

Vysoká škola strojní a textilní Liberec

nositelka Řádu práce

Fakulta strojní

Katedra tváření a plastů

Obor 23-07-8

Strojírenská technologie

Zaměření: Tváření kovů a plastických

hmot

Výpočet válcovacích sil při valcování trub za studena

KPT - TP - 215

Tomáš Konrád

test - ~~konrad~~!

Vedoucí práce: Doc. Ing. J. Tměj, CSc.

Konzultant: Ing. I. Křeček

Rozsah práce a příloh:

počet stran: 52

počet obrázků: 10

počet tabulek: 7

Datum: 23. května 1986

Vysoká škola: **strojní a textilní** Fakulta: **strojní**

Katedra: **tváření a plastů** Školní rok: **1985/86**

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

(PROJEKTU, UMĚLECKÉHO DÍLA, UMĚLECKÉHO VYKONU)

pro **Tomáše Konráda**

obor **strojírenská technologie**

Vedoucí katedry Vám ve smyslu nařízení vlády ČSSR č. 90/1980 Sb., o státních závěrečných zkouškách a státních rigorózních zkouškách, určuje tuto diplomovou práci:

Výpočet tvářecích sil při válcování trub

Název tématu:

za studena

Zásady pro vypracování:

1. Prostudujte základní principy technologie válcování trub za studena.
2. Seznáňte se s technologií válcování trub ve VTŽ Chomutov.
3. Seznáňte se s metodikou měření sil při válcování.
4. Proveďte návrh metodiky měření válcovacích sil na vybraných poutnických stolicích ve VTŽ Chomutov.
5. Navrhněte zpřesnění výpočtu tvářecích sil ve VTŽ s cílem možnosti zvýšení parametrů válcování.

VYSOKÁ ŠKOLA STROJNÍ A TEXTILNÍ
Ústřední knihovna
LIBEREC 1, STUDENTSKÁ 5
PSČ 461 17

V 145 / 165

KPT / TP

Rozsah grafických prací:

Rozsah průvodní zprávy:

40 - 50 stran

Seznam odborné literatury:

1. POČTA : Základy teorie tváření kovů.
2. HAJDUK : Měření válcovacích tlaků na stolcích.
3. Literatura VTŽ Chomutov

Vedoucí diplomové práce:

Doc. Ing. Jaroslav Tměj, CSc.

Datum zadání diplomové práce:


27. 9. 1985

Termín odevzdání diplomové práce:

23. 5. 1986

L. S.


Doc. Ing. Jaroslav Tměj, CSc.
Vedoucí katedry


Doc. Ing. Ján Alaxín, CSc.
Děkan

V Liberci dne 27. 9. 19 85

THE UNIVERSITY OF MICHIGAN LIBRARY

THE UNIVERSITY OF MICHIGAN LIBRARY
ANN ARBOR, MICHIGAN 48106-1000
TEL: 734 763 1000 FAX: 734 763 1001
WWW: WWW.LIBRARY.MICHIGAN.EDU

ANN ARBOR, MICHIGAN, U.S.A. 1997

sent to

O B S A H:

1. Úvod	1
2. Válcování trub za studena	2
2.1 Kalibrace válcovacího nářadí	4
2.2 Kinematické poměry při válcování	13
3. Válcování trub ve VTŽ	16
3.1 Technologie výroby trub větších průměrů	16
3.2 Technologie výroby trub rozměrů 6 - 150 mm	17
3.2.1 Příprava polotovaru	17
3.2.2 Válcování za studena	18
3.2.3 Finální zpracování trubek	20
3.2.4 Kontrola a dělení trubek	21
4. Měření sil na poutnických stolicích	23
4.1 Postup řešení	24
4.2 Snímač vertikální síly	24
4.3 Měřicí zařízení PMZ - 1	27
5. Výpočet válcovacích sil	29
5.1 Použitá označení a jejich význam	29
5.2 Výpočet kalibrace nářadí	30
5.3 Deformační charakteristika oceli 17 901 (ATA SUPER) ..	31
5.4 Výpočet podle Geleje	35
5.5 Výpočet podle Neumanna a Siebela	37
5.6 Výpočet podle VUHŽ	38
5.7 Výpočet podle VTŽ	38
5.8 Porovnání výsledků výpočtů	38
5.9 Zhodnocení výsledků	39
6. Měření tvrdosti	45
7. Závěr	49
8. Literatura	51

1. Úvod

Neustálý růst životní úrovně naší socialistické společnosti vyžaduje, aby stále více byly uspokojovány všechny materiálové a kulturní požadavky obyvatelstva. Základem těchto požadavků je správný chod hospodářství, v daném případě průmyslu.

XVII. sjezd KSČ uložil zaměřit rozvoj strojírenství, jako nositele vědecko-technického rozvoje ve všech odvětvích národního hospodářství a hlavního exportního odvětví na vytvoření nezbytných podmínek pro podstatné zvýšení technické úrovně výroby na základě realizace nejnovějších výsledků vědecko-technického rozvoje, urychlené zavádění nových výrobních technologií a výrobků a na snížení nákladů výroby.

V souladu s programem výstavby jaderných elektráren v ČSSR a přijatými závazky vůči zemím RVHP zabezpečit dodávky zařízení pro jaderné elektrárny typu VVER 440 a 1000. Součástí tohoto úkolu je i zkvalitňování mechanických vlastností a povrchu trub, vyráběných z austenitických nerezavějících ocelí pro parogenerátory jaderných elektráren výše uvedeného typu.

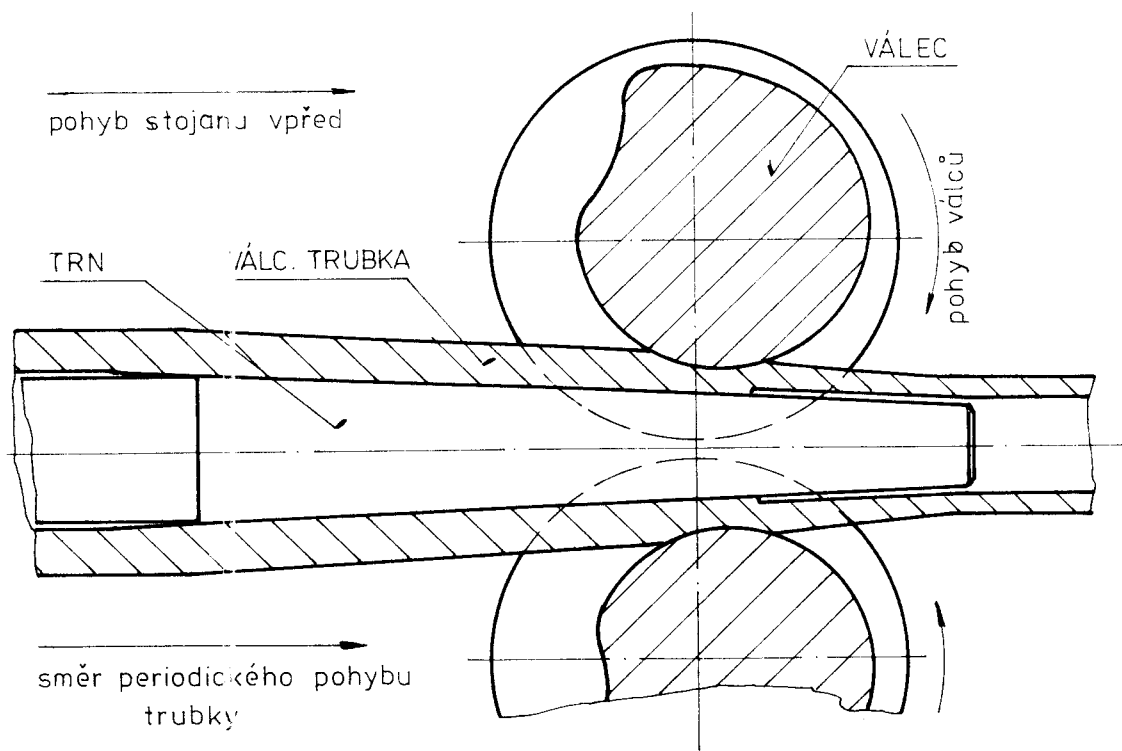
Cílem této práce je posoudit dosud publikované metodiky výpočtu válcovacích sil při válcování trub za studena, a vybrat nejvhodnější z nich.

2. Válcování trub za studena

Způsob výroby trub válcováním za studena je znám již od roku 1928, kdy byl použit v USA firmou THE RUBE REDUCING CORPORATION pod názvem THE ROCKRITE PROCES. Nejednalo se však tehdy o úplně nový proces výroby trub, ale spíše o aplikaci vynálezu MANNESMANNNA z roku 1890 o poutnickém válcování trub za tepla. Po roce 1934 bylo válcování trub za studena rozšířeno i do Evropy, zejména do Německa, Anglie a Sovětského svazu. Postupem doby docházelo k modernizaci poutnických válcovacích stolic pro válcování trub za studena, přecházelo se na rychloběžné válcovací stolice s dokonalým vyvažováním setrvačných hmot, měnila se kalibrace náradí, zkoumala se možnost použití lepších mazadel, ověřovalo se válcování při zvýšených teplotách apod. Princip válcování trub za studena se však nezměnil.

Polotovar získaný tvářením za tepla je při válcování za studena periodicky tvářen obr. 1 tak, že válce se speciální kalibrací naválcovávají polotovar na trn za současné redukce průměru i tloušťky stěny polotovaru. Pohyb válcovacího stojanu, ve kterém je otočně vložen pár válců, je odvozen od pohybu ojnice a klikového hřídele. Otáčení válců ve válcovacím stojanu je vyvoláno odvalováním pastorku, nalísovaného na osu válce, po ozubeném hřebenu, který je připevněn na rám válcovací stolice. V zadní krajní poloze stojanu, kdy válce nejsou ve styku s trubkou, dochází k natočení válcované trubky o určitý úhel (57°) a k posuvu trubky do záběru, přičemž trn se v axiálním směru nepohybuje. Celý proces se periodicky opakuje. V okamžiku válcování, kdy se válce od-

Obr. 1 Lehár vřícování trub za studena



valují po pracovním kuželu trubky, je válcovaná trubka a trn v klidu. Během válcování probíhá intenzivní chlazení nářadí a mazání trubky.

Za dobu již téměř 50 let používání válcování trub za studena byl tento výrobní způsob již mnohokrát podroben teoretickým rozborům. Válcování za studena podrobně analyzoval Ševakin, velmi cenné jsou však i práce Koffa, Neumanna, Těterina, Polka, Dahla a Niehaus a dalších. V ČSSR se touto problematikou zabývá VUHŽ Dobrá ve spolupráci s VTŽ Chomutov.

