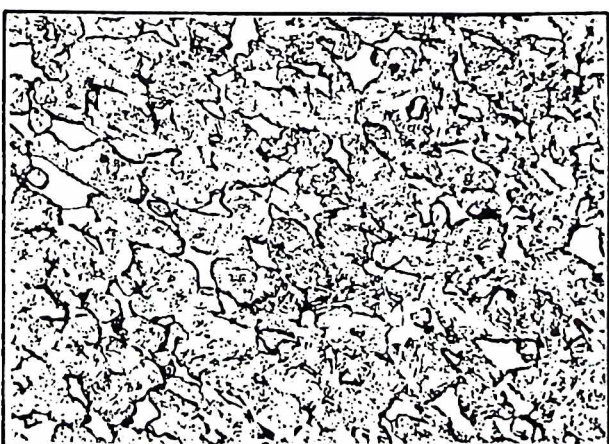
d) $T=900^{\circ}\text{C}$, $\dot{\gamma}=7.55\text{s}^{-1}$, 500 x



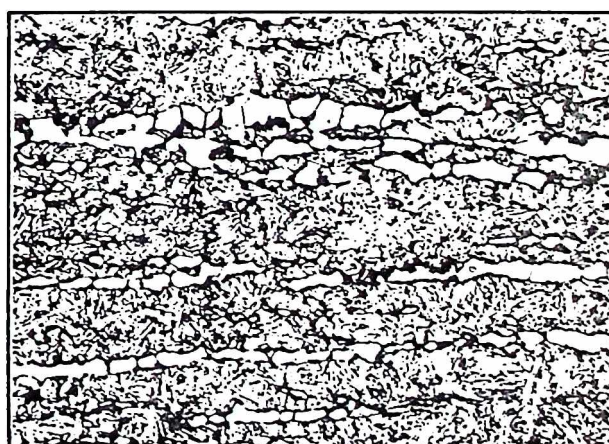
b) $T=1075^{\circ}\text{C}$, $\dot{\gamma}=1.26\text{s}^{-1}$, 500 x



e) $T=1050^{\circ}\text{C}$, $\dot{\gamma}=7.55\text{s}^{-1}$, 500 x



c) $T=1250^{\circ}\text{C}$, $\dot{\gamma}=1.26\text{s}^{-1}$, 500 x



f) $T=1250^{\circ}\text{C}$, $\dot{\gamma}=7.55\text{s}^{-1}$, 500 x

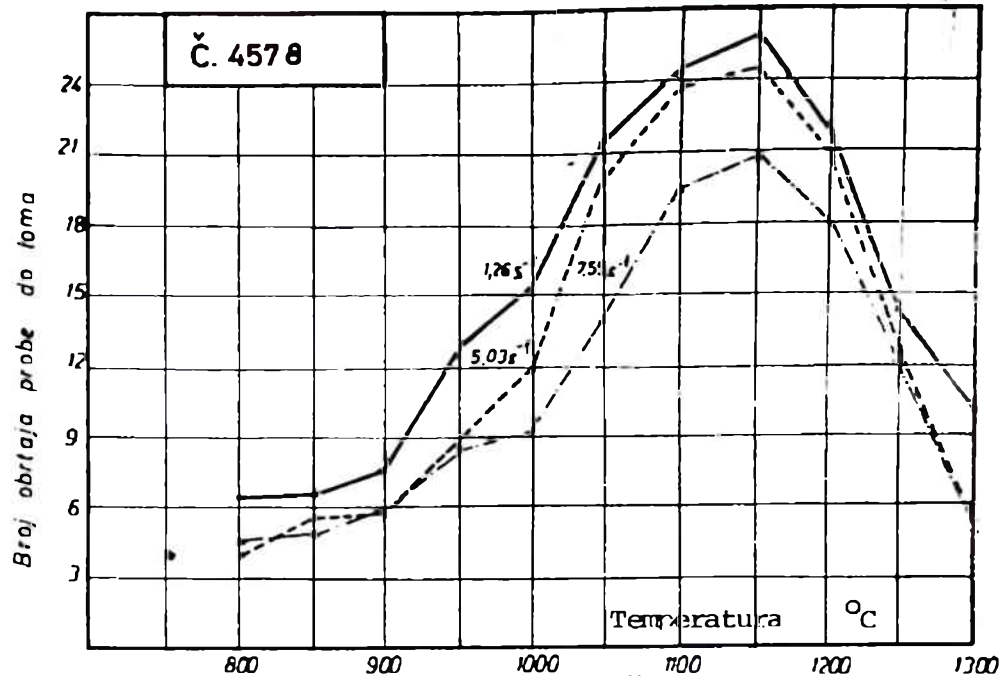
Sl.55 Izgled mikrostrukture čelika Č.4570.

Način deformisanja: uvijanjem.

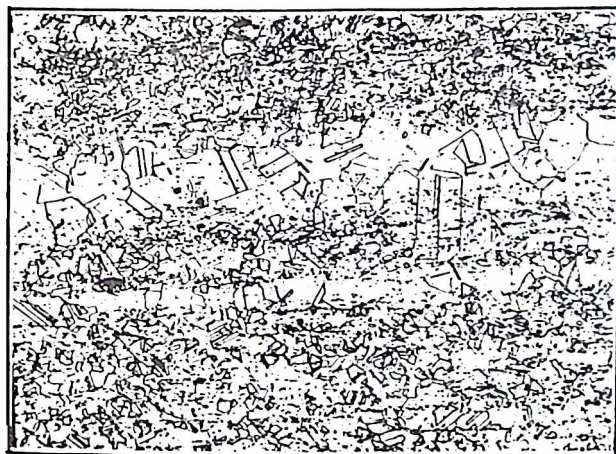
Sredstvo za hlađenje: voda.

Reagens: 30cm^3 (100cm^3 dest. H_2O , 100cm^3 HCl , 10cm^3 HNO_3) +

+ 8cm^3 (50cm^3 dest. H_2O , 50cm^3 alkohola, 50cm^3 HCl , 2gr. CuS)



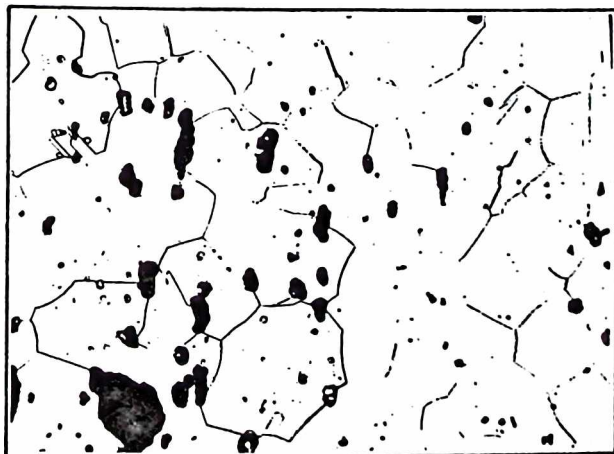
Sl. 57. Zavisnost plastičnosti čelika Č.4578 od temperature pri različitim brzinama deformacije



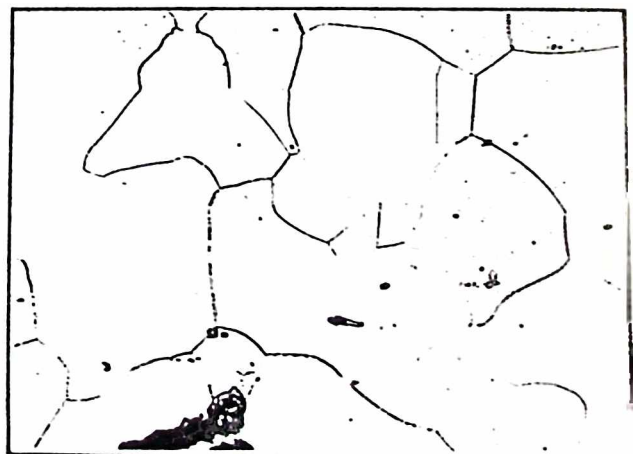
a) $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ 200 x



b) $T = 800\text{ }^{\circ}\text{C}$ 200 x



c) $T = 1150\text{ }^{\circ}\text{C}$ 200 x



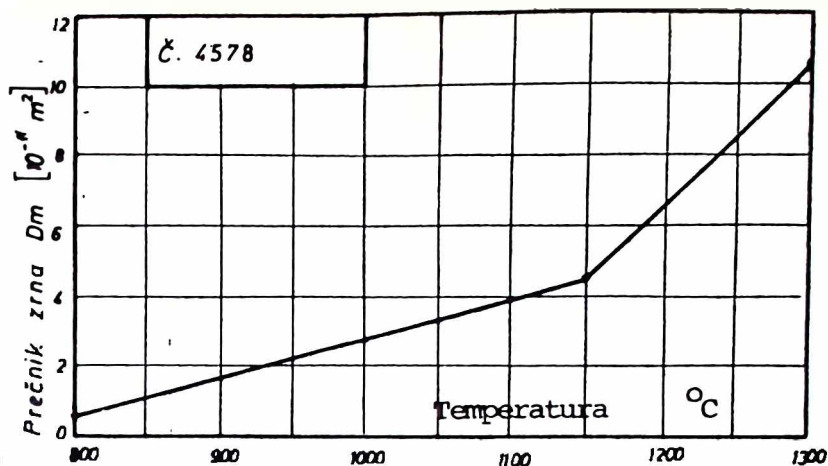
d) $T = 1300\text{ }^{\circ}\text{C}$ 200 x

Sl. 58 Izgled mikrostrukture čelika Č.4578 pri brzini deformacije od $5,03\text{ s}^{-1}$.

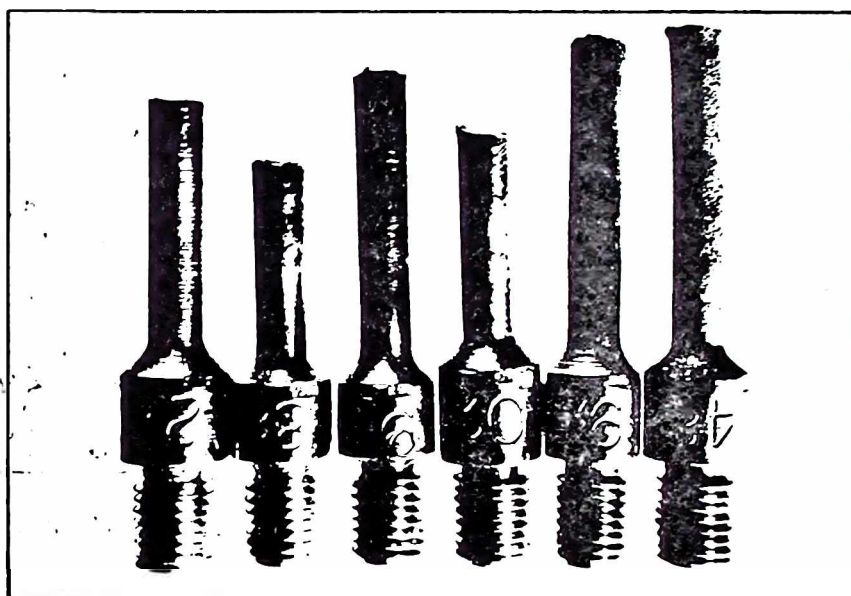
Način deformisanja: uvijanjem,

Sredstvo za hlađenje: voda,

Reagens: 15 cm^3 ($100\text{ cm}^3\text{ H}_2\text{O}$, $30\text{ cm}^3\text{ HCl}$, $15\text{ cm}^3\text{ HNO}_3$, $10\text{ gr. AlCl}_3 \cdot 6\text{H}_2\text{O}$) + 3 cm^3 ($75\text{ cm}^3\text{ HCl}$, $25\text{ cm}^3\text{ HNO}_3$).