Přes značné množství publikací, týkajících se válcování trub za studena, je stále ještě řada problémů nevyjasněna. Například kalibraci nářadí je nutno řešit s ohledem na procesy plastické deformace a strukturní změny v oceli vál-

cované trubky. Kalibrace nářadí zatím nebyla řešena s přihlédnutím k opotřebení nářadí, a tím ke změně jeho tvaru.

Pro řešení naznačené problematiky, zejména s ohledem na válcování kvalitních trubek pro jadernou energetiku, bude účelné systematicky studovat válcování trubek za studena, a to zejména mechanismy plastické deformace kovu trubky při skutečných stavech napjatosti a konkrétních termodynamických podmínkách při válcování .

Průběh plastické deformace při válcování trub za studena, který ovlivňuje kvalitu hotových trubek, závisí jednak na vlastnostech kovu válcované trubky a jednak na vnějších podmínkách válcování.

Závisí tedy na těchto faktorech:

- a) kinematické poměry válcovací stolice
- b) kalibrace válcovacího nářadí
- c) teplota trubky při válcování
- d) relativní pohyb mezi nástrojem a trubkou
- e) stavy napjatosti
- f) rychlost deformace
- g) strukturní změny při válcování
- h) mechanismus tvorby vad

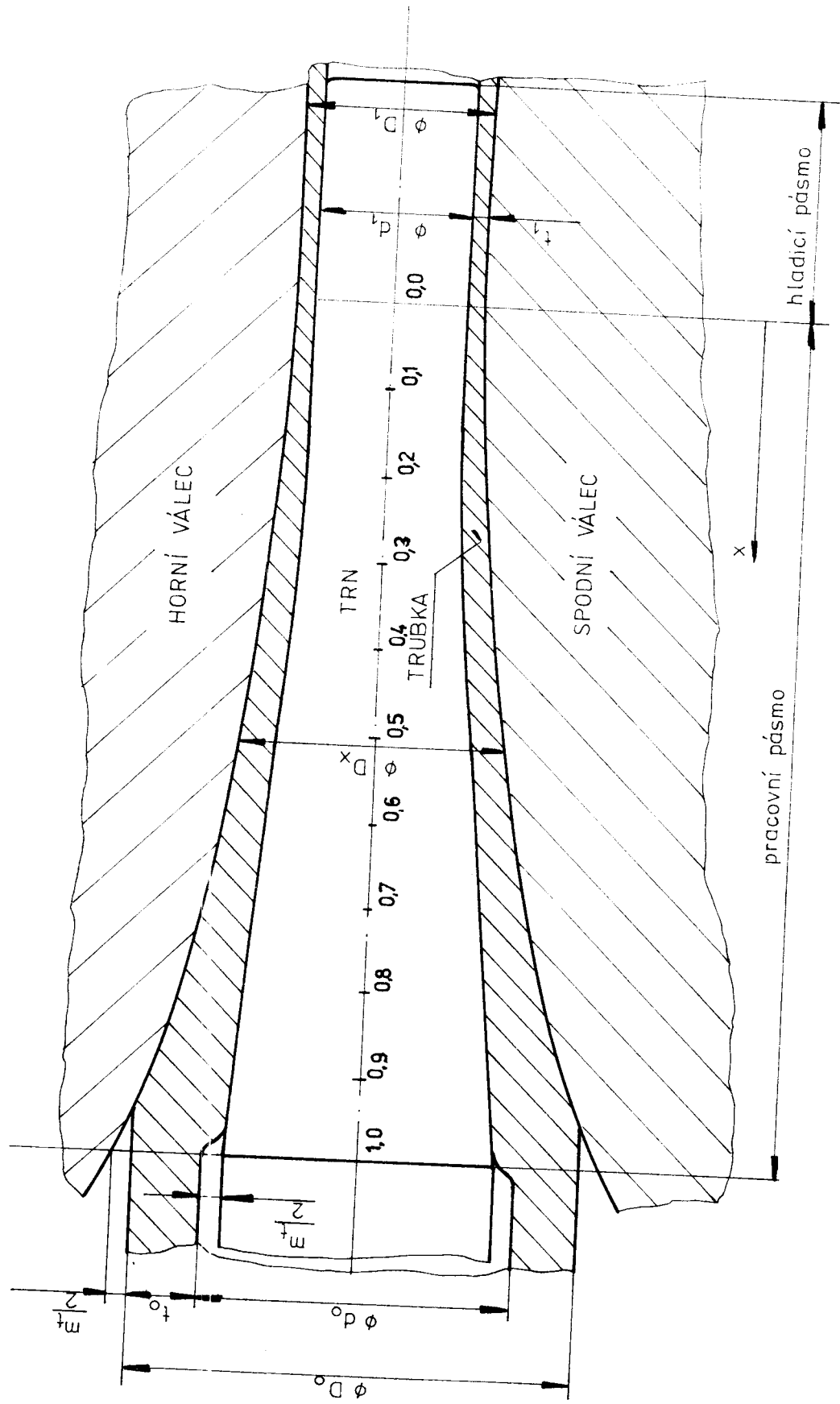
Z hlediska výpočtu tvářecích sil je nutné blíže se seznámit s kalibrací válcovacího nářadí a kinematickými poměry válcovací stolice.

2.1 Kalibrace válcovacího nářadí

Dříve než začneme popisovat a charakterizovat jednotlivé kalibrační způsoby, vysvětlíme si potřebné pojmy.

Na obr. 2 je znázorněn tvar válcovacího trnu, tvar

Obr. 2 Rozvinutý tver kalibru



tvářené trubky a rozvinutý tvar kalibrace válců nebo válcovacích segmentů. Na tomto obrázku značí D_ϕ , d_ϕ a t_ϕ rozměry polotovaru, D_1 , d_1 a t_1 rozměry vyválcované trubky, m_k je vůle mezi vnějším průměrem polotovaru a průměrem kalibrace válců v místě $x = L$, přičemž L je délka pracovního pásma, m_t je vůle mezi trnem a vnitřním průměrem polotovaru v místě $x = L$. Prodloužení λ_x v místě x je určeno jako

$$\lambda_x = \frac{F_\phi}{F_x} \quad (1)$$

kde F_ϕ resp. F_x jsou plochy řezu válcované trubky v místě $x = L$ resp. x . Po úpravě (1) získáme

$$\lambda_x = \frac{t_\phi (D_\phi - t_\phi)}{t_x (D_x - t_x)} \quad (2)$$

celkové prodloužení $\lambda = \lambda_{x=0}$

$$\lambda = \frac{t_\phi (D_\phi - t_\phi)}{t_1 (D_1 - t_1)} \quad (3)$$

součinitel redukce tloušťky stěny γ_x je určen vztahem

$$\gamma_x = \frac{t_x}{t_\phi} \quad (4)$$

Při válcování trubek za studena dochází nejprve v pracovním pásmu jen k redukovaní průměru polotovaru, přičemž nepatrně vzroste tloušťka stěny polotovaru t_ϕ . Zesílení tloušťky stěny trubky dle Ševakina a kol. /1/ je (0,05 až 0,06) hodnoty redukce vnějšího průměru. Po dosednutí vnitřního povrchu polotovaru na trn nastane redukce tloušťky

stěny za současné redukce průměru. V hladícím pásmu již nedochází k redukci průměru ani tloušťky stěny.

Pro správný průběh válcování trubky za studena je velmi důležitý tvar kalibrace válců i trnu v pracovním pásmu.

V zásadě existují dva způsoby kalibrace

- a) stupňovitá přímková
- b) spojitá křivková

Kalibrace stupňovitá se vyznačuje tím, že rozvinutý tvar kalibru válců je tvořen několika na sebe navazujícími kužely, trn je kuželovitý po celé délce. Podrobně tuto kalibraci popisují autoři prací /2, 3/. Nevýhodou této kalibrace je, že v místech přechodu dvou kuželových úseků nastává prudká změna prodloužení, redukce tloušťky stěny, válcovacího tlaku. Proto se tento typ kalibrace nepoužívá pro válcování trub s velkými uběry.

Mnohem rozšířenější než stupňovitá přímková je kalibrace spojitá křivková. Tato kalibrace může být dvojí - buď je trn i rozvinutý tvar kalibru válce křivkový nebo rozvinutý tvar kalibru válce je křivkový a trn je kuželový.

O tvaru křivky spojitě křivkové kalibrace bylo mnoho polemik. Někteří autoři řešili tuto křivku z hlediska co největšího využití plastických vlastností kovu trubky /1/, například Ševakin /1/ - metoda MIS - předpokládal, že změna tloušťky stěny se má řídit vztahem

$$\frac{\Delta t}{t_x} = a e^{\frac{nx}{l}} \quad (5)$$

kde exponent $n = 0,5$ až $0,64$. Podle Osady a kol. /1/ - metoda VNITI - je změna tloušťky stěny

$$\frac{\Delta t}{t_x} = A - Bx \quad (6)$$

nebo

$$\frac{\Delta t}{t_x} = A - Bx^2 \quad (7)$$

Jiní autoři při určování tvaru křivky kalibru vycházejí z podmínky neproměnnosti tlaku kovu trubky na válce podél pracovní části kalibrace, nebo z poklesu tlaku směrem k menšímu průměru tvářeného kužele.

Neumann a Siebel /4/ řešili tvar kalibrace za podmínky, že přetvárná práce na jednotku délky chodu stojanu je stále stejná.

Všechny dosud uvedené křivkové kalibrace uvažovaly použití kuželového trnu. Mezi nejmodernější kalibrace však patří kalibrace, kde jak rozvinutý tvar kalibru válců, tak i tvar trnu jsou tvořeny určitou spojitou křivkou.

Zajímavý způsob kalibrace navrhl Polek /5/. Použil pro válce i pro trn křivku traktrisu, odvozenou jako meridianovou křivku rotační plochy tvářeného kužele trubky za podmínky, že součin poloměrů křivosti v podélném i příčném řezu rotační plochy je konstantní.

Optimální tvar křivky trnu řešil Mironov a kol. /6/ metodou minimalizace integrálního funkcionálu

$$J = \int f(x,u) dt \quad (8)$$

kde za funkci přechodu $f(x, u)$ uvažovali energetické ztráty na překonání sil vnitřního odporu kovu trubky proti válcování. Řešení úlohy ukázalo, že značné snížení funkcionálu nastává při záměně kuželového trnu parabolickým, což umožňuje buď o 30 až 50 % zvýšit deformaci průřezu trubky nebo dvakrát zvětšit posuv polotovaru.

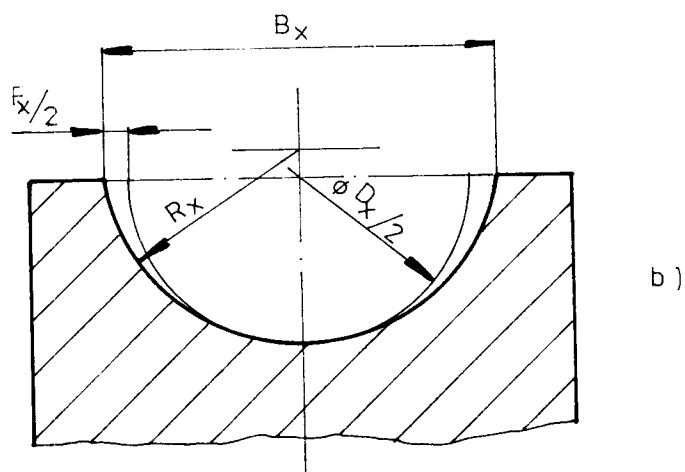
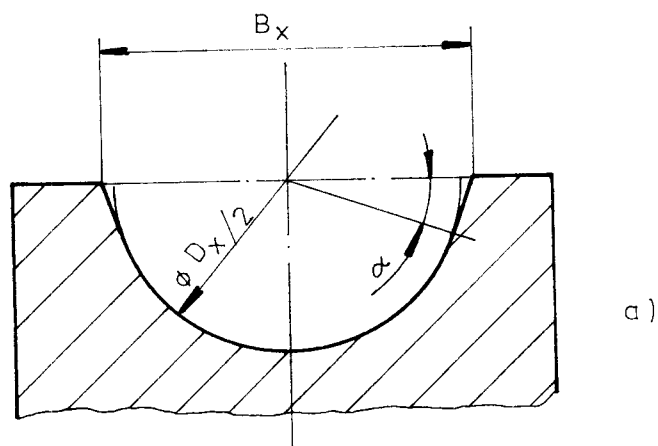
Parabolický tvar trnu řešil i Švejkin a kol. /7/. Patentovaná kalibrace firmy MANNESMANN - MEER /8, 9, 10/ používá pro kalibraci válců parabolu vyššího stupně. Trn používá buď kuželový (zejména pro malé průměry trubek), nebo rovněž parabolický.

Prokázat experimentálně vhodnost té či oné kalibrace, není záležitost finančně ani časově jednoduchá. Mezi kritéria, posuzující vhodnost určité kalibrace patří:

- plně využít plastické schopnosti materiálu, t. j. dosáhnout maximální úběr
- dosáhnout rovnoměrného rozložení válcovacího tlaku podél kalibračního pásma
- vynaložit minimální množství energie při válcování
- vyválcované trubky musí být bez vad a musí mít vysokou geometrickou i rozměrovou přesnost
- mezi neposlední kritéria patří i pracnost výpočtu kalibrace a z ekonomického hlediska je důležité dosáhnout co největší životnosti nářadí

Na základě zkušeností z výroby trub pro jadernou energetiku ve VTŽ Chomutov lze usoudit, že mezi nejdůležitější kritéria vhodnosti určité kalibrace bude patřit válcování trubek bez výskytu vad na vnějším a zejména na vnitřním

Obr. 3 Rozevření boku kalibru



povrchu vyválcovaných trub. Zatím je VTŽ Chomutov používána na rychloběžných válcovacích stolicích. kalibrace firmy MANNESMANN - MEER. Proto je pro všechny následující výpočty použito této metody výpočtu kalibrace.

Kalibr válců není v příčném řezu kruhový, ale jak ukazuje obr. 3, boky kalibru jsou rozevřené. Správné rozevření boků kalibru je úzce spojeno s posuvem trubky do záběru a má

velký vliv na geometrickou přesnost vyválcované trubky i na vznik vad.

Podle Jemeljaněnka /11/ má být rozevření boků kalibru v místě x rovno průměru kalibru v místě $x + \Delta x$, kde hodnota Δx je určena podmínkou, že objem kovu trubky mezi místy x a $x + \Delta x$ se rovná objemu kovu posunutému do záběru. Avšak již pro přímkovou stupňovitou kalibraci představuje výpočet hodnoty Δx řešení kubické rovnice. Proto Osada /11/ zavedl určité zjednodušení do Jemeljaněnkových výpočtů a získal následující rovnici pro výpočet rozevření boků kalibru B_x :

$$B_x = D_{x'} + 2 \left\{ \frac{[\sqrt{t_x^2 + 2V(tg\gamma - tg\alpha)} - t_{x'}] tg\gamma}{tg\gamma - tg\alpha} \right\} \quad (9)$$

kde x značí hodnotu $L - x$ s ohledem na směr souřadnice x na obr. 2.

Hodnota V je určena vztahem

$$V = \frac{D_0 + d_0}{D_{x'} + d_{x'}} m t_0 \quad (10)$$

γ je úhel kuželovitosti rozvinutého tvaru kalibrace válců a α je úhel kuželovitosti trnu.

Podle Koffa /11/ však hodnoty rozevření boků kalibru vypočítané dle vzorce (9) jsou nižší než hodnoty rozevření boků používané v praxi. Ševakin /11/ pro výpočet rozevření boků kalibru odvodil vztah

$$B_x = D_{x'} + 2 [k_x m \lambda_x (tg\gamma_x - tg\alpha) + k_d m \lambda_x tg\alpha] \quad (11)$$

kde γ_x je úhel kuželovitosti tečného kužele k rozvinutému kalibru v místě x , k_x je koeficient, jehož hodnota se mění

od 1,8 do 1,05 podél délky kalibračního pásma, $k_x = 0,7$ je koeficient uvažující horizontální zploštění trubky.

V metodě NTZ /11/ se používá pro B_x rovnice

$$B_x = D_x + 2b_x \quad (12)$$

kde $b_x = m \lambda_x \pm g \gamma$ metoda NTZ uvažuje opotřebení válců, a to σ opotřebení kalibru v jeho vrcholu a ε jako poměr opotřebení boků kalibru a hloubky kalibru. Pak rozevření boků kalibru se počítá dle vztahu

$$B_x = D_x + 2m \lambda_x \pm g \gamma + (1 - \varepsilon) \sigma \quad (13)$$

Hodnoty opotřebení σ a ε je nutno zjistit experimentálně.

Později Ševakin a Glejberg /12/ upravili rovnici pro rozevření boků kalibru na tvar

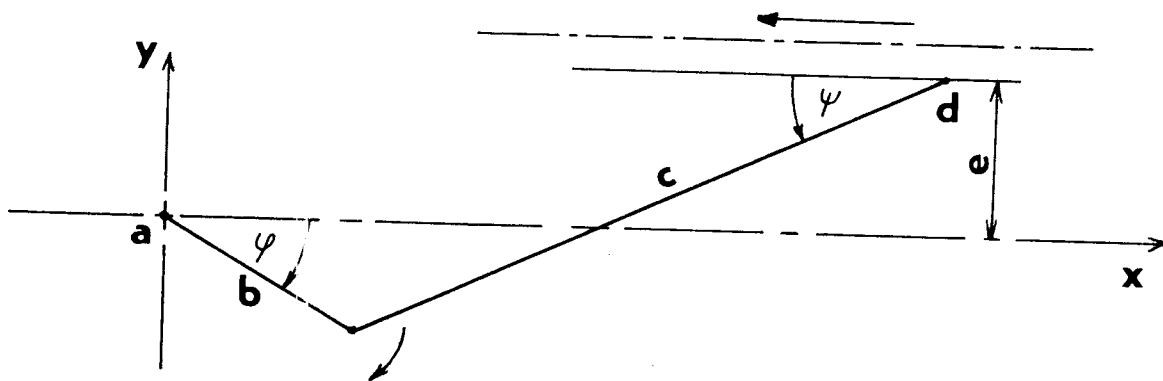
$$B_x = D_x + 2k_1 m \lambda_x \pm g \gamma \quad (14)$$

kde $k_1 = 1,2$ až $1,4$.

Až dosud uvedené výpočty rozevření boků kalibru uvažovaly způsob rozevření dle obr. 3a t. j. boky kalibru jsou rozevřeny tečně ke kruhovitému tvaru kalibru.

Firma MANNESMANN - MEER /13/ však uvažuje jiný tvar rozevření boků kalibru, a to dle obr. 3b. Boky kalibru jsou rozevřeny tím způsobem, že v příčném řezu je tvar kalibru tvořen kruhovým obloukem, avšak s poloměrem \bar{R}_x větším, než je hloubka kalibru $\frac{D_x}{2}$. Mezi poloměrem \bar{R}_x a rozevřením boků kalibru B_x platí následující vztah

$$B_x = 2\sqrt{\bar{R}_x^2 - \left(\bar{R}_x - \frac{D_x}{2}\right)^2} \quad (15)$$



Obr. 4 Kinematické schéma poutnické válcovací stolice

Firma MANNESMANN - MEER způsob výpočtu hodnoty B_x neuvádí, uvádí však přibližné grafické řešení /13/. O tom, zda se použije tvar rozevření dle obr. 3 a či b, rozhoduje především vybavení vhodným strojem pro broušení válců. Ve VTŽ Chomutov jsou válce pro rychloběžné poutnické stolice broušeny na strojích BECKER a GRANLUND dle způsobu na obr. 3 b.

2.2 Kinematické poměry při válcování

Na obr. 4 je uvedeno kinematické schéma poutnické válcovací stolice. Pro další výpočty budeme označovat délku kliky R , délku ojnice L_1 , úhel natočení kliky φ a úhel natočení ojnice ψ . Pak pro zvolený souřadnicový systém dle obr. 4 získáme následující rovnice pro polohu f , rychlost \dot{f} a zrychlení \ddot{f} stojanu v závislosti na úhlu natočení kliky:

$$f = R \left(\cos \varphi + \frac{1}{\lambda} \cos \psi \right) \quad (16)$$

$$\dot{f} = -R\omega (\sin \varphi + \cos \varphi \pm q \psi) \quad (17)$$

$$\ddot{f} = -R\omega^2 \left(\frac{\cos(\varphi + \psi)}{\cos \psi} \right) + \lambda \frac{\cos^2 \varphi}{\cos^3 \psi} \quad (18)$$

$$\text{kde } \lambda = \frac{R}{L_1} \qquad \varepsilon = \frac{e}{L_1}$$

přičemž platí, že

$$\sin \psi = \varepsilon + \lambda \sin \varphi \qquad (19)$$

Při derivacích byla volena úhlová rychlost ω klikového hřídele konstantní. Tento předpoklad je zřejmě správný, protože např. Peytavin /14/ uvádí kolísání uhlové rychlosti setrvačnicku v rozmezí jen 3 až 4 %.