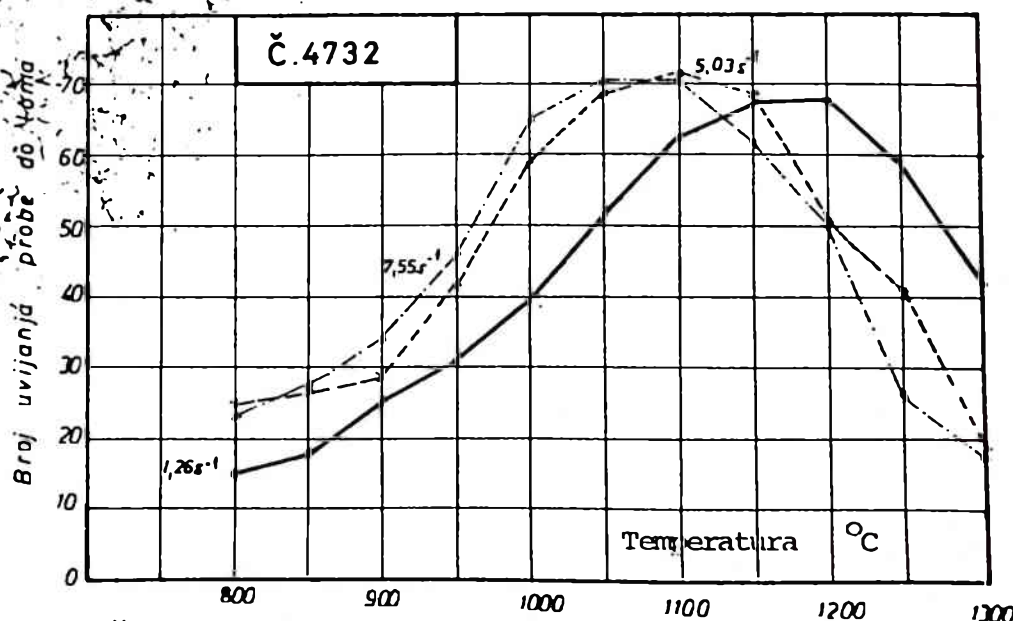


Sl. 59. Zavisnost prečnika zrna čelika Č.4578 od temperature

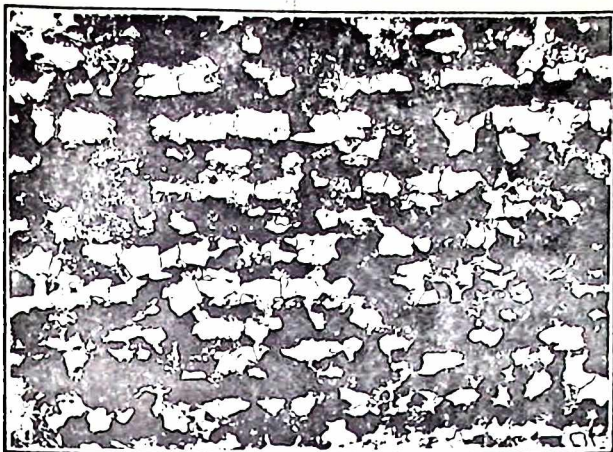


800 900 1050 850 1200 1250 (°C)

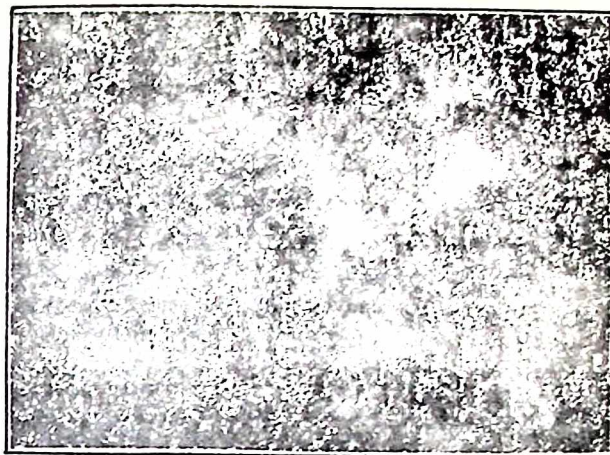
Sl. 60. Izgled proba od čelika Č.4578 poslije ispitivanja uvij.



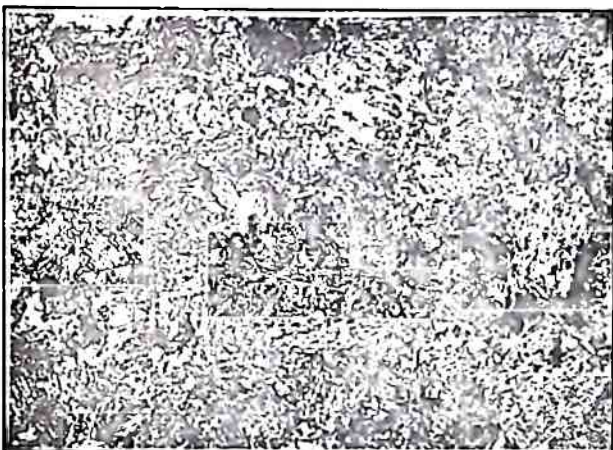
Sl. 61. Zavisnost plastičnosti čelika Č.4732 od temperature pri različitim brzinama deformacije

a) $T = 20^{\circ}\text{C}$

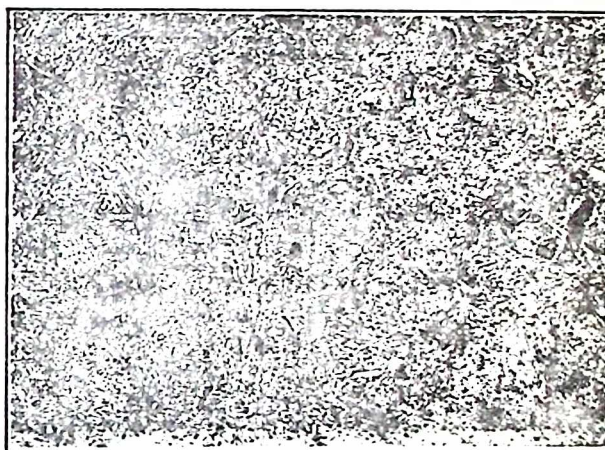
200x

b) $T = 850^{\circ}\text{C}$

200 x

c) $T = 1100^{\circ}\text{C}$

200 x

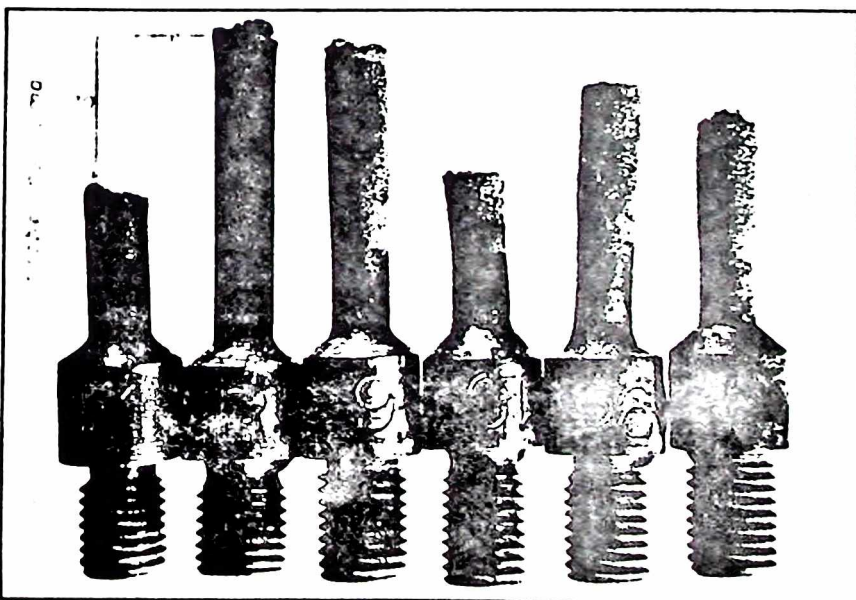
d) $T = 1250^{\circ}\text{C}$

200 x

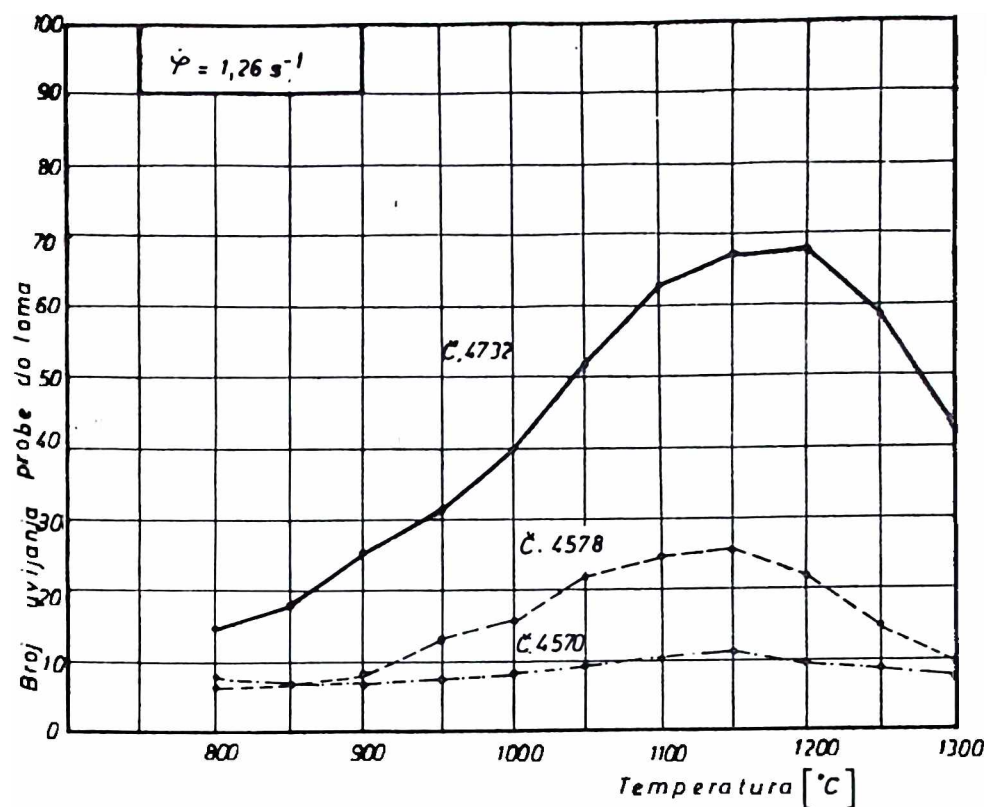
Sl. 62 Izgled mikrostrukture čelika Č.4732 pri brzini def. od 5.03s^{-1}
Način deformisanja: uvijanjem.

Sredstvo za hlađenje: voda.

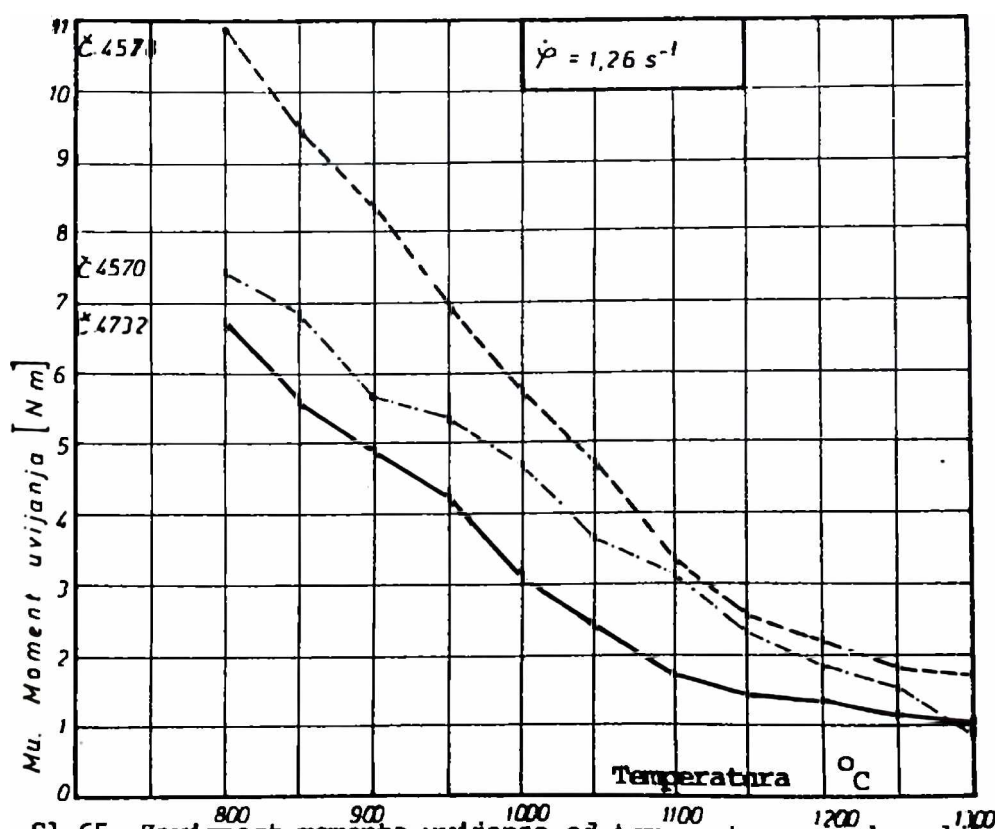
Reagens: za a) 3% HNO_3 u alkoholu, za b), c) i d): 10gr. $\text{FeCl}_3 \cdot 6\text{H}_2\text{O}$, 30cm³ alkohola, 20cm³ H_2O .