Celková délka zdvihu s stojanu je dána rozdílem hodnot f_{\max} a f_{\min} , které určují krajní polohy válcovacího stojanu obr. 4.

$$f_{\min} = \sqrt{(L_1 - R)^2 - e^2} \qquad (20)$$

$$f_{\max} = \sqrt{(L_1 + R)^2 - e^2} \qquad (21)$$

V tab. 1 jsou uvedeny kinematické parametry poutnických stolic.

Střední rychlost pohybu stojanu byla uvažována dle vztahu

$$\dot{f}_{\text{stP}} = \frac{2ns}{60} \quad [\text{m/sec}] \qquad (22)$$

kde n jsou otáčky klikového hřídele (1/min).

Přestože průběh rychlosti stojanu \dot{f} se mění v závislosti na poloze stojanu, dá se uvažovat pro naše účely střední rychlost pohybu stojanu při tváření trubky přibližně konstantní, a to 5 až 7 m/sec pro rychloběžné poutnice a kolem 2,5 m/sec pro pomaloběžné. Délka kalibračního pásma je totiž jen 75 až 80 % délky zdvihu stojanu, takže nízké rych-

Tab. 1 Kinematické parametry poutnických stolic 50 VMR, 100 VMR a 2,5" Meer

Typ poutnice		50 VMR	100 VMR	2,5" Meer
délka kliky R	mm	395	565	285
délka ojnice ^{L₁}	mm	2805	4105	2700
vyosení e	mm	200	330	200
$\lambda = \frac{R}{L_1}$	l	0,1408199	0,1376370	0,1055555
$\xi = \frac{e}{L_1}$	l	0,0713012	0,0803897	0,0740741
n-otáčky klik. hřídele	l/min	200	120	100
úhl. rychlost	l/sec	20,94	12,57	10,47
$f_{max.}$	mm	3193,74	4658,33	2978,29
$f_{min.}$	mm	2401,69	3524,59	2406,70
s	mm	792,05	1133,74	571,59
\dot{f} stř.	m/sec	5,28	4,53	1,91

losti stojanu v okolí krajních poloh stojanu neovlivní podstatně střední rychlost stojanu při tváření trubky.

S ohledem na značná zrychlení a velkou hmotu stojanu válcovací stolice jsou moderní poutnice vybaveny dokonalým vyvažovacím zařízením /11,14 ,15 /.

3. Válcování trub ve VTŽ

S ohledem k dlouholetým zkušenostem s výrobou bezešvých trub byly Válcovny trub a železářny pověřeny výrobou trub z nerezavějících ocelí. V letech 1977 až 1983 byla realizována rozsáhlá investiční výstavba, jejímž cílem bylo zajištění výroby bezešvých trub při dosažení vysoké kvality povrchu trub. Vyráběné trubky splňují dále požadavky na odolnost proti korozi a mechanické vlastnosti při normálních i zvýšených teplotách.

Především jsou vyráběny trubky z austenitických ocelí, jejichž představitelem je chromniklová ocel typu 18/10 stabilizovaná titánem.

Výrobní program austenitických ocelí je zaměřen na oceli pro chemické strojírenství, potravinářský průmysl a energetiku, kde významný podíl má výroba trub pro jaderné elektrárny.

Rozměrový sortiment trubek je od vnějšího průměru 6 mm do 325 mm, tloušťka stěny je od 0,3 do 30 mm. Technologie výroby je závislá na rozměrové skupině trub. Trubky silnostěnné velkých průměrů (nad 150 mm) se vyrábí technologií válcování za tepla s dalším třískovým opracováním vnějšího i vnitřního povrchu. Trubky do průměru 110 mm se vyrábí z polotovaru vyrobeného tvářením za tepla, který je dále třískově opracován a následně zpracován technologií válcování za studena případně tažení na konečný rozměr. Trubky v rozmezí průměrů 110-150 mm mohou být vyrobeny jednou z uvedených technologií.

3.1 Technologie výroby trub větších průměrů (nad 180 mm)

Vychází z třískově opracované vsázky, která je dodávána hutními podniky z ČSSR jako jsou např. POLDI Kladno, ŠKODA

Plzeň, VŽKG Ostrava. Vsázka má i opracovaný vnitřní průměr - je to tzv. děrovaná vsázka. Jednotlivé kusy jsou sázeny do karuselové pece. Po dostatečném prohřátí probíhá nejprve prodlužování a následuje válcování na poutnických válcovacích stolicích. Výsledkem je silnostěný polotovár, který se dále upravuje. Odřezou se oba konce, polotovár se rovná, třískově se opracuje vnější i vnitřní průměr a nakonec se tepelně zpracuje. Vyrobené trubky se defektoskopicky kontrolují ultrazvukem, stanoví se mechanické vlastnosti každé trubky, čistota oceli a velikost zrna.

3.2 Technologie výroby trub rozměrů 6 - 150 mm

Výroba trub průměrů 6 až 150 mm s dokončením tvářením za studena umožňuje dosažení vyššího stupně protváření a lepších mechanických vlastností. Používá se však jen pro tloušťky stěn hotových trub do 20 mm. Protože se jedná o nejnáročnější a nejrozsáhlejší technologii, bude dále popsána podrobněji.

3.2.1 Příprava polotovaru

Loupaná vsázka průměru 153 nebo 170 mm je rozdělena na konstantní délku kusu. V karuselové peci je ohřáta na tvářecí teplotu kolem 1200° C (závisí na chemickém složení zpracovávaného materiálu). Na vertikálním mechanickém lise je pak vylisován dutý polotovár, který se ještě za tepla redukuje na tažné redukčně na menší rozměr, vhodný pro další zpracování za studena. Po vychladnutí jsou trubky na rovnačce vyrovnány a na rozbrušovacích pilách jsou z nich odřezány konce.

Při tvářením za tepla dochází ke vzniku různých vad, které je možno odstranit loupáním. Na loupacím stroji RIS 125 je

třískově opracován vnitřní průměr dutého polotovaru. Nejčastějším rozměrem je průměr 65 mm, lze však opracovávat v rozmezí 40 až 125 mm v délkách 2,6 až 6 m. Při loupání se používají speciální řezné hlavy se 3 vyměnitelnými řeznými destičkami z tvrdokovu. Řezná hlava je našroubována na konec loupací tyče, která rotuje kolem své osy. Trubkový polotovar je posouván do řezu pomocí kladek. Při vysokém výkonu stroje až 2 metry za minutu je dosahováno drsnosti povrchu $R_a = 3,2 \mu\text{m}$.

Vnější povrch je opracován loupáním na stroji WDHR 140, na kterém lze opracovat vnější průměr 41 až 145 mm v délkách 2,6 až 6 m. Pro získání požadované kvality se používají 4 stavitelné držáky s vyměnitelnými tvrdokovovými destičkami, které jsou umístěné v rotující hlavě. Trubkový polotovar opět koná posuvný pohyb. Kvalita vnějšího povrchu je postačující pod $R_a = 2 \mu\text{m}$. Navíc je možnost vnější povrch po loupání přebrousit na pásové brusce BS 140, zařazené v lince vedle loupáčky WDHR 140.

Problémem třískového opracování však je dodržení geometrie opracovaného trubkového polotovaru. Dochází k úchylce souososti vnějšího a vnitřního průměru vlivem posunutí naváděcích kladek od osy trubky.

3.2.2 Válcování za studena

Pro válcování trubek za studena se používají poutnice, vyrobené firmou DEMAG - MEER. Tyto poutnice mají kruhové válce a umožňují dlouhý pracovní zdvih. Podle maximálního průměru polotovaru jsou jednotlivé typy odstupňovány na VMR 125, VMR 100, VMR 75, VMR 50. Základní parametry těchto strojů jsou v tabulce (2).

Tabulka 2 Parametry poutnických stolic

Typ PZS										
	50 VMR	75 VMR	100 VMR	125 VMR	1,5" Meer	2 1/2" Meer	3 1/2" Meer	4 1/2" Meer	8 1/2" Meer	
max. ϕ polotovaru	51	80	103	135	38	65	89	121	230	
tl. stěny polotovaru	x	x	x	x	2-5	3,5-7	3,5-7	4-10	5-25	
ϕ hotové trubky	12-38	20-60	30-80	48-113	14-20	20-38	30-55	55-90	89-194	
tl. stěny hotové trubky	1-x	1,5-x	1,5-x	1,5-x	1-4	1,5-5,5	2-5,5	2-5,5	3-20	
ϕ válce	300	370	450	520	280	336	402	466,5	760	
délka zdvihu	792,05	993,58	1133,74	1273,5	475	571,59	620	730	1254	
počet dvojjzdvihů	70-220	60-160	55-145	50-135	60-140	50-120	40-80	30-60	30-70	
posuv	3,5-21	3,5-21	3,5-21	3,5-21	1-16	1-16	2-20	2-10	4-24	
výkon elm	165	300	400	550	55	52	80	115	2x600	
max. vert. síla	1250	2000	2500	3750	x	x	x	x	x	
max. kalibr. délka	610	760	920	1000	x	x	x	x	x	
ϕ pastorku	275 286	336 348	400 416	459 476	x	x	x	x	x	

Princip válcování za studena je popsán v předchozí kapitole.

Velký vliv na opotřebení válcovacího nářadí a na kvalitu válcovaných trub má způsob chlazení a mazání. Na stolicích VMR se používá válcovací olej tuzemské výroby PROLONG O. Pro mazání trnu se používá tento olej v kombinaci s pastou PROLONG. Do pracovního prostoru je přiváděn dutou trnovou tyčí. Potřebný tlak 0,6 MPa dodává zubové čerpadlo.

Produktivita způsobu válcování za studena je velmi vysoká a umožňuje celkovou redukci průřezu 50 až 78 %. Například na stolici VMR 100 je možno z opracovaného rozměru ϕ 75 x 6 vyrobit trubku ϕ 38 x 2,6 mm. Z trubky je nutno nejdříve odstranit olej. Hrubé čištění se provádí stíráním, úplné čištění pak odmaštěním v autoklávu. Jako odmašťovací prostředek se používá perchloretylen.