800 900 1000 1150 1250 1300 ($^{\circ}\text{C}$)

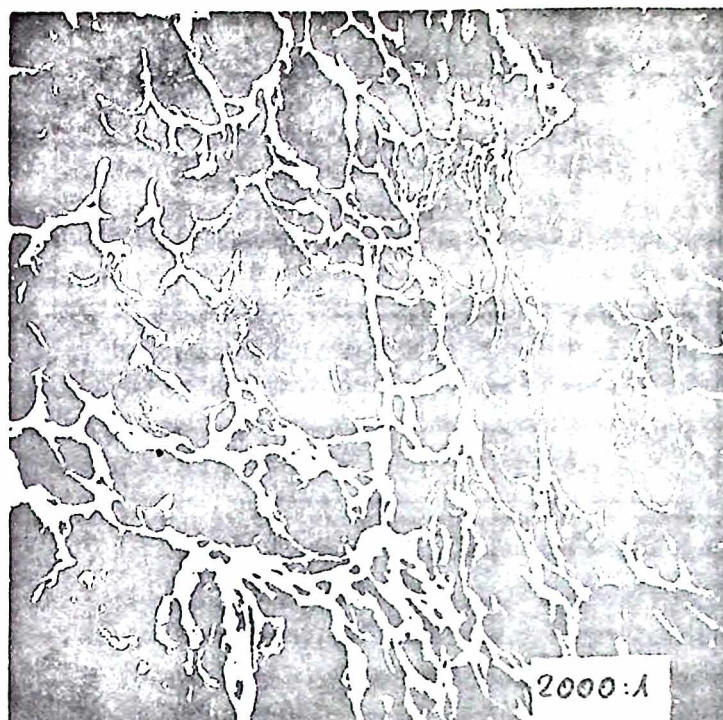
Sl.63 Izgled proba od čelika Č.4732 poslije ispitivanja uvi



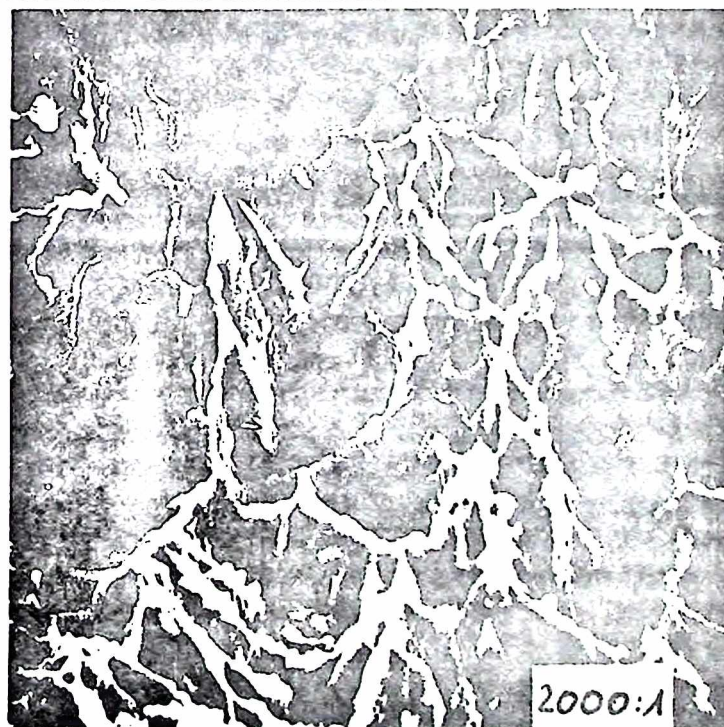
Sl.64. Zavisnost plastičnosti čelika Č.4570, Č.4578 i Č.4732 od temperature pri brzini deformacije od $1,26 \text{ s}^{-1}$



Sl.65. Zavisnost momenta uvijanja od temperature pri brz. def. $1,26 \text{ s}^{-1}$

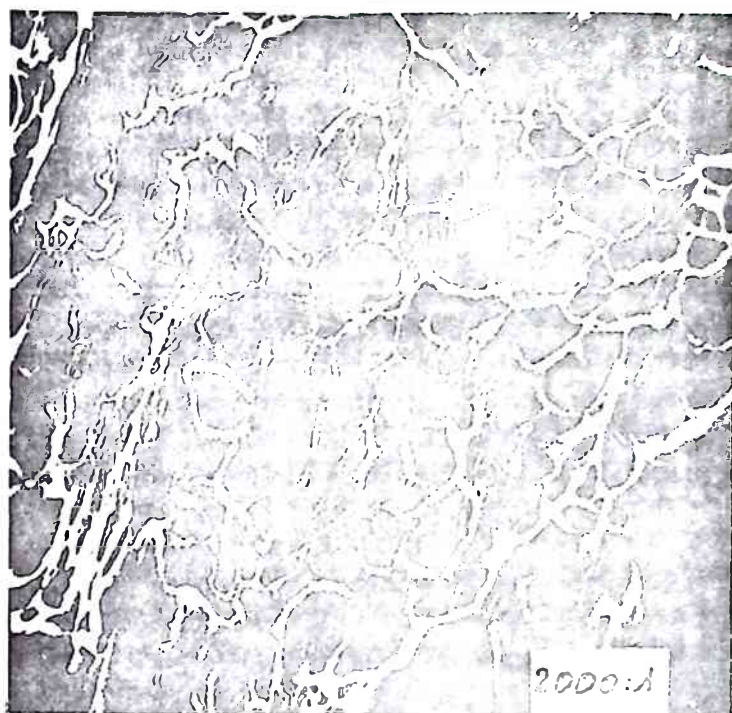


$T = 800^{\circ}\text{C}, \quad \dot{\epsilon} = 0,31\text{s}^{-1}$

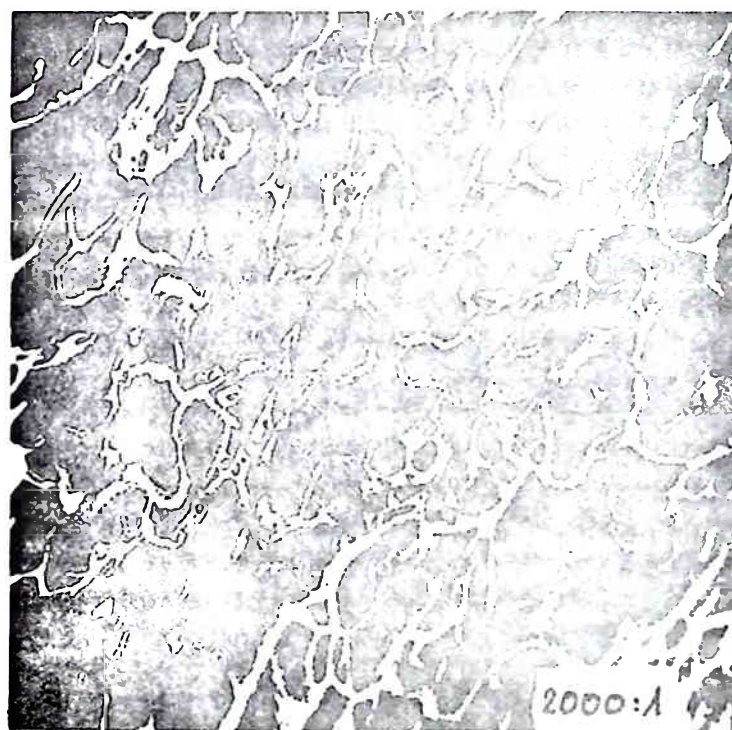


$T = 1000^{\circ}\text{C}, \quad \dot{\epsilon} = 0,31\text{s}^{-1}$

Sl.66 Izgled loma probe na zatezanje snimljen na Raster elektronskom mikroskopu za čelik Č.4570.

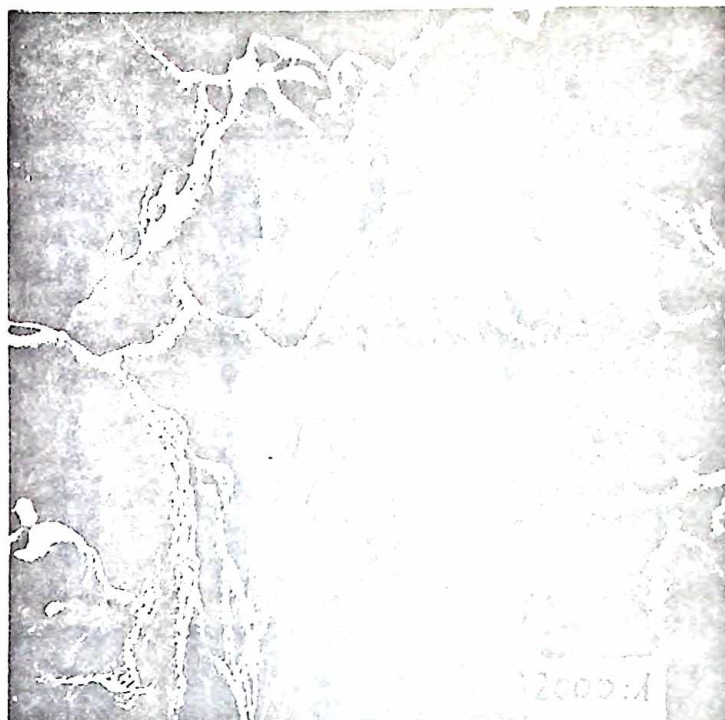


$T = 800^{\circ}\text{C}, \quad \dot{\gamma} = 0,31\text{s}^{-1}$



$T = 1000^{\circ}\text{C}, \quad \dot{\gamma} = 0,31\text{s}^{-1}$

S1.67 Izgled loma probe na zatezanie snimljen na Raster elektronskom mikroskopu za čelik Č.4578.

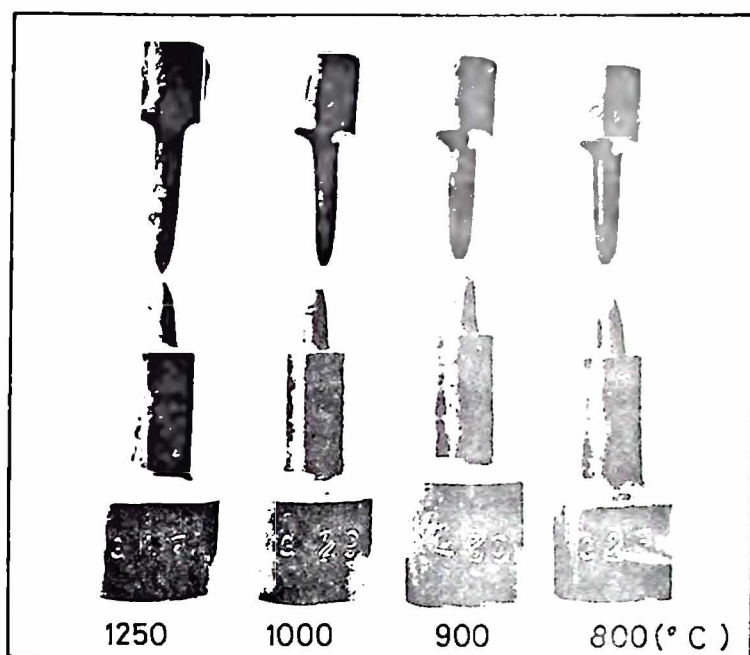


$T = 800^{\circ}\text{C}$, $\dot{\gamma} = 0,1 \text{ s}^{-1}$

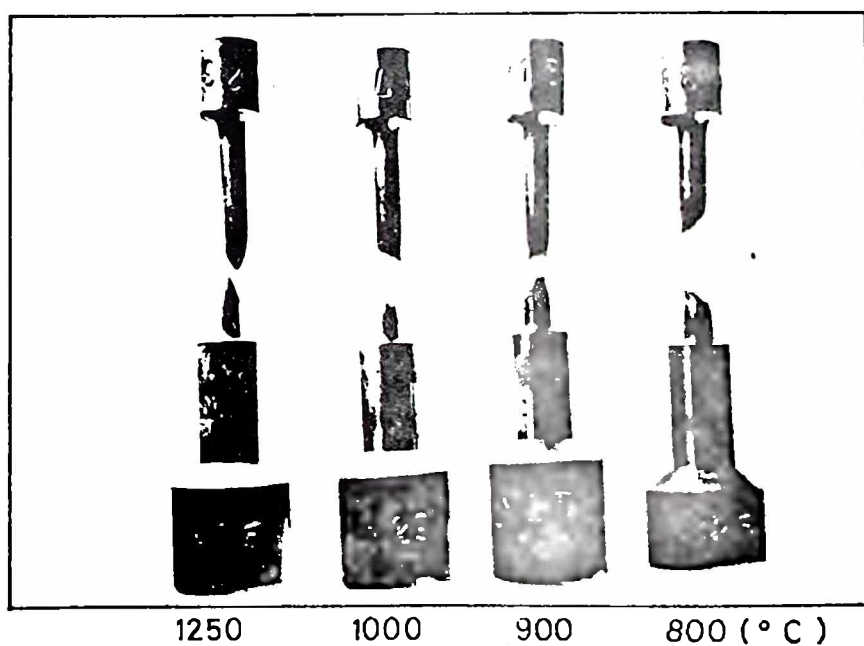


$T = 1000^{\circ}\text{C}$, $\dot{\gamma} = 0,31 \text{ s}^{-1}$

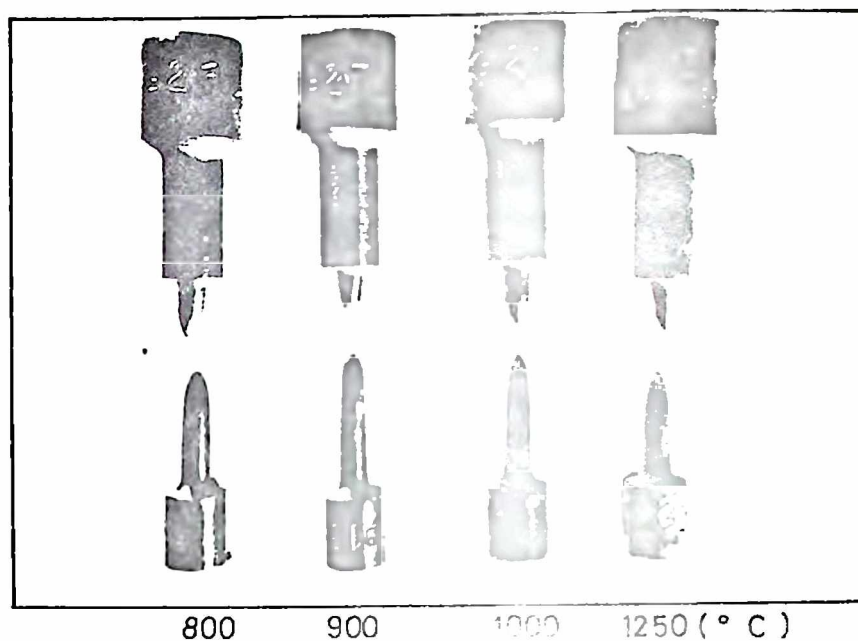
Sl.68 Izgled loma probe na zatezanje snimljen na Raster elektronskom mikroskopu za čelik Č.4732.