3.2.3 Finální zpracování trubek

Odmaštěné trubky se dále tepelně zpracovávají v pecích s vodíkovou ochrannou atmosférou při teplotách 1020° až 1080°C. Z pece vycházejí trubky různě pokroucené, proto se musí rovnat. Používají se k tomu šestiválcové hyperbolické rovnačky, které umožňují rovnat s přesností 1,5 mm/1 m délky. Trubky se pak podle požadavku zákazníka dělí na přesné nebo výrobní délky.

Pokud se vyrábí trubky s malým průměrem (např. 12 - 32 mm) opakuje se další válcování za studena, tentokrát na stolicích VMR 50. Na nich je možno vyválcovat trubky dlouhé až 40 m.

U trubek ϕ 32 mm a menších se používá jiný způsob odstranění technologického oleje z povrchu trubek. Ve výběhu z poutnice se provádí stírání vnějšího povrchu trubky pryžovou hadi-

cí. Vnitřní povrch je nahrubo vyčištěn prostřelením žebírkové zátky z plastické hmoty. Následuje předodmaštění vnějšího povrchu ostřikem perchloretylénu. Pak dochází k proplachování vždy 5 ti trubek současně. Na trubky jsou z obou konců připojeny objímky a trubky jsou promývány kombinací různých medií, včetně perchloretylenu, alkalických odmašťovačů a demineralizované vody.

V průběžné peci DREVER jsou trubky žíhány opět ve vodíkové ochranné atmosféře při teplotách 1020° až 1080° C. Tato průběžná pec umožňuje žíhat trubky malých rozměrů, tenkých stěn a různých délek (až do 40 m). Trubky prochází pecí na nekonečném drátěném pasu.

K vyrovnání vyžíhaných trubek slouží opět šestiválcové hyperbolické rovnačky, které dovolují zpracovávat trubky v celých výrobních délkách do 40 m. V úpravenské lince jsou vyrovnané trubky předávány k broušení vnějšího povrchu. Je zajišťováno na 14 stojanové pásové brusce NIEDERBERGER, na níž je možno dosáhnout drsnost povrchu trubek pod $Ra = 1\mu m$.

3.2.4 Kontrola a dělení trubek

Maximální využití vyrobených trubek umožňuje ultrazvuková defektoskopická linka, která je vybavena optimalizačním počítačem. Linka umožňuje kontrolovat průběžně trubky na rozměrové vady, vady povrchu a necelistvosti s rozlišením vad hlubších než 5 % tloušťky stěny. Optimalizační dělení pracuje tak, že dobré části jsou rozděleny s maximálním využitím na požadované délky. Současně je možno zadat až 6 různých délek, které jsou pak na dělicí a ohraňovací lince děleny s přesností $-0 + 15$ mm. Tento způsob optimali-

začního dělení na přesné délky přináší úsporu materiálu asi 10 %.

Dělení trub se provádí u průměrů 32 mm a větších pomocí upichovacích nožů z nástrojové rychlořezné oceli, nebo se používají vyměnitelné tvrdokovové destičky. Trubky s průměrem menším než 32 mm se dělí zatlačováním kotoučku z nástrojové oceli do trubky v axiálním směru, až dojde k oddělení trubky. Je nutno ještě zarovnat čela trubek a srazit hrany. K tomuto účelu jsou ohraňovací stroje vybaveny nožovou hlavou se třemi vyměnitelnými břitovými destičkami. Dělení a ohraňování probíhá automaticky.

4. Měření sil na poutnických stolicích

Otázka měření silových parametrů při válcování trubek za studena na poutnických stolicích byla zařazena do řešení příslušného státního úkolu již v roce 1978. Iniciací pro zadání těchto prací byly požadavky na definování silových parametrů probíhajícího válcovacího procesu. Dřívější technologická měření poskytla výsledky k posouzení vlastního průběhu válcovacího procesu (kalibrační metody, možnosti korekce tvaru válcovacích nástrojů, změny polohy trnu v průběhu jednoho pracovního cyklu), namáhání jednotlivých částí válcovací soustavy a zpřesnění teoretických rovnic pro výpočet silových parametrů.

Analýzou výsledků bylo postupně zjištěno, že vzhledem k charakteru chodu stroje jsou silové parametry závislé na jeho ustálenosti. Tato skutečnost vyvolala potřebu vývoje nových zařízení, které by umožnily trvalé měření silových parametrů v běžném pracovním režimu. To znamená, že bylo nutno vyloučit vliv následujících faktorů:

- rozběhu stroje na pracovní otáčky po nasunutí dalšího polotovaru k válcování
- teploty v pásmu deformace
- počtu trubek na trnové tyči
- proměnné dodávky mazacího média na pracovní rouru válcovacího trnu

Problémem měření se v letech 1981 - 1983 zabýval Výzkumný ústav hutnictví a železa v Dobré. V počátku řešení byla analyzována měření na poutních stolicích VMR z roku 1978 - 1979. Na základě závěrů z této analýzy probíhalo řeše-

ní úkolu ve 3 etapách.

4.1 Postup řešení

I. etapa

- obsahovala posouzení vhodnosti umístění snímačů k měření trnové síly, přípravu měření vertikální síly, dále přípravu měření teploty trnu v pásmu deformace, polohy válcovacího trnu a snímače polohy klikového hřídele

II. etapa

- obsahovala nový návrh a realizaci snímače trnové síly, pro porovnání bylo připraveno měření trnové síly a polohy válcovacího trnu, vertikální síly. Nový byl i návrh snímače polohy ojnice

III. etapa - závěrečná

- pro závěrečné dlouhodobé měření byly připraveny snímače, u nichž byl ukončen vývoj na základě poznatků z ověřování v předchozích etapách

Měření ve všech etapách bylo uskutečněno na poutnických stolicích VMR 50 ve VTŽ Chomutov. Měřeny byly trnová síla, válcovací síla a poloha klikového hřídele.

V důsledku zaměření této práce, se budu zabývat pouze měření válcovací (vertikální) síly.

4.2 Snímač vertikální síly

Podle měření z let 1978 - 1979 byl snímač zabudován do stavěcího klínu. Nevýhodou tohoto řešení bylo, že kabely, které vycházely z měřících klínů, se volně pohybovaly v prostoru válcovací stolice a po delší době došlo k jejich přetržení. V této době se provádělo měření F_y na obou stavěcích klínech. Rozborem měření /16/ bylo zjištěno, že plně postačuje měřit

F_v pouze na jedné straně (měří se jen poloviční síla $\frac{F_v}{2}$).
Výsledky měření v roce 1978 - 1979 byly využity i k určení
jmenovitého zatížení snímače, a to $F_{vj} = 200 \text{ kN}$.

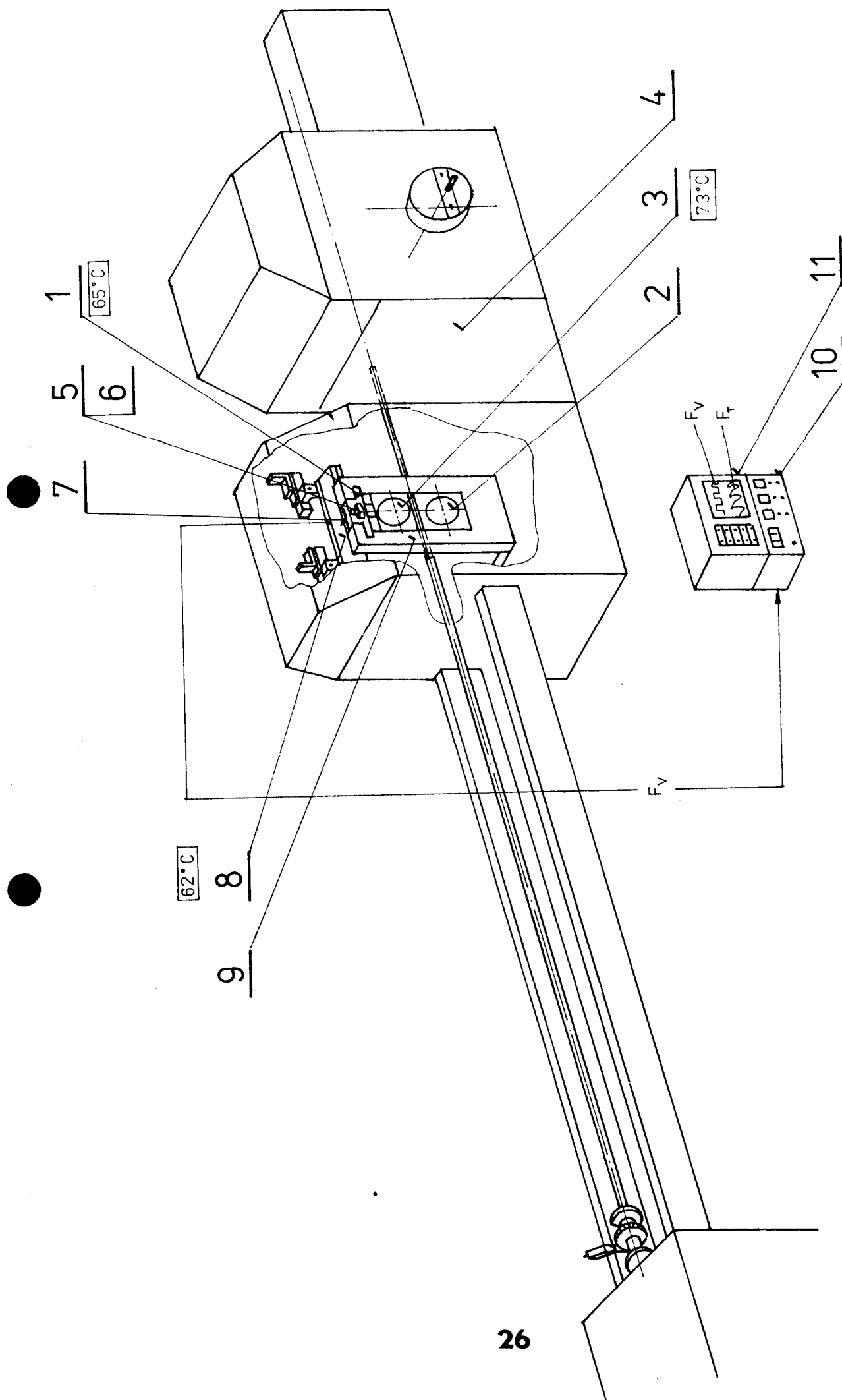
Podmínky pro nepřetržité sledování válcovací síly si vy-
nutily vývoj nového snímače, který byl pak umístěn do třmenu
válcovacího stojanu.

Jak při měření v roce 1978 - 1979, tak i nyní bylo roz-
hodnuto použít určitého dílu válcovací stolice (stavěcí klín
nebo třmen) pro umístění měrného elementu. Stavěcí klín i
třmen zachycují prakticky celou vertikální sílu, která působí
přes válec a ložisko na snímač. Malý prostor v třmenu nedovo-
luje však pro vymezení mimoosových sil působících na snímač
umístit opěrné kulové sedlo. U válcovací stolice VMR se část
mimoosových sil vymezuje tím, že válcovací síla působí přes
dvouřadé soudečkové ložisko.

Tento snímač vertikální síly musí splňovat vysoké nároky
na teplotu, ochranu proti uniknutí oleje k měrnému elementu,
ochranu proti korozi atd.

Při vývoji snímače byla prověřena tuhost třmenu, který
byl z důvodu umístění snímače i pro lepší manipulaci odlehčen.
Tuhost třmenu byla zjišťována tenzometricky tak, že byla sle-
dována napětí v povrchových vláknech před i po odlehčení. Dá-
le experimentálně, fotoelastimetrickou metodou, pro kterou
byl vyroben v měřítku model boku třmenu.

Utěsnění snímače je provedeno pryžovými "O" kroužky,
které se v provozu osvětčily. Zvláštním problémem je působení
vysoké teploty - až $+ 75^\circ \text{ C}$. Výsledky proměření teplot kri-
tických míst poutní stolice při ustáleném stavu jsou na obr.5.



Obr. 5 Schéma měřicího zařízení PMZ - 1

Podstatné pro realizaci nepřetržitého měření F_v bylo také umístění cívek s usměrňovačem do třmenu. Princip přenosu signálu a elektrické energie je popisován v závěrečné zprávě VUHŽ /16/. Cívky s usměrňovačem a s vysílací plochou kapacitního přenosu jsou umístěné z boku třmenu. Proti třmenu je umístěna přenosová souprava - pevná část. Délky plošných desek - ploch pro přenos na třmenu i na soupravě jsou zvoleny tak, aby zajistily spolehlivě přenos při pohybu stojanu $L = 792,05$ mm.

4.2 Měřicí zařízení PMZ - 1

Na obr. 5 je schématicky znázorněno provedení hlavních částí měřicího zařízení PMZ - 1. Na poutních stolicích umožňuje trvale sledovat vertikální složku válcovací síly (vertikální sílu F_v), silové účinky, působící v ose trnu (trnovou sílu F) a natočení klikové hřídele (α), a tím ve skutečnosti sledovat polohu válcovacího stojanu .

Snímač vertikální síly 2 je umístěn v třmenu 1 a vertikální složka válcovací síly na něj působí přes válec 2, ložisko 3 a stavěcí klín 4. Přenos měřené veličiny i napájecí vysílacího převodníku Rf 4H - 6 se uskutečňuje pomocí přenosové soupravy:

- pohyblivé 7 umístěné ve třmenu
- pevné 8 umístěné ve víku válcovací stolice

Vstupní signály jsou zpracovány ve vyhodnocovací soupravě, skládající se z vyhodnocovací jednotky EVJ 02 10 a zobracovací jednotky osciloskopu OPD 602 11 .

Prototypové měřicí zařízení bylo osvojeno dlouhodobým provozem na poutnické válcovací stolici VMR 50 ve VTŽ Chomu-

tov. Jeho příprava vyžadovala rozsáhlé a nákladné provozní zkoušky. Další zdokonalování měření je možné jen v provozních podmínkách a je v rámci této práce neproveditelné.

5. Výpočet válcovacích sil

Silové poměry na válcovacích stolicích lze zjišťovat teoreticky nebo experimentálně. Teoretické řešení je časově kratší než experimentální zjišťování, avšak je i méně přesné. Mnohé z teoretických metod výpočtu nedávají záruku potřebné přesnosti při universálním používání. Jejich rozbořem se zjistilo, že pro nestálost funkčních parametrů v průběhu válcování nebývá snadné dosáhnout toho, aby některý teoreticky odvozený vzorec byl platný pro celý průběh válcování. Podmínky při válcování na provozních stolicích jsou přímo závislé na druhu a jakosti válcovaného materiálu, na technologické kázni apod. a bývají poněkud odlišné od podmínek, za nichž se vzorce sestavují.

Teoretické výpočty se sice korigují materiálovými a technologickými součiniteli, které se volí podle ověřovacích zkoušek na pokusných stolicích, avšak i tato korekce vede k hodnotám jen částečně správným, protože průběh válcování na pokusných stolicích není v některých fázích totožný s průběhem válcování na plně zatížených válcovacích stolicích v provozu. Podle výsledků získaných v pokusných podmínkách nelze vypracovat obecně platnou teorii podobnosti.

Při výpočtu vycházím ze schématu válcované trubky v rozvinutém pásmu deformace, které je na obr. 2.

5.1 Použitá označení a jejich význam

- D_0 - vnější průměr výchozí trubky
- d_0 - vnitřní průměr výchozí trubky
- t_0 - tloušťka stěny výchozí trubky

- D_1 - vnější průměr vyválcované trubky
 d_1 - vnitřní průměr vyválcované trubky
 t_1 - tloušťka stěny vyválcované trubky
 Dk_x - libovolný proměnlivý průměr kalibru válců mezi základními obrysovými křivkami, měřený ve svislé rovině válcování rozvinutého pásma deformace ve vzdálenosti x od počátku souřadnic t . j. na poměrné souřadnici x/L
 L - rozvinutá délka pásma základní křivky pracovního kalibru
 Dt_x - libovolný proměnlivý průměr trnu ve vzdálenosti x od počátku souřadnic t . j. na poměrné souřadnici x/L
 K - požadovaná minimální absolutní kuželovitost trnu příslušející délce L
 m_k - volná mezera mezi vnějším průměrem výchozí trubky a průměrem kalibru na počátku pásma deformace, t. j. při $x/L = 1$
 m_t - volná mezera mezi vnitřním průměrem výchozí trubky a průměrem kalibru na počátku pásma deformace, t. j. při $x/L = 1$
 D_v - průměr válce určený z výkresu

5.2 Výpočet kalibrace nářadí

Způsoby výpočtů jsou uvedeny v kapitole 2.1 . Nářadí, kterého bylo použito při měření válcovacích sil, které používám jako srovnávací, je provedeno podle kalibrace DEMAG - MEER.

Průměr kalibru v místě x se vypočte podle vztahu

$$D_{k_x} = D_1 + K \frac{x}{L} + n_x (m_t + m_v) + c_x [(D_0 - D_1) (K + m_t)] \quad (23)$$

Průměr trnu v místě x se vypočte podle vztahu

$$D_{t_x} = d_1 + K \frac{x}{L} + c_x [(d_0 - d_1) (K + m_t)] \quad (24)$$

kde koeficienty n_x a c_x lze odečíst z grafu, který uvádí firma DEMAG - MEER /17/, nebo vypočíst ze vztahů

$$n_x = \left(\frac{\frac{x}{L} - 0,7}{1 - 0,7} \right)^2 \quad \text{pro } \frac{x}{L} > 0,7 \quad (25)$$

$$n_x = 0 \quad \text{pro } \frac{x}{L} \leq 0,7$$

$$c_x = \left(\frac{x}{L} \right)^{3,38} \quad (26)$$

Absolutní kuželovitost K se počítá ze vztahu

$$K = \frac{K_p}{100} L \quad (26)$$

kde K_p je minimální poměrná kuželovitost a pro ocele je také podle firmy DEMAG - MEER $K_p = 2,3 \%$.

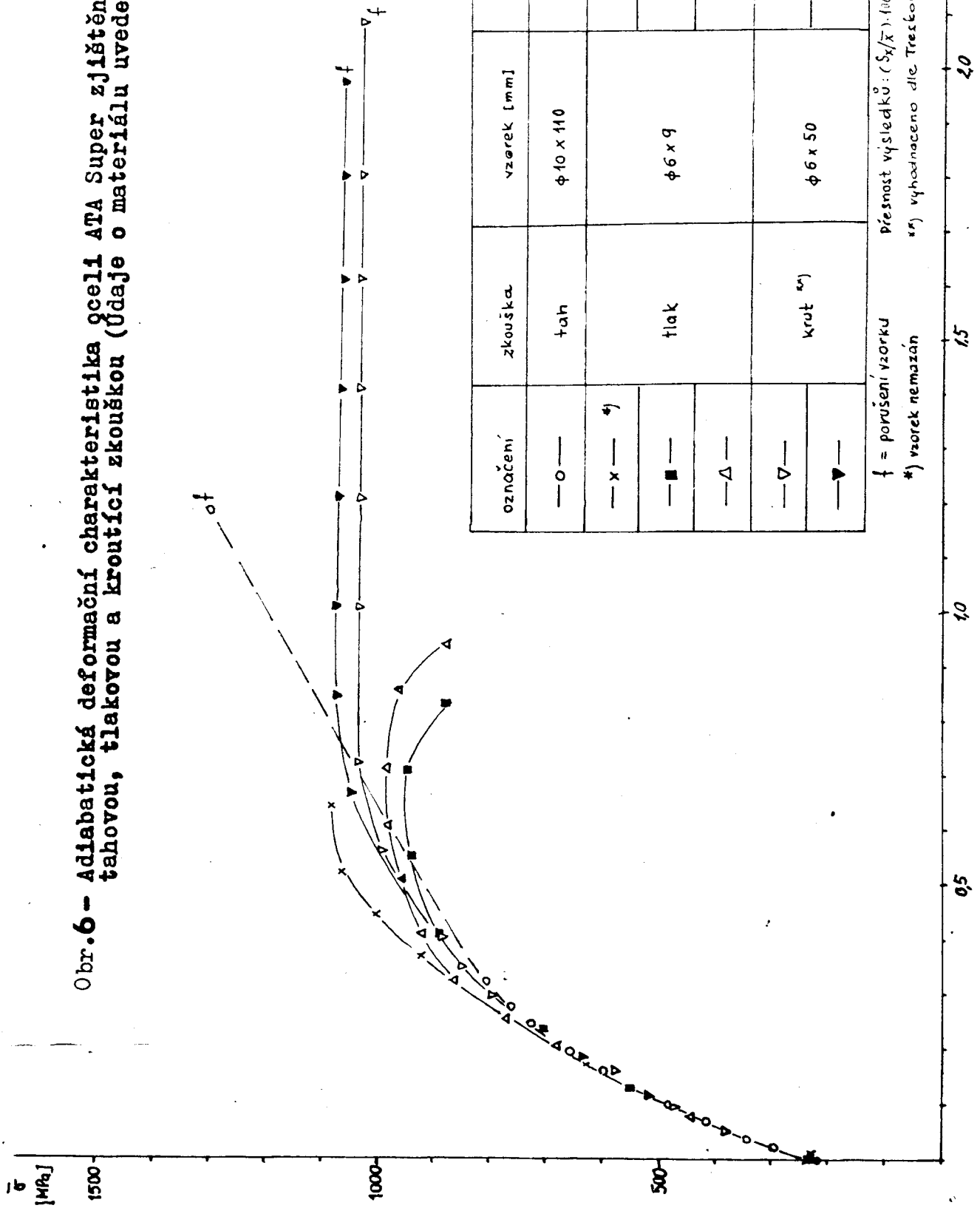
Tloušťka stěny t_x se určí podle vztahu

$$t_x = \frac{D_{k_x} - D_{t_x}}{2} \quad (27)$$

5.3 Deformační charakteristika oceli 17_901 (ATA SUPER)

Adiabatické deformační charakteristiky oceli ATA SUPER, zjištěné tahovou, tlakovou a kroučící zkouškou, odpovídající výchozí teplotě 20°C , jsou uvedeny na obr. 6. Diagram uvádí závislost skutečného (ekvivalentního) napětí na skutečné