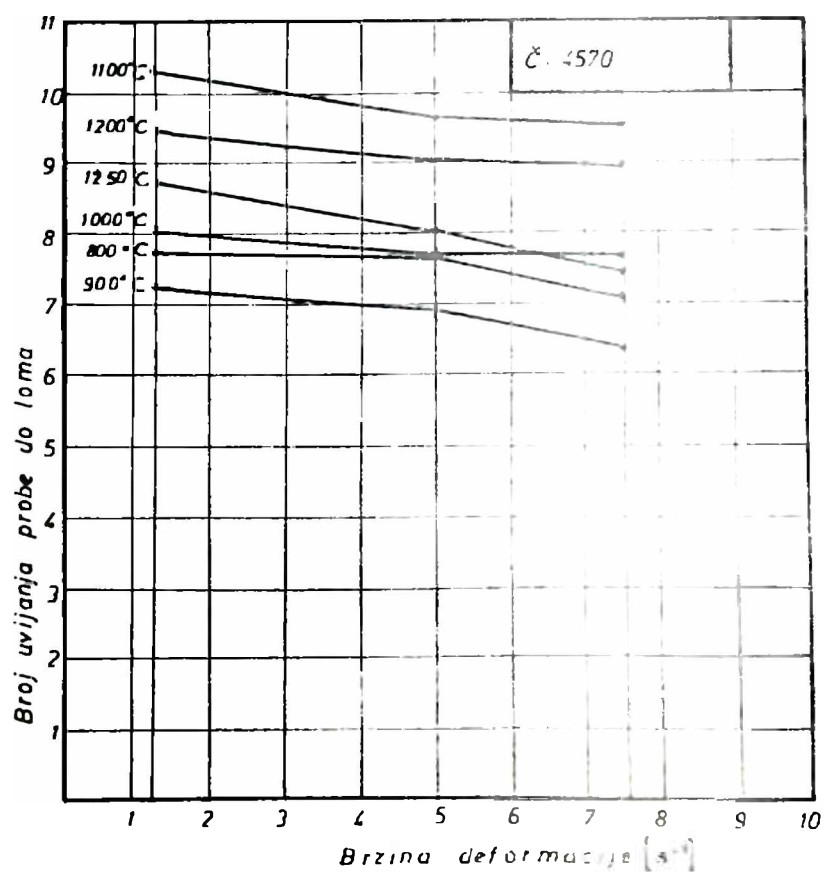
Sl.69 Izgled proba od čelika Č.4570 poslije ispitiv. zatezanjem



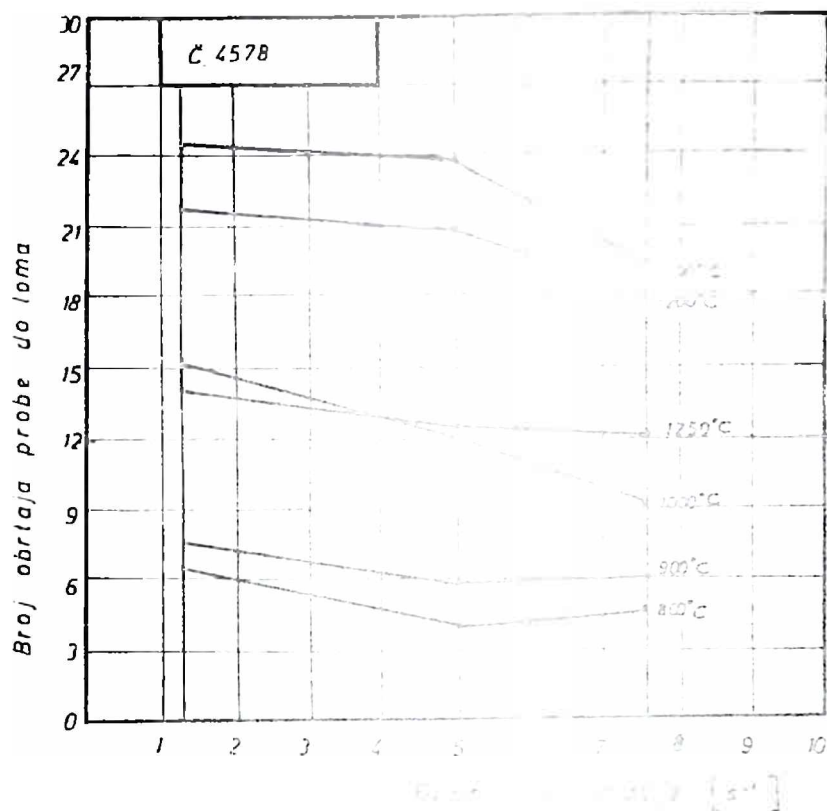
Sl.70 Izgled proba od čelika Č.4578 poslije ispitivanja zatezanjem.



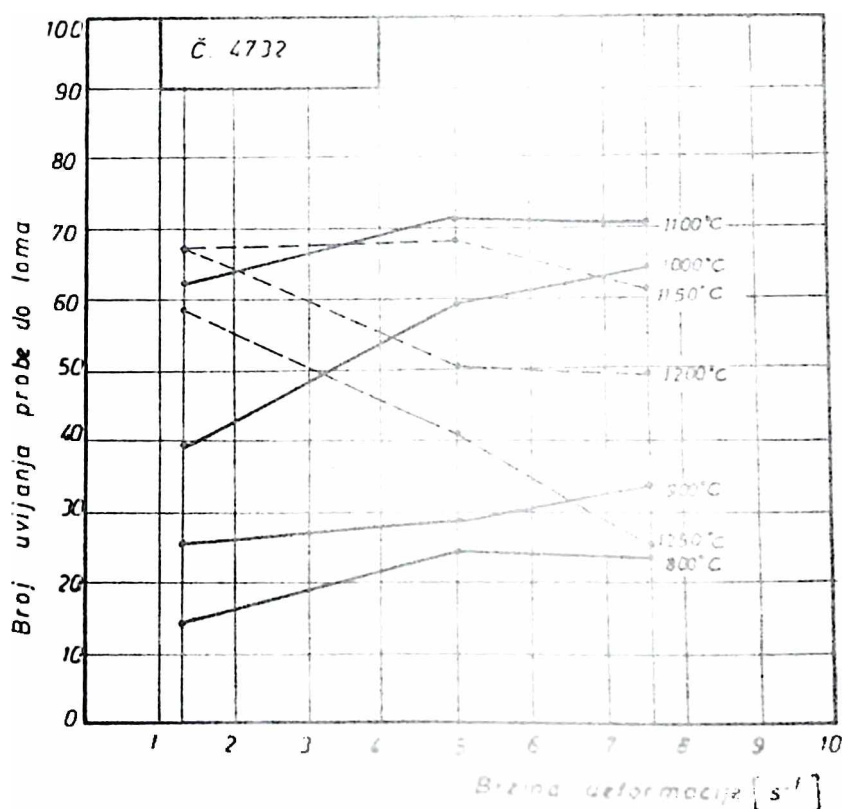
S1.71 Izgled proba od čelika Č. 4570 poslije ispitivanja zatezanjem.



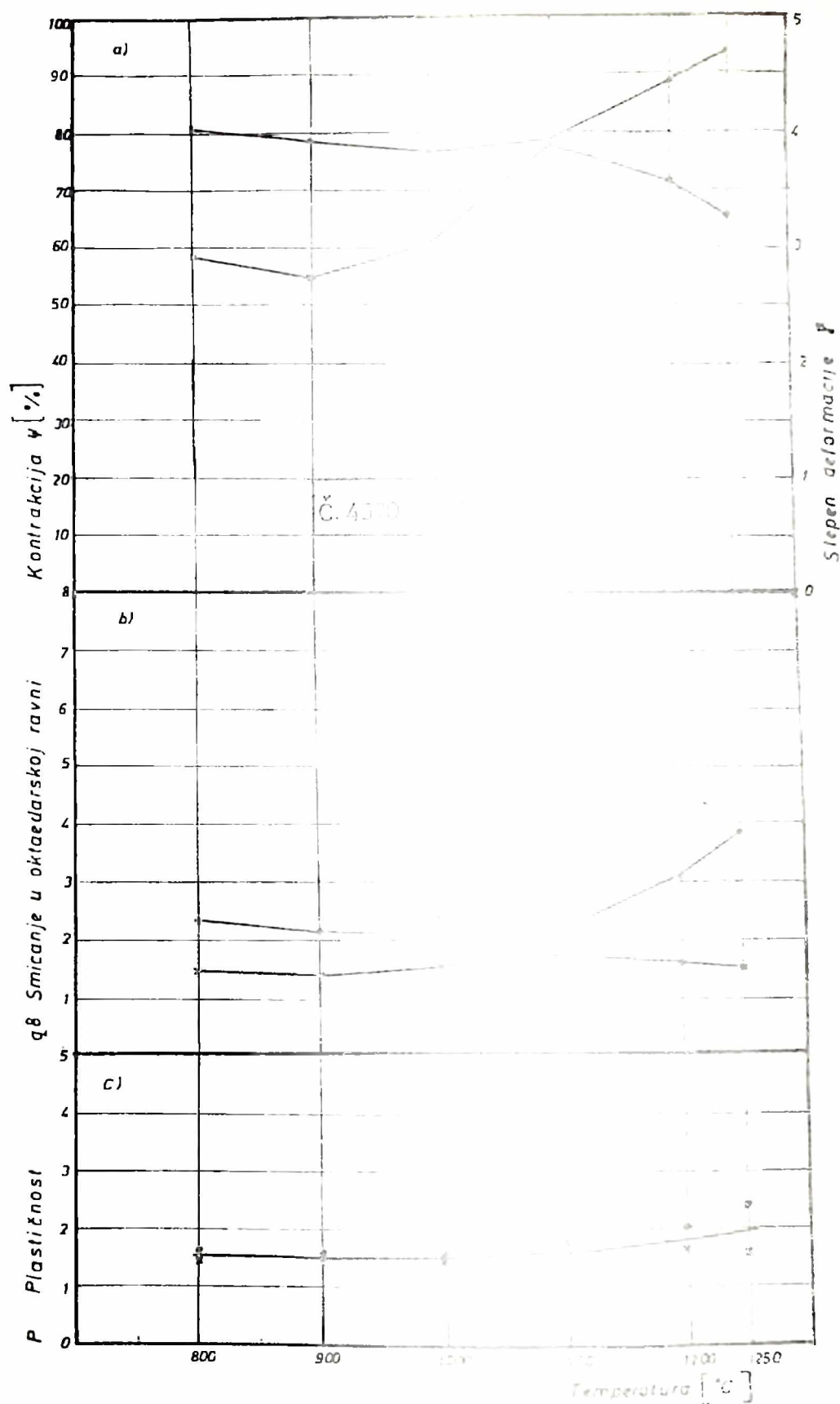
S1.72. Zavisnost plastičnosti čelika Č. 4570 od brzine deformacije pri različitim temperaturama



Sl.73. Zavisnost plastičnosti željeza Č. 4578 od brzine deformacije pri različitim temperaturama

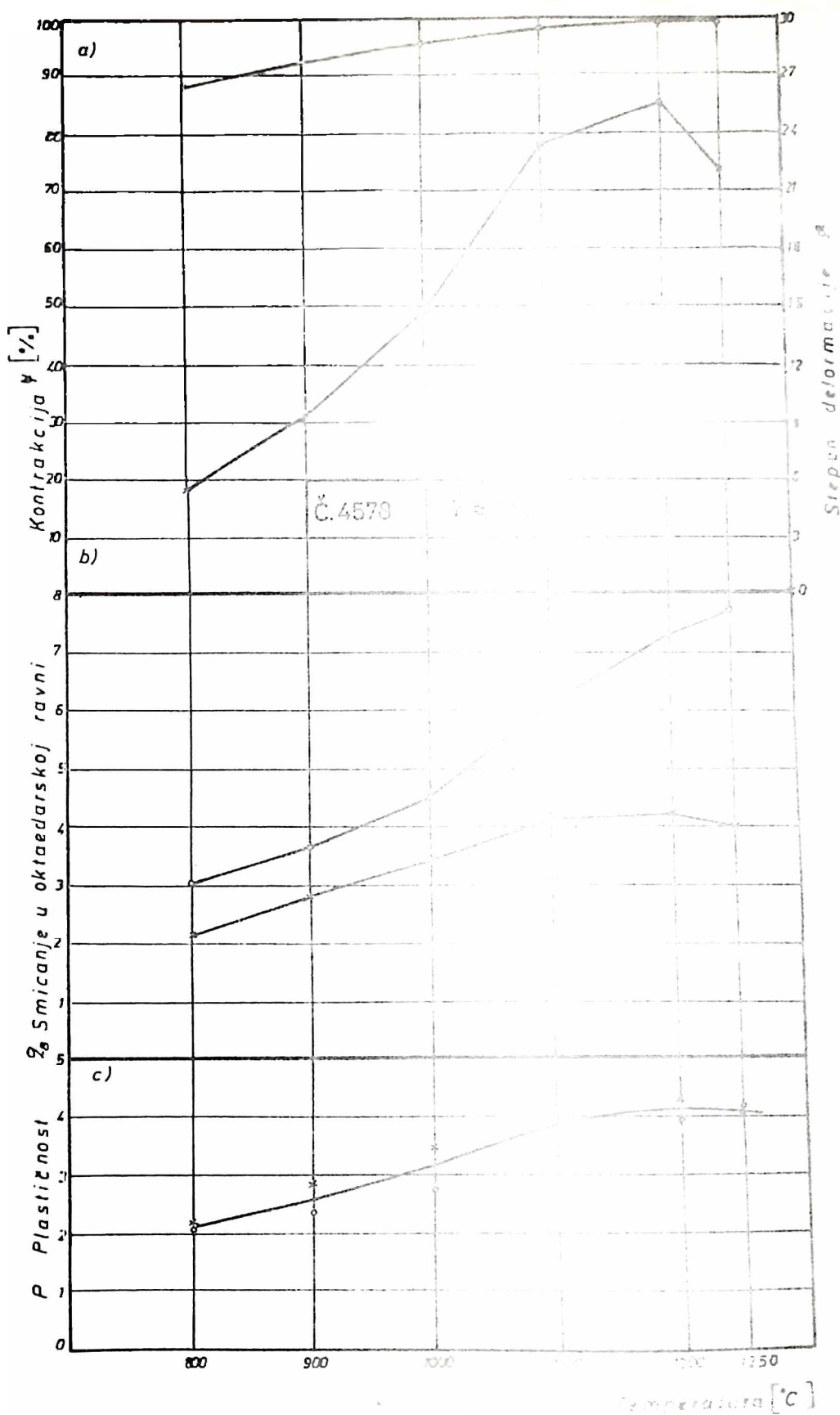


Sl.74. Zavisnost plastičnosti željeza Č. 4732 od brzine deformacije pri različitim temperaturama