Obr. 6 - Adiabatická deformační charakteristika gceli ATA Super zjištěná tahovou, tlakovou a krouťicí zkouškou (Údaje o materiálu uvedeny na obr. 1)



(ekvivalentní logaritmické) deformaci. V oboru deformačních rychlostí do 15 s^{-1} je závislost deformačního napětí na rychlosti deformace nevýznamná. Použil jsem tedy pro své výpočty adiabatickou deformační charakteristiku, uvedenou na obr. 7. Uvedená závislost $\sigma - \varepsilon$ může být s uspokojivou přesností aproximována regresní funkcí /18/.

$$\sigma = 1050 [1 - 0,79 \exp(-4,75(\varepsilon - 0,002))] \quad (28)$$

Tato deformační charakteristika platí pro spojitou i přerušovanou deformaci, neboť v testech na torzním plastometru bylo zjištěno, že v mezideformačních přestávkách (0,25 - 10 s) nedochází k relaxaci deformačního zpevnění, a že odezva $\sigma - \varepsilon$ při přerušované deformaci sleduje při těchto krátkých mezideformačních přestávkách (v mezích přesnosti měření, $\sim 2,5 \%$) odezvu platnou pro monotonní, nepřerušované zatížení.

Chenzel uvádí odlišný způsob výpočtu /19/.

Platí

$$k_{fx} = k_{f0} \cdot C \cdot \varphi^n \quad (29)$$

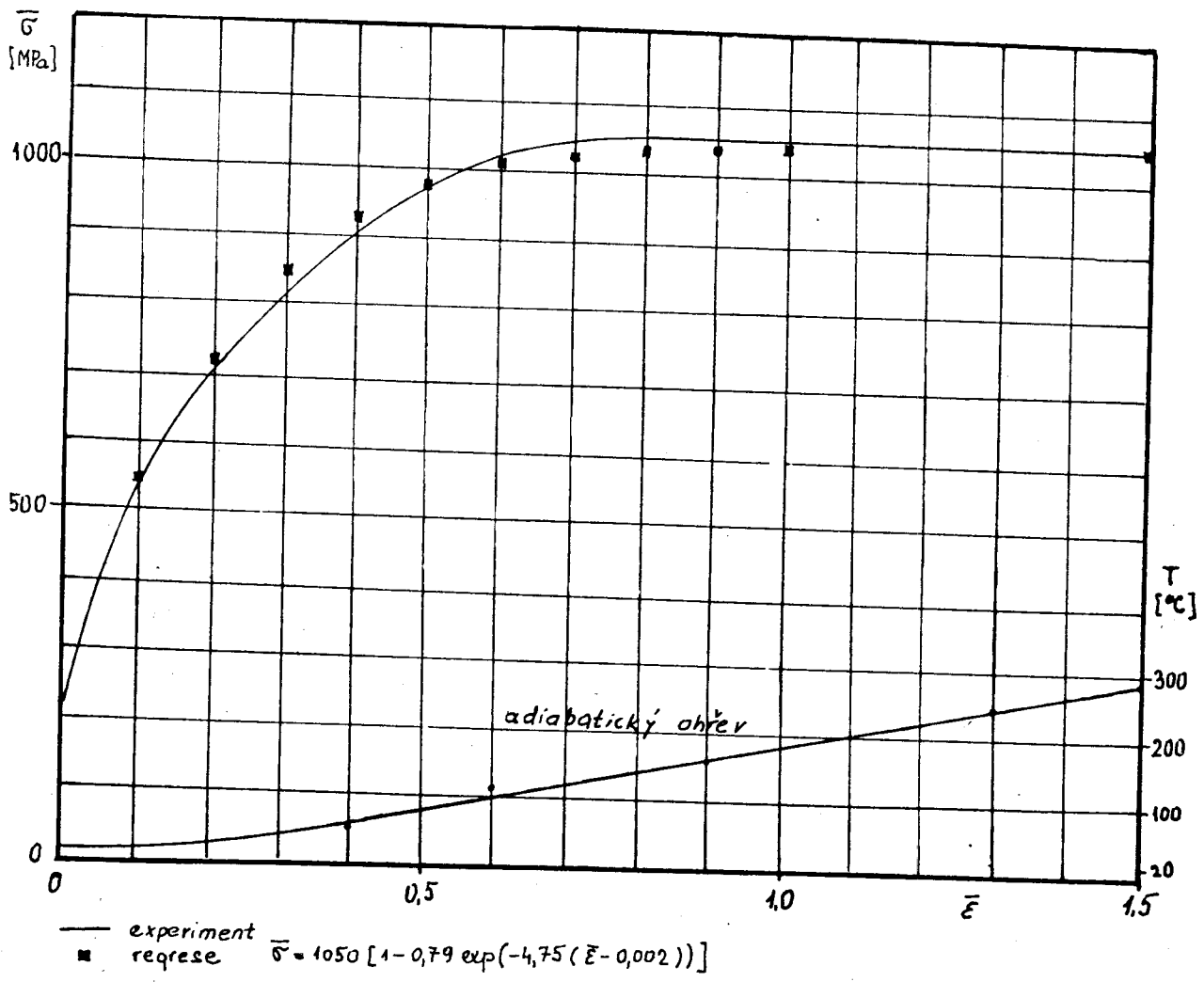
kde

$$\varphi = 1/n \frac{s_0}{s_x} \quad (30)$$

a pro ocel X8CrNiTi 18.10 jsou konstanty

$$C = 2,948 \quad a \quad n = 0,48 \quad K_{f0} = 398 \text{ MPa}$$

Srovnání obou výše uvedených deformačních charakteristik provedl VUHŽ /18/ a bylo zjištěno, že oba typy údajů jsou konsistentní a mohou být použity k inženýrským výpočtům.



Obr. 7 - Adiabatická deformační charakteristika oceli
ATA Super / $\dot{\epsilon} \approx 10 s^{-1}$ /

5.4 Výpočet podle Geleje

Válcovací sílu počítá jako působení středního tlaku p na kontaktní plochu /19/.

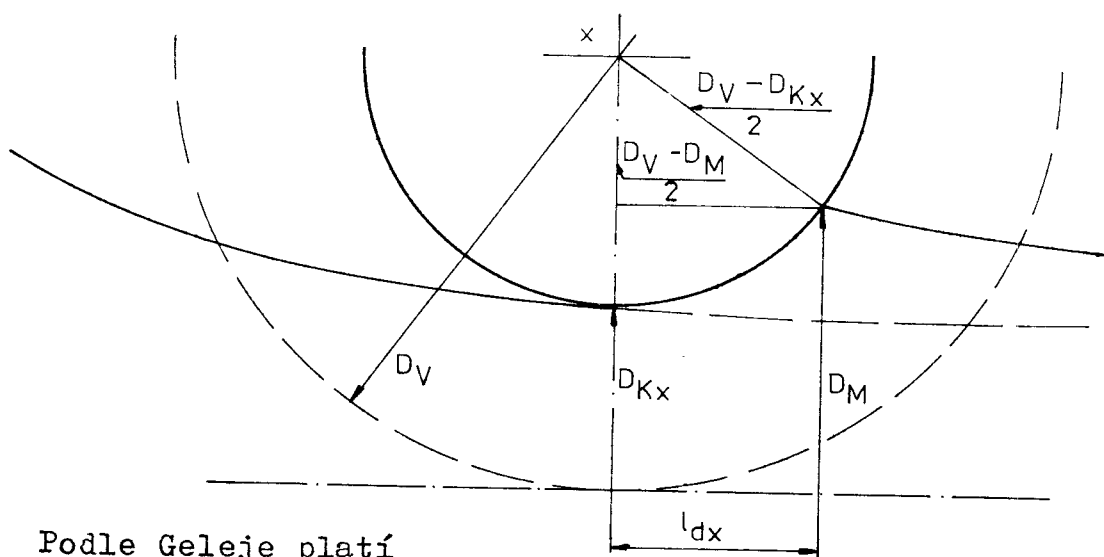
$$F = p \frac{D_{Kx} + D_{K(x+1)}}{2} l_{dx} \quad (31)$$

kde p je střední tlak a platí

$$p = 0,5 \left[k_{fx} \left(\frac{2\epsilon_x}{D_{Kx}} + 1 \right) + k_{f(x+1)} \left(\frac{2\epsilon_{(x+1)}}{D_{K(x+1)}} + 1 \right) \right] \quad (32)$$

Výpočet K_{fx} a $K_{f(x+1)}$ je uveden v kapitole 5.2.

L_{dx} je deformační délka. Její význam a odvození je patrné z obr.