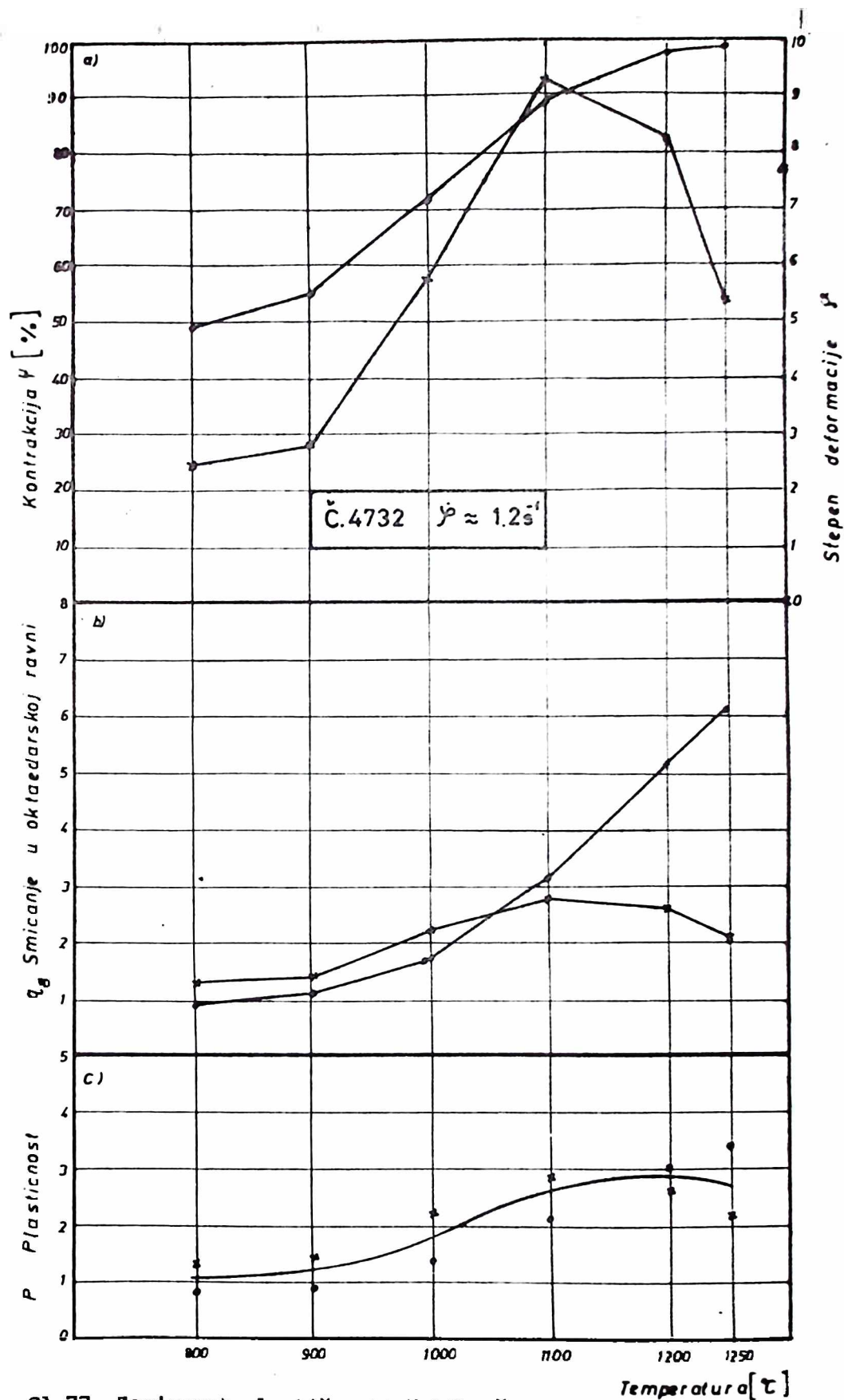
Sl. 75. Zavisnost plastičnosti čelika Č. 4570 od temperature pri brzini deformacije od $\approx 1,2 \text{ s}^{-1}$

- a) dijagram jedinične plastičnosti pri zatezanju (•) i pri uvijanju (x)
 b) dijagrami napora na smicanje u oktaedarskoj ravni
 c) dijagram plastičnosti određen po kriterijumu Zajkova



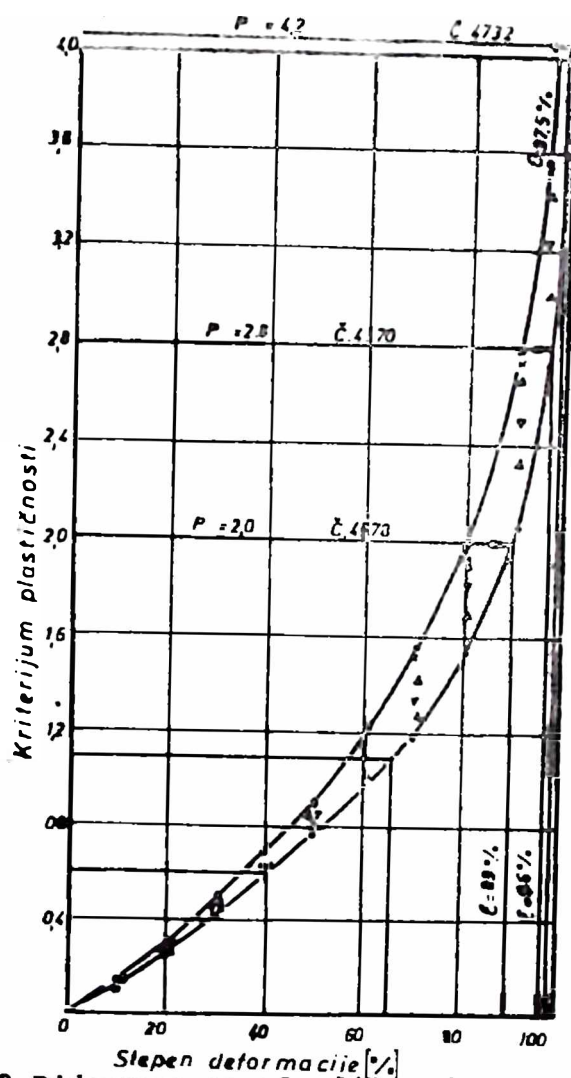
Sl.76. Zavisnost plastičnosti željeza Č.4578 od temperature pri brzini deformacije od $\approx 1,2 \text{ s}^{-1}$

- a) dijagram jedinične plastičnosti pri zatezanju (.) i pri uvijanju (x)
- b) dijagrami napona na smicanje u oktaedarskoj ravni
- c) dijagram plastičnosti određen po kriterijumu Rajkova

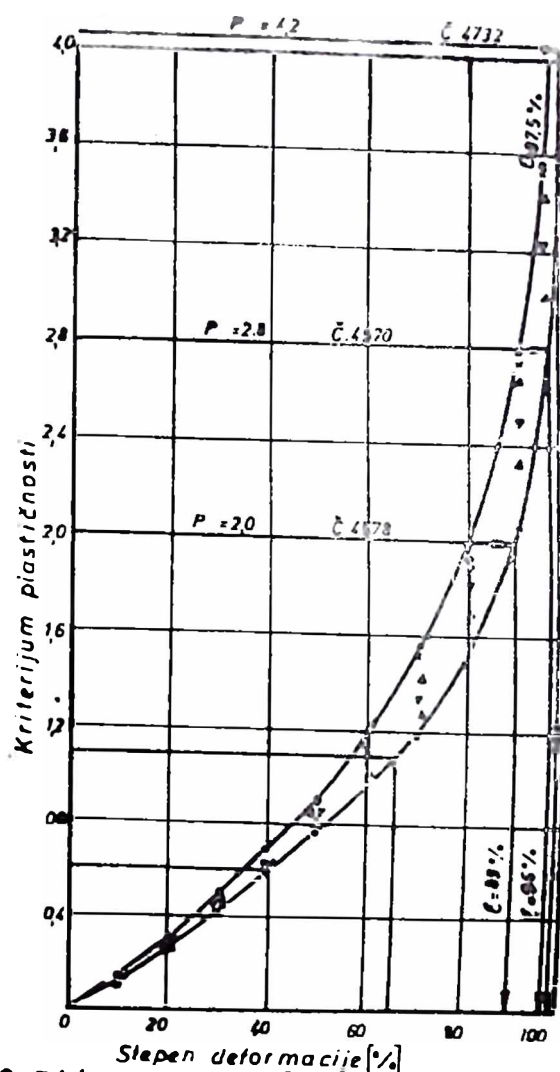


Sl.77. Zavisnost plastičnosti čelika Č.4732 od temperature pri brzini deformacije od $\dot{\gamma} \approx 1,2 \text{ s}^{-1}$

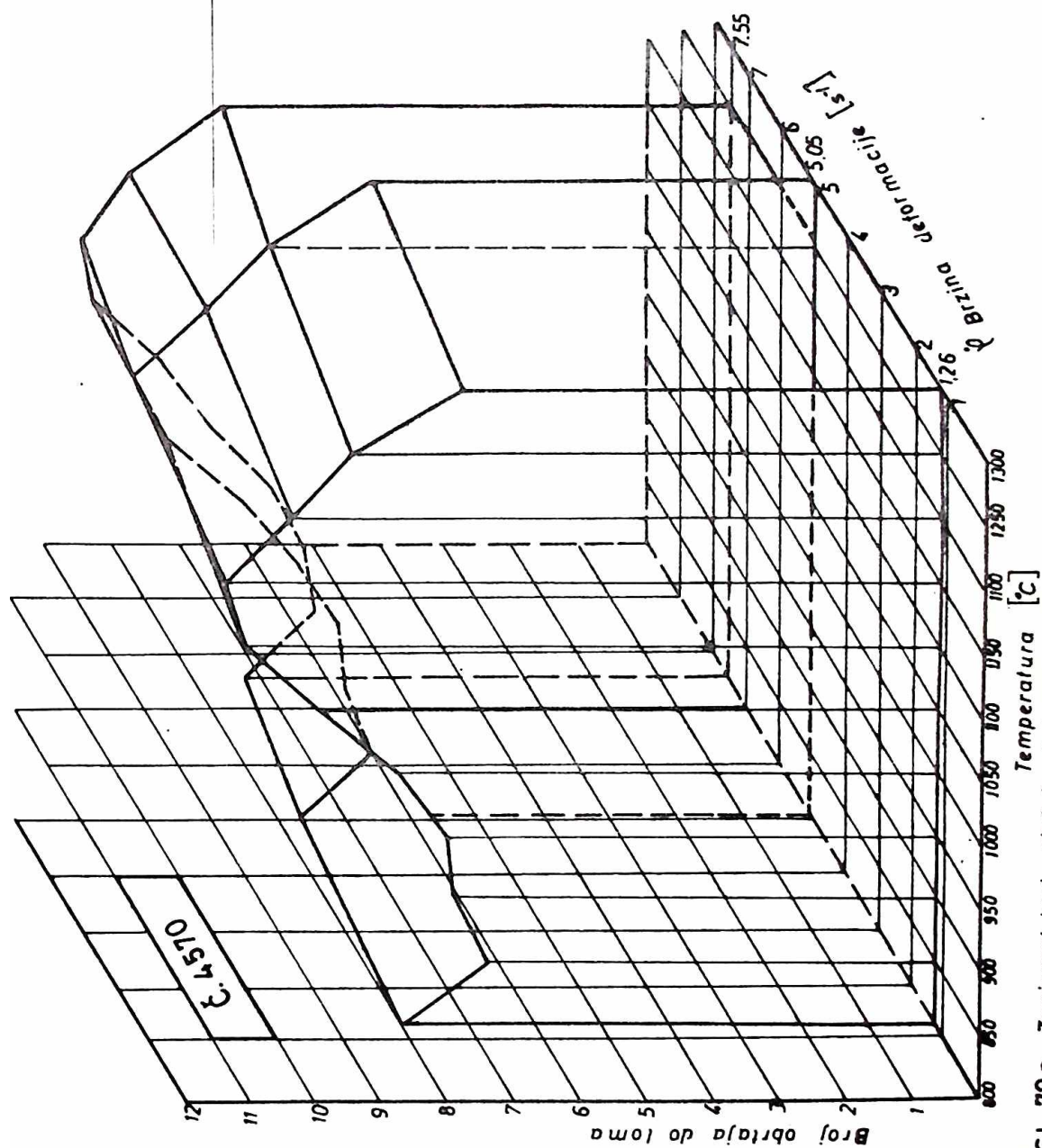
- a) dijagram jedinične plastičnosti: pri zatezanju (•) i pri uvijanju (x)
 b) dijagrami napona na smicanje u oktaedarskoj ravni
 c) dijagram plastičnosti određen po kriterijumu Zajkova



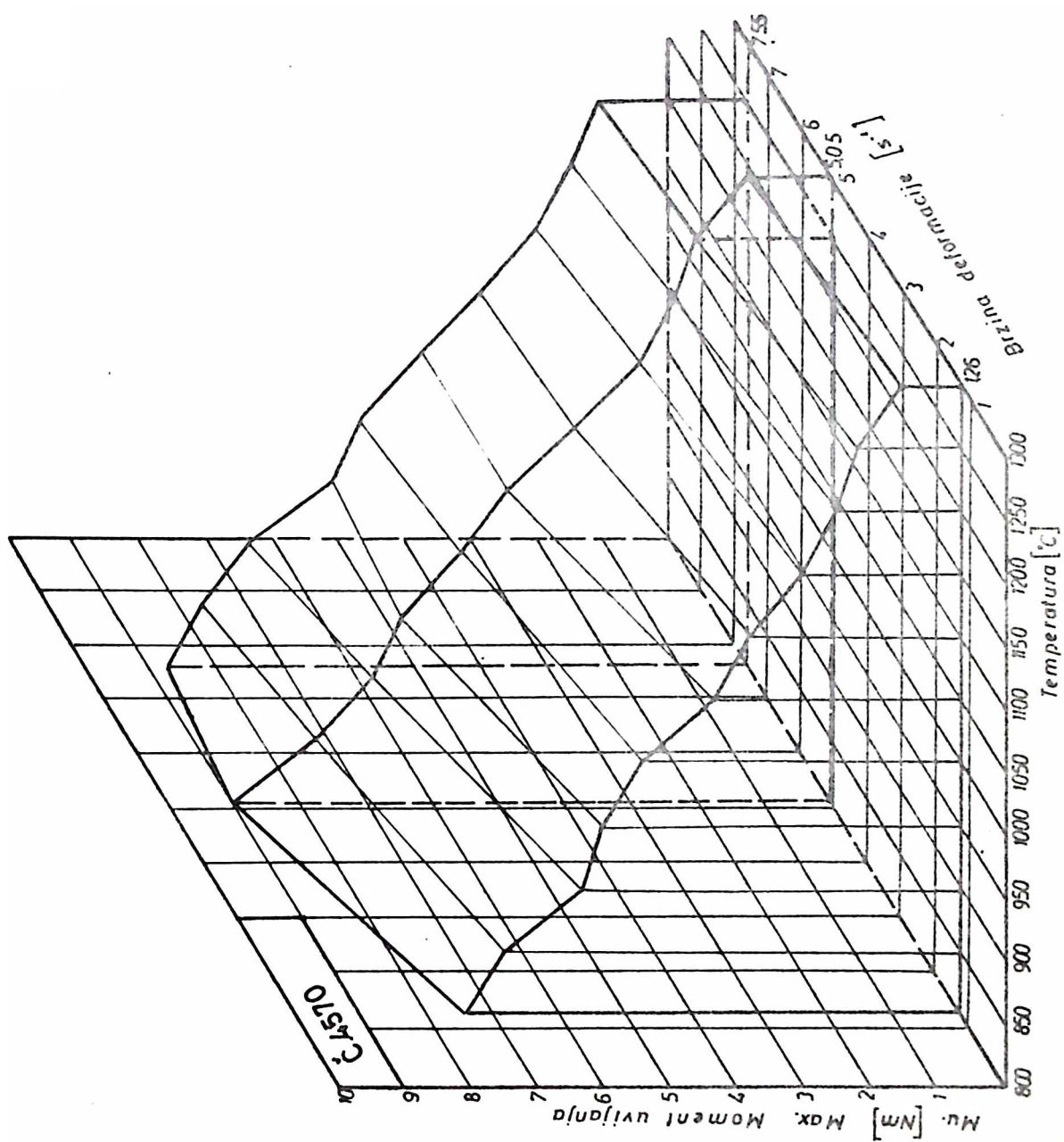
Sl. 78. Dijagram za određivanje graničnog stepena deformacije pri valjanju u zavisnosti od plastičnosti čelika i odnosa visine polufabrikata prema prečniku valjka. Koeficijent trenja $\mu = 0,3$; $H/D = 1,0$ (•); $0,8$ (x); $0,6$ (Δ); $0,4$ (◊); $0,2$ (△); $0,1$ (◦).



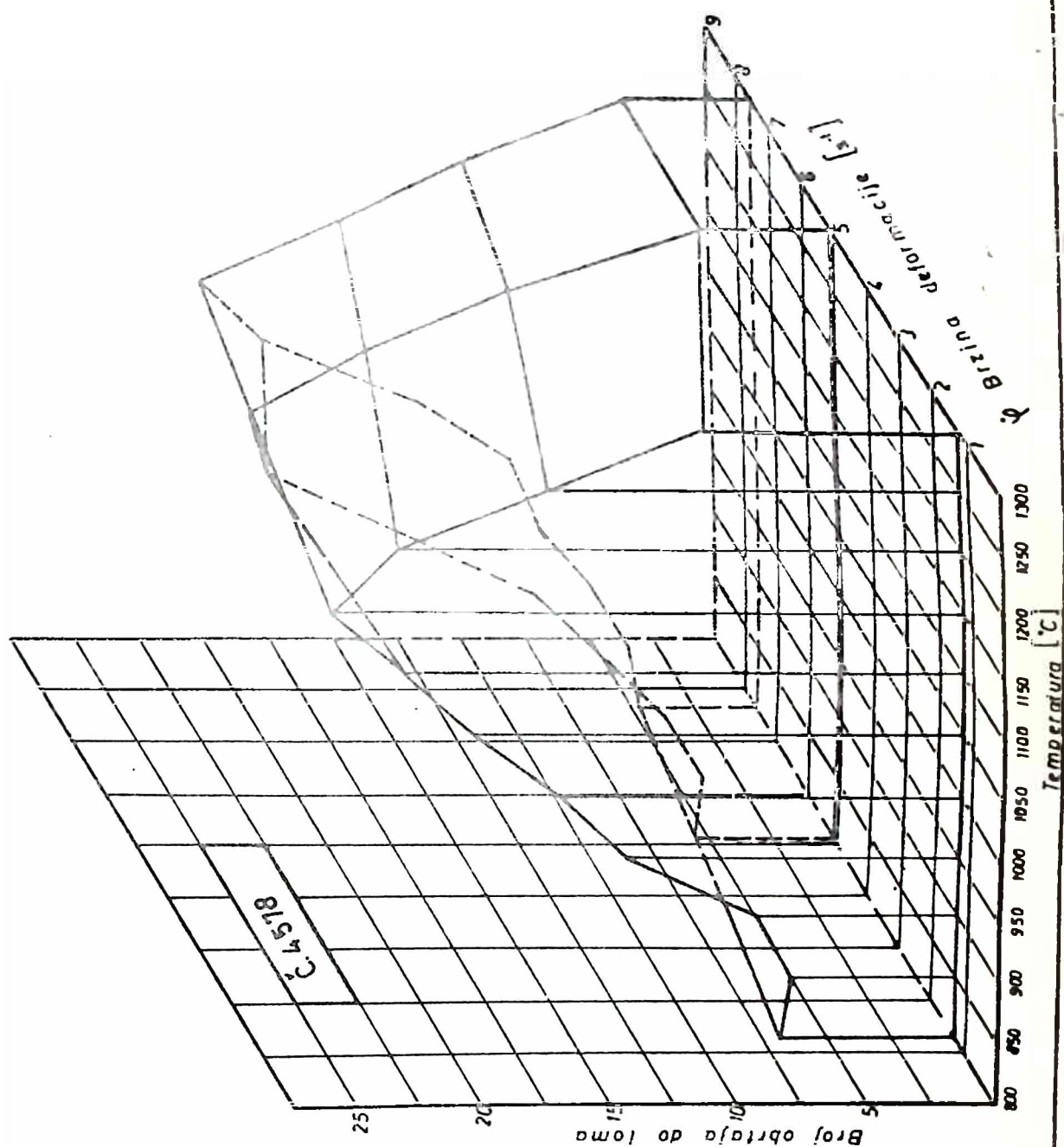
S1.78. Dijagram za određivanje graničnog stepena deformacije pri valjanju u zavisnosti od plastičnosti čelika i odnosa visine polufabrikata prema prečniku valjka. Koeficijent trenja $\mu = 0,3$; $H/D = 1,0$ (•); $0,8$ (x); $0,6$ (▲); $0,4$ (◊); $0,2$ (△); $0,1$ (◦).



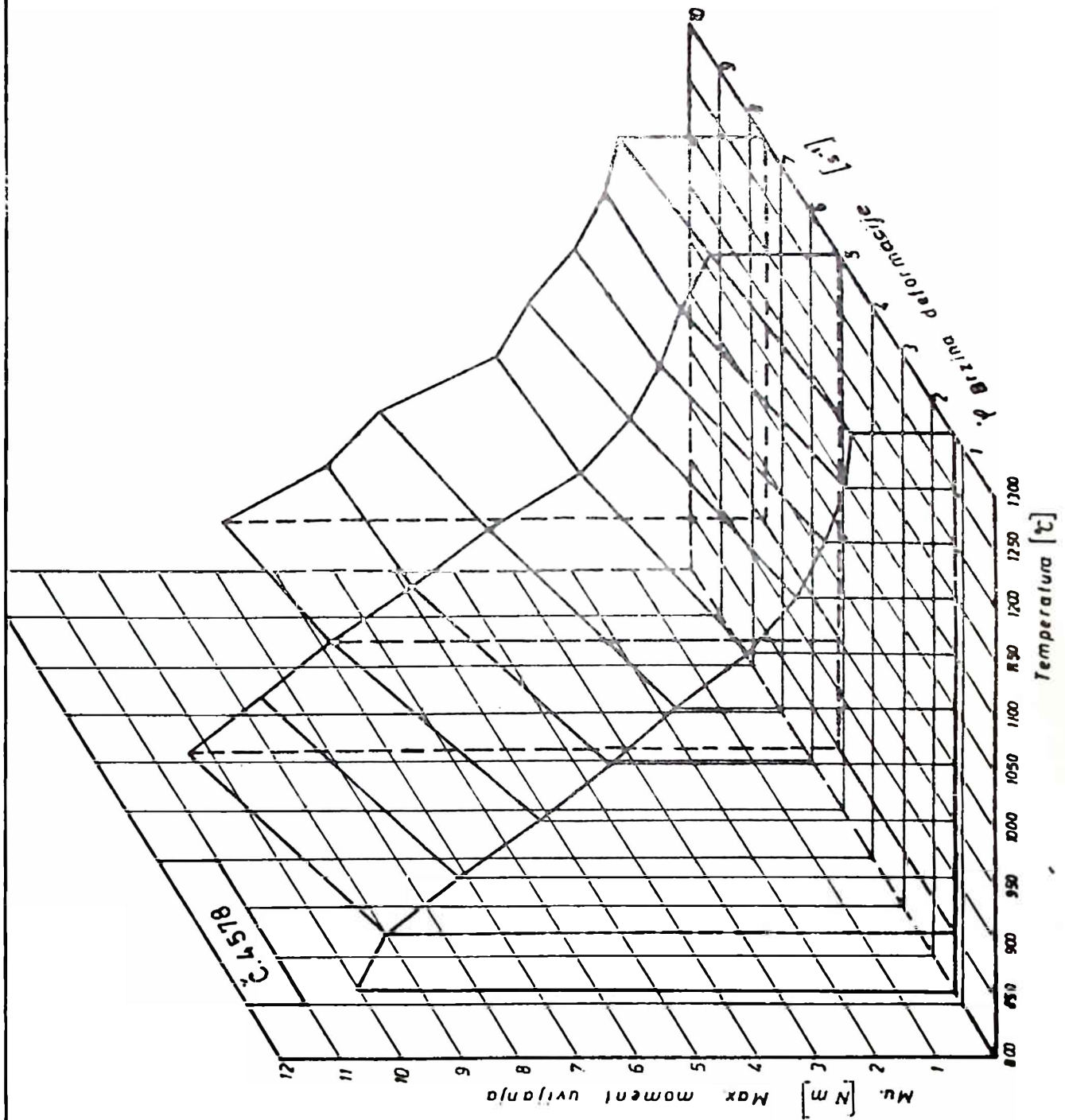
Sl. 79a Zavisnost broja obrtaja do loma od temperature
i brzine deformacije kod želika C 4570



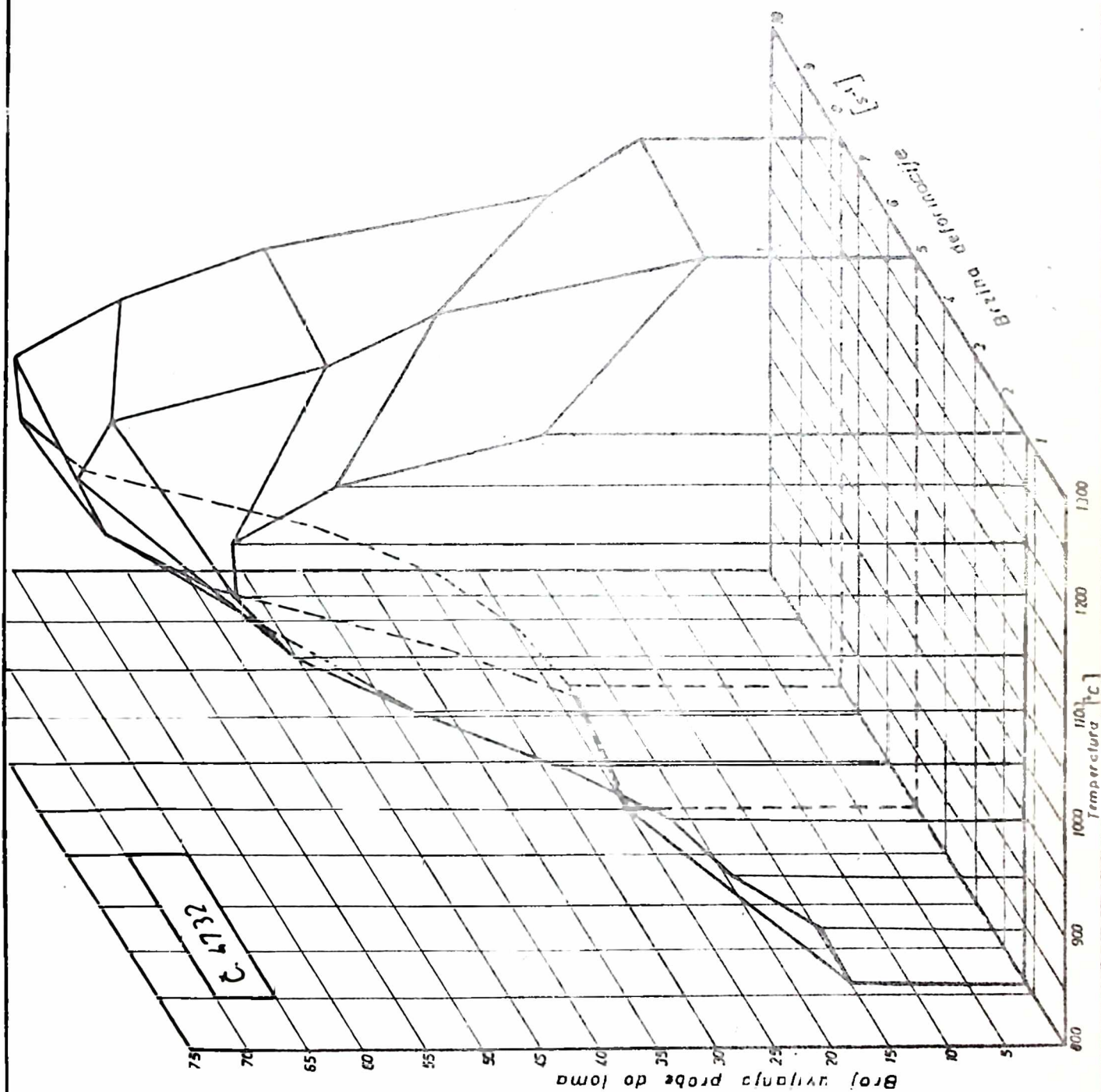
Sl. 79 b Zavisnost max. momenta uvijanja
od temperature i brzine deformacije kod čelika Č.45/10



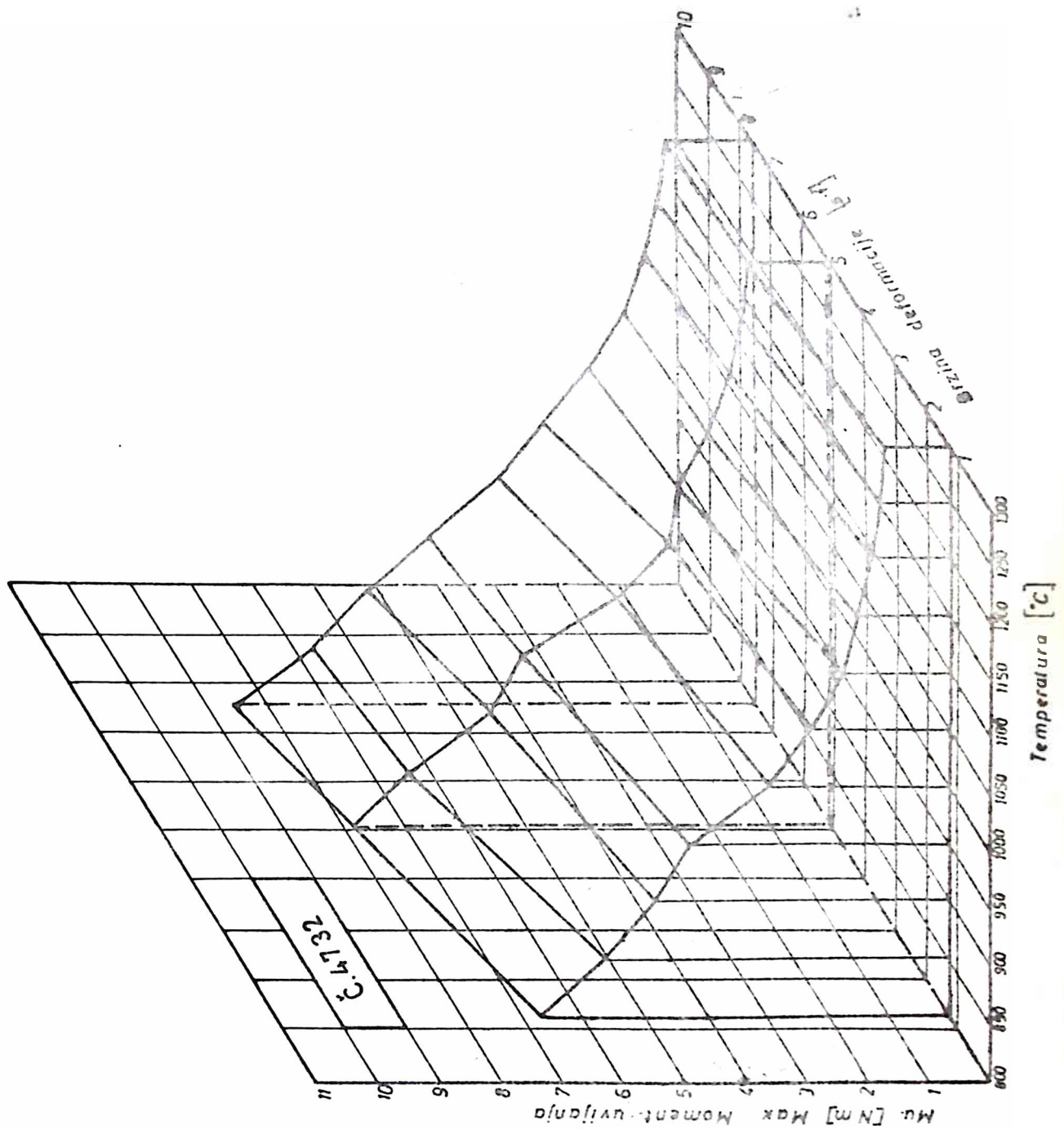
Sl. 80a. Zavisnost broja obrtaja do loma od temperature i brzine deformacije kod čelika Č.4578



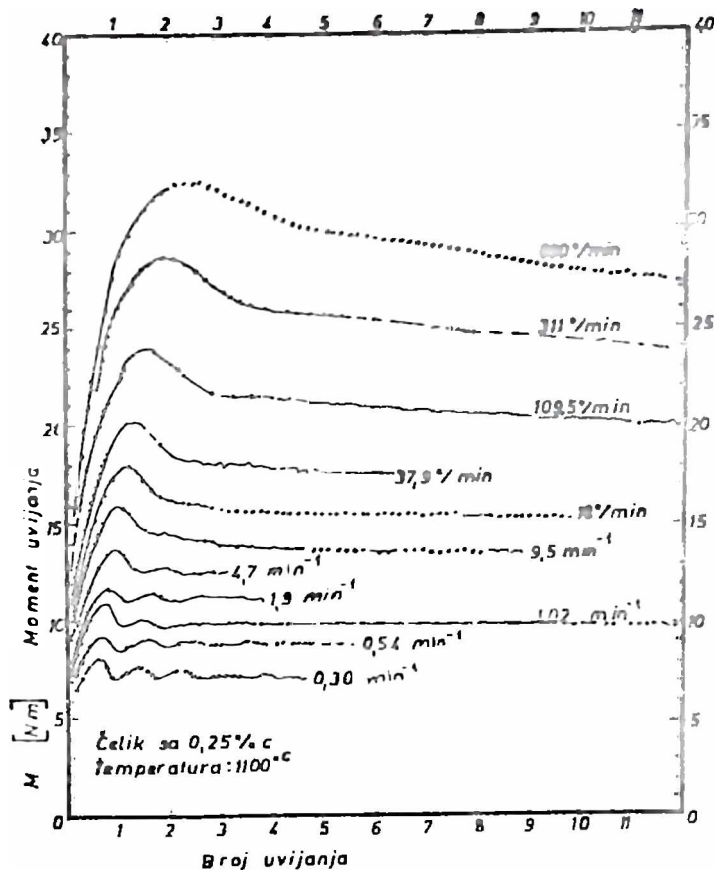
Sl. 80b. Zavisnost maksimalnog momenta uvijanja od temperature i brzine deformacije kod čelika Č.4578



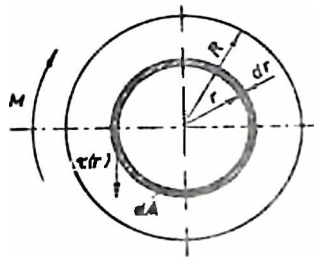
Sl. 81a. Zavisnost broja obrtaja do loma od temperature i brzine deformacije kod čelika Č.4732



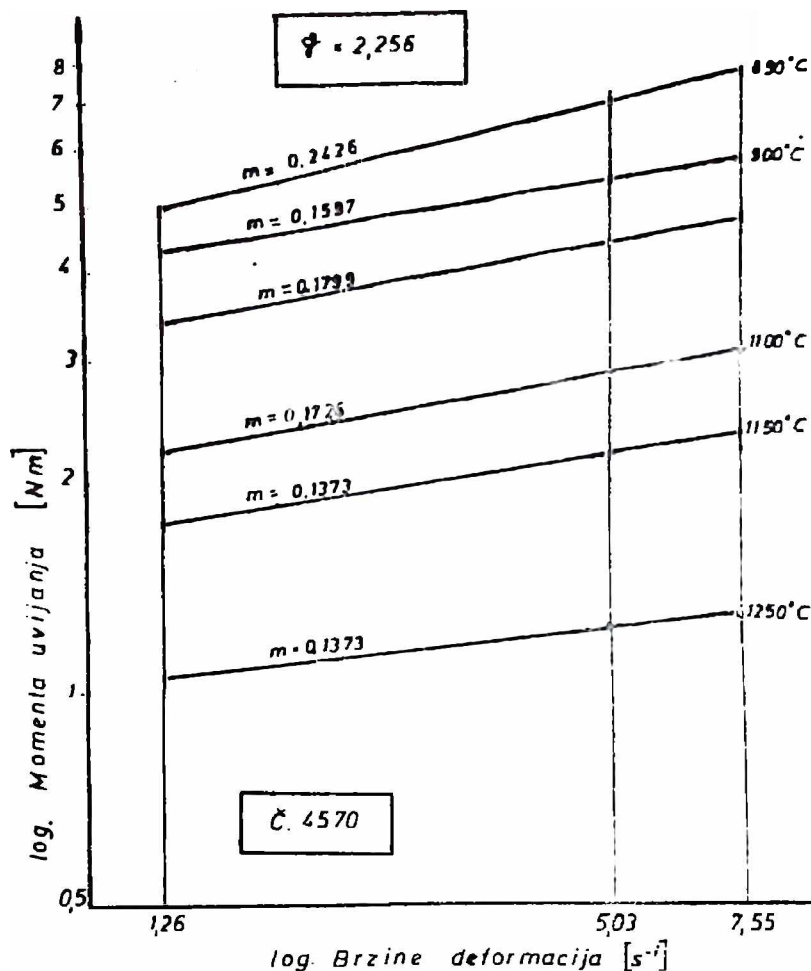
Sl. 81b. Zavisnost maksimalnog momenta uvijanja od temperature i brzine deformacije kod čelika Č.4732



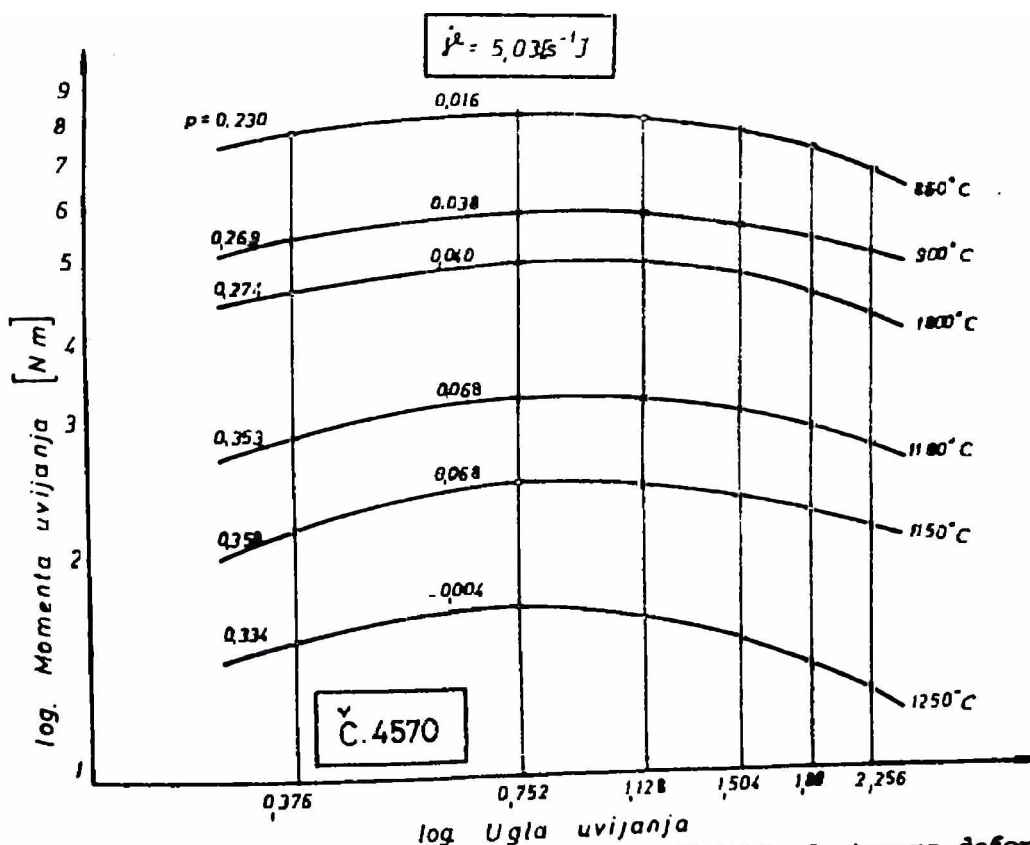
Sl. 82. Zavisnost momenta uvijanja od broja uvijanja probe pri različitim brzinama deformacije



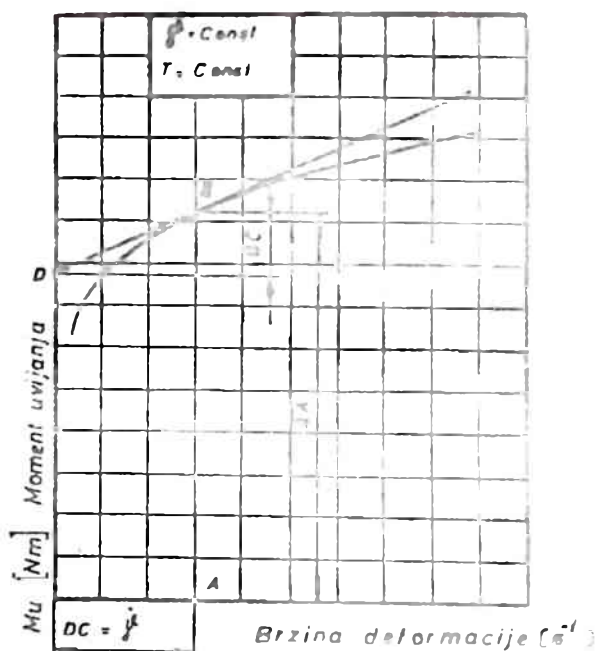
Sl. 83. Poprečni presjek probe na uvijanje



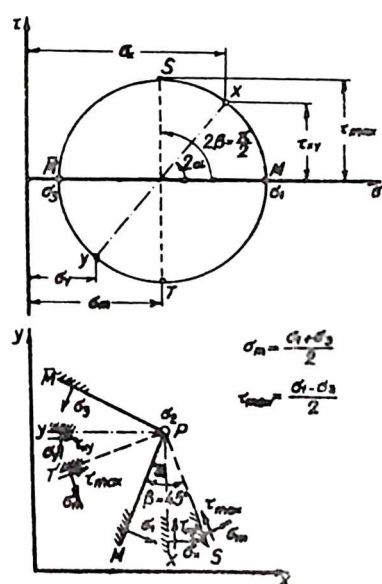
Sl.83a. Zavisnost momenta uvijanja kod čelika Č.4570 od brzine deformacije pri stepenu deformacije od 2,256 i pri temperatur. ispitivanja



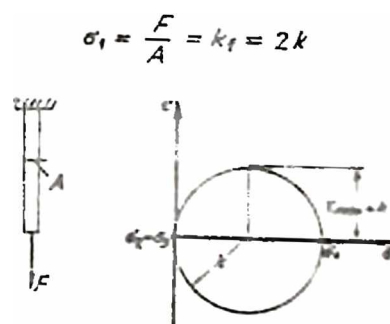
Sl.83b. Zavisnost momenta uvijanja kod čelika Č.4570 od stepena deformacije pri brzini deformacije od $5,03 s^{-1}$ i različitim temperatur. ispitivanja



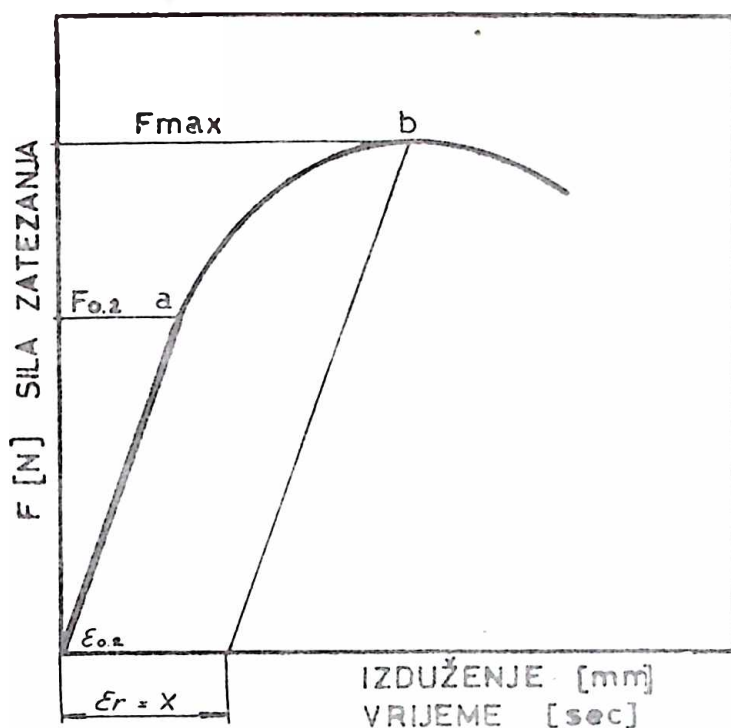
Sl.84. Prikaz grafičkog odredjivanja koeficijenta brzine deformacije



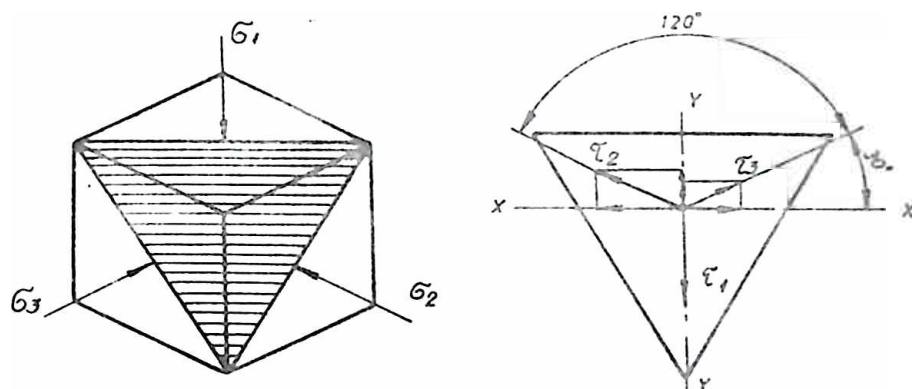
Sl.85. Predstavljanje naponskih stanja preko Mohrovog kruga



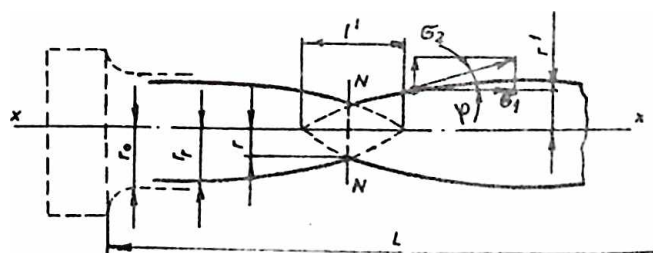
Sl.86. Mohrov krug za jednoosno zatezanje



Sl.87. Dijagram sila zatezanja - trenutno izduženje



Sl.88. Šema napona na smicanje u oktaedarskoj ravni



Sl.89 Šema glavnih napona u zoni kontrakcije zategnute probe.



PODACI POTREBNI ZA DIGITALIZACIJU DOKTORSKE DISERTACIJE

Ime i prezime autora: Radovan Kovacevic

Godina rođenja: 1947

E-mail: kovacevi@smu.edu

Organizaciona jedinica Univerziteta Crne Gore: Masinski Fakultet

Naslov doktorske disertacije: "Prilog identifikaciji obradivosti celika plasticnom deformacijom sa izborom optimalne metode za ispitivanje njihovih plasticnih svojstava"

Prevod naslova na engleski jezik: "Contribution to identification of workability of steels by plastic deformation with selection of optimal method for testing their plastic properties"

Datum odbrane: 21. 2. 1978.

Signatura u Univerzitetskoj biblioteci¹:

Naslov, sažeci, ključne riječi (priložiti dokument sa podacima potrebnim za unos doktorske disertacije u Digitalni arhiv Univerziteta Crne Gore):

Izjava o korišćenju (priložiti potpisanu izjavu):

Napomena:

¹ Podatak o signaturi (lokaciji) može ispuniti biblioteka organizaciona jedinice/Univerzitetska biblioteka

PODACI POTREBNI ZA UNOS DOKTORSKE DISERTACIJE U DIGITALNI ARHIV UNIVERZITETA CRNE GORE

Prevod naslova disertacije na engleski jezik:

Vidi naslov na prethodnoj stranici

Mentor i članovi komisija (za ocjenu i odbranu):

Prof. Dr. Vladimir Solaja, Univerzitet u Beogradu

Prof. Dr. Svetozar Blečić, Mentor, Univerzitet u Titogradu

Prof. Dr. Paul Funke, Univerzitet u Clausthal-u, Njemačka

Prof. Dr. Luka Vujošević, Univerzitet u Titogradu

Prof. dr. Predrag Popović, Univerzitet u Nisu

Sažetak²:

Vidi Disertaciju

Sažetak na engleskom (njemačkom ili francuskom) jeziku:

Vidi Disertaciju

Ključne riječi:

Obradljivost celika plasticnom deformacijom,

Matematičko modeliranje uticaja temperature i brzine deformacije na obradljivost celika

Eksperimentalne metode za ispitivanje obradljivosti celika

² Ukoliko je predviđeni prostor za polja Sažetak, Sažetak na engleskom jeziku, Ključne riječi i Ključne riječi na engleskom jeziku nedovoljan, priložiti ih u posebnom prilogu.

Ključne riječi na engleskom jeziku:

Workability of steels by plastic deformation

Mathematical modeling of effect of temperature and strain rate on workability of steels

Experimental techniques for testing workability of steels

Naučna oblast/uža naučna oblast:

Nauka o materijalima/plasticna deformacija celika

Naučna oblast/uža naučna oblast na engleskom jeziku:

Materials science/ Plastic deformation of steels

Ostali podaci:

IZJAVA O KORIŠĆENJU

Ovlašćujem Univerzitetsku biblioteku da u Digitalni arhiv Univerziteta Crne Gore unese doktorsku disertaciju pod naslovom

koja je moj autorski rad.

Doktorska disertacija, pohranjena u Digitalni arhiv Univerziteta Crne Gore, može se koristiti pod uslovima definisanim licencom Kreativne zajednice (Creative Commons), za koju sam se odlučio/la³.

Autorstvo

Autorstvo – bez prerada ☒

Autorstvo – dijeliti pod istim uslovima

Autorstvo – nekomercijalno

Autorstvo – nekomercijalno – bez prerada

Autorstvo – nekomercijalno – dijeliti pod istim uslovima

Potpis autora

Radovan Kovacevic



U Houston, TX 4.7.2022.

³ Odabrati (čekiirati) jednu od šest ponuđenih licenci (kratak opis licenci dat je na poleđini ovog priloga)