Podle Geleje platí

$$l_{dx} = \sqrt{\frac{2r\hat{y}}{D_V - D_{Kx}}} (D_V - D_{Kx}) \quad (33)$$

\hat{y} je střední kuželovitost válcované trubky a platí

$$\hat{y} = \frac{D_{Kx} - D_{K(x+1)}}{2 \cdot \frac{L}{5}} \quad (34)$$

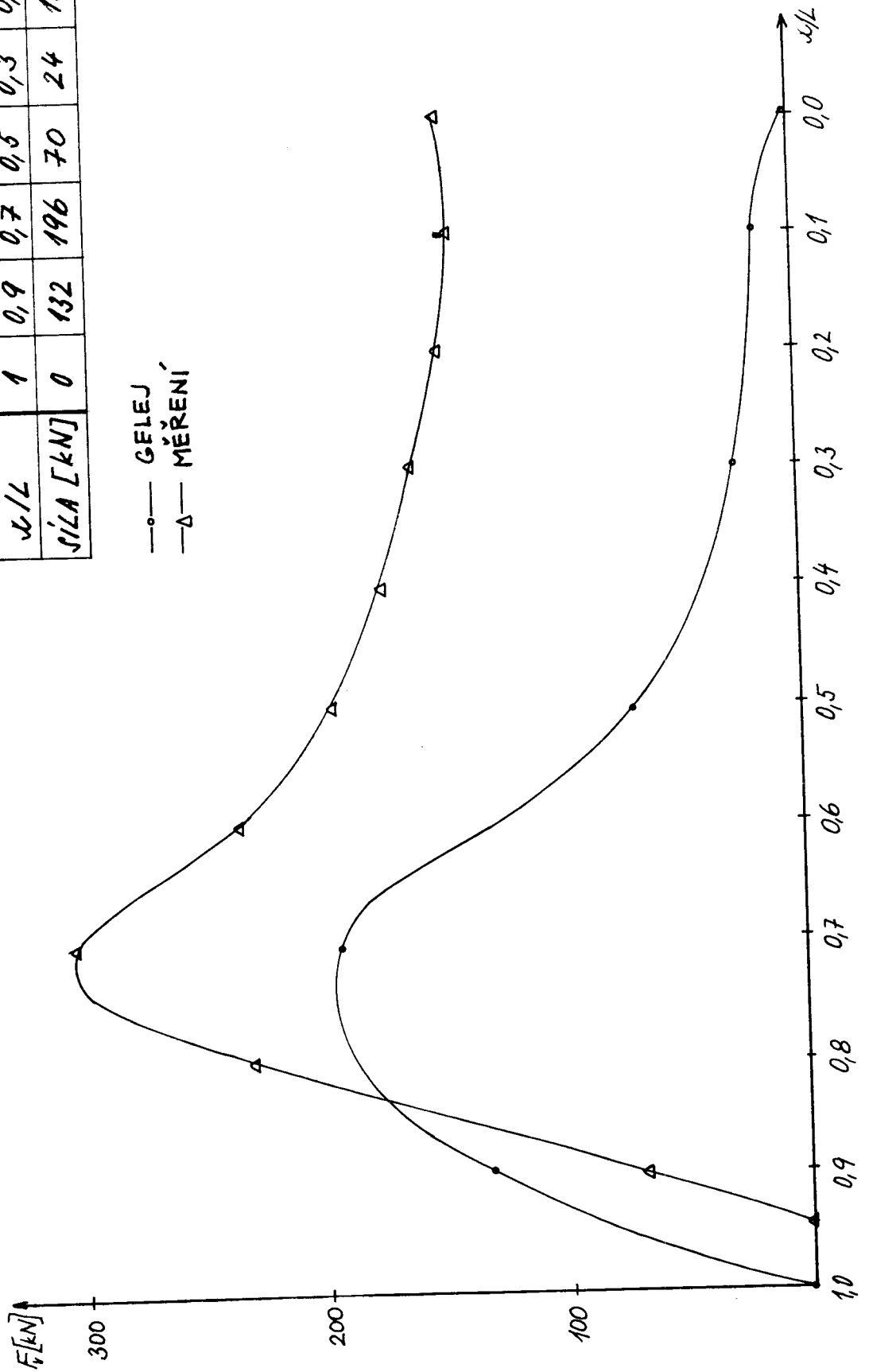
Z tabulky 3 a grafu 8 je patrné, že hodnoty, získané touto metodou výpočtu leží hluboko pod experimentálně namě-

Tab. 3

w/L	1	0,9	0,7	0,5	0,3	0,1
SÍLA [kN]	0	132	196	70	24	15

—○— GELEJ
—△— MĚŘENÍ

Obr. 8 Výpočet podle Geleje



řenými silami. Tato metoda je značně nepřesná a poskytuje pouze orientační hodnoty o průběhu válcovací síly, proto ji v dalším srovnávání nepoužiji.

5.5 Výpočet podle Neumanna a Siebela

Neumann a Siebel vyšli z předpokladu, že válcovací síla je součtem dvou sil /19/.

$$F_v = F_D + F_S \quad (35)$$

F_D je síla, působící v oblasti, kde trubka nemá ještě kontakt s trnem a určí se podle vztahu

$$F_D = k f_x D_{kx} l_{dx} \frac{2 \pm x}{D_{kx}} \quad (36)$$

F_S je síla, působící v oblasti, kde se trubka již dotýká trnu a určí se podle vztahu

$$F_S = k f_x D_{kx} l_{dx} \quad (37)$$

Deformační délka je dána vztahem

$$l_{dx} = \sqrt{2(D_r - D_{kx})\Delta h} \quad (38)$$

V oblasti, kde trubka nemá kontakt s trnem je

$$\Delta h_D = r \lambda_x \hat{\psi} \quad (39)$$

a v oblasti kontaktu

$$\Delta h_S = r \lambda_x \hat{\psi}' \quad (40)$$

kde λ_x se vypočte podle vztahu (2).

Úhel kuželovitosti trnu $\hat{\psi}$ se vypočte podle

$$\hat{\psi} = (D_{kx} - D_{k(x+1)}) / (L/10) \quad (41)$$

a $\hat{\gamma}^{-1} = \hat{\gamma} - \hat{\psi} \quad (42)$

5.6 Výpočet podle VUHŽ

Válcovací síla je podle VUHŽ /18/ počítána ze vztahu

$$F_v = \frac{G_x}{\gamma} \left[1 + f \frac{L_{dx}}{D_{kx} - D_{kx}} \right] L_{dx} D_{kx} \quad (43)$$

kde G_x se určí ze vztahu (28).

$\gamma = 0,75$ - účinnost deformačního procesu

$f = 0,05$ - součinitel tření

Délka deformačního pásma je podle VUHŽ

$$L_{dx} = \frac{1}{2} \sqrt{(D_v - D_{kx})^2 - (D_v - D_M)^2} \quad (44)$$

D_M - průměr kalibru v rovině " x_M ", která je o hodnotu $v \lambda$ blíže vstupní roviny kalibrace

$$D_M = D_k(x + 1v) \quad (45)$$

5.7 Výpočet podle VTŽ

K tomuto výpočtu jsem použil program, zpracovaný pro provozní potřeby ve VTŽ Chomutov.

5.8 Porovnání výsledků výpočtů

Válcovací síly, získané výpočtem metodami, uvedenými v kapitole 5 jsem porovnával s hodnotami válcovacích sil, naměřenými na poutnické válcovací stolici VMR 50 č. 3 v roce 1983 ve VTŽ Chomutov.

Vstupní hodnoty pro výpočet:

kalibrace DEMAG - MEER

lupa : 38,0 x 2,6 mm

trubka: 16,0 x 1,5 mm

délka pracovního pásma: 460 mm

minimální kuželovitost: 2,3 %

$m_2 = 1$ mm

$m_4 = 1$ mm

průměr válce : 297 mm

průměr pastorku : 286 mm

posuv : 4,5 mm

Výsledky jsou shrnuty v tab. 4 , a na obr. 9 .

5.9 Zhodnocení výsledků

Provedl jsem výpočet válcovacích sil podle těchto metod:

1. Gelejš
2. Neumann - Siebel
3. VTŽ
4. VUHŽ

Výpočet podle 1. je nevyhovující, protože vypočtené válcovací síly jsou hluboko pod naměřenými hodnotami.

Zbývající 3 způsoby výpočtu jsem srovnával s měřením, provedeným VUHŽ Dobrá ve VTŽ Chomutov v roce 1984. Závěry, vyplývající z tohoto srovnání lze shrnout do následujících 4 bodů:

1. extrém válcovací síly se pohybuje mezi $x/L = 0,8$ a $x/L=0,7$.
Tomu odpovídají hodnoty extrémů, získané podle 3 a 4.
2. Záznam, který jsem vyhodnocoval, shrnoval měřené hodnoty ve 3 po sobě následujících dvojzdvizích.

To se projevilo rozptylem maximálních válcovacích sil. Maximální naměřená síla je $F_v = 319,6$ kN. Tato síla byla naměřena při použití maziva TDN 81 + ZNAT, které se podle výzkumů VUHŽ / /, projevilo jako nejméně vhodné tzn., že válcovací síla je při jeho použití o 10 % vyšší než při použití maziva PROLONG 0 + ZNAT, které se používá v současné době.

Maximální síla získaná výpočtem 2 je výrazně pod naměřenou hodnotou. Naproti tomu maximum podle 3 je o 25 % vyšší. Nejlépe vyhovuje maximum podle 4. Je mírně pod naměřenou hodnotou. Ovšem při použití zmíněného maziva PROLONG 0 + ZNAT by toto odpovídalo měření.

3. Průběh válcovací síly po dosažení maxima má klesající tendenci. Tuto skutečnost vystihují všechny 3 hodnocené výpočty. Metoda 3 velmi dobře vystihuje průběh, ale jen do bodu $x/L = 0,3$. Za touto hodnotou se dostává pod naměřené hodnoty. Metoda 4 klesá méně strmě, ale v celé délce respektuje naměřené hodnoty s odchylkou ± 17 %.
4. Pouze výpočet 4 respektuje skutečnost, že v hladícím pásmu stále působí síla. Toto má velký význam pro válcování kvalitních trubek. Na tuto skutečnost ukazují druhé extrémy průběhu válcovacích sil při dopředném i zpětném chodu válců v kalibraci DEMAG - MEER.

Tab. č. 4 Výpočet podle Neumann - Siebel

$\frac{x}{L}$	vypočtená síla F_{cal} /kN/	naměřená síla F_{exp} /kN/	$\frac{F_{cal} - F_{exp}}{F_{exp}} 100\%$
1	-	0	-
0,95	-	0	-
0,9	161	72,2	122,9
0,85	230,8	150	53,9
0,8	254,2	228	11,5
0,75	237,9	319,6	- 25,6
0,7	214,3	304	- 29,5
0,65	209,5	286	- 26,7
0,6	201,3	235	- 14,3
0,55	190,4	210	- 9,3
0,5	177,7	197,6	- 10,0
0,45	163,5	185,2	- 11,6
0,4	148,9	174,4	- 14,6
0,35	134,1	169,4	- 20,8
0,3	119,7	163,4	- 26,7
0,25	106	158,2	- 31,1
0,2	93,3	152	- 38,6
0,15	81,9	148	- 44,7
0,1	72	144	- 50,4
0,05	64,4	147,8	- 56,4
0	0	152	-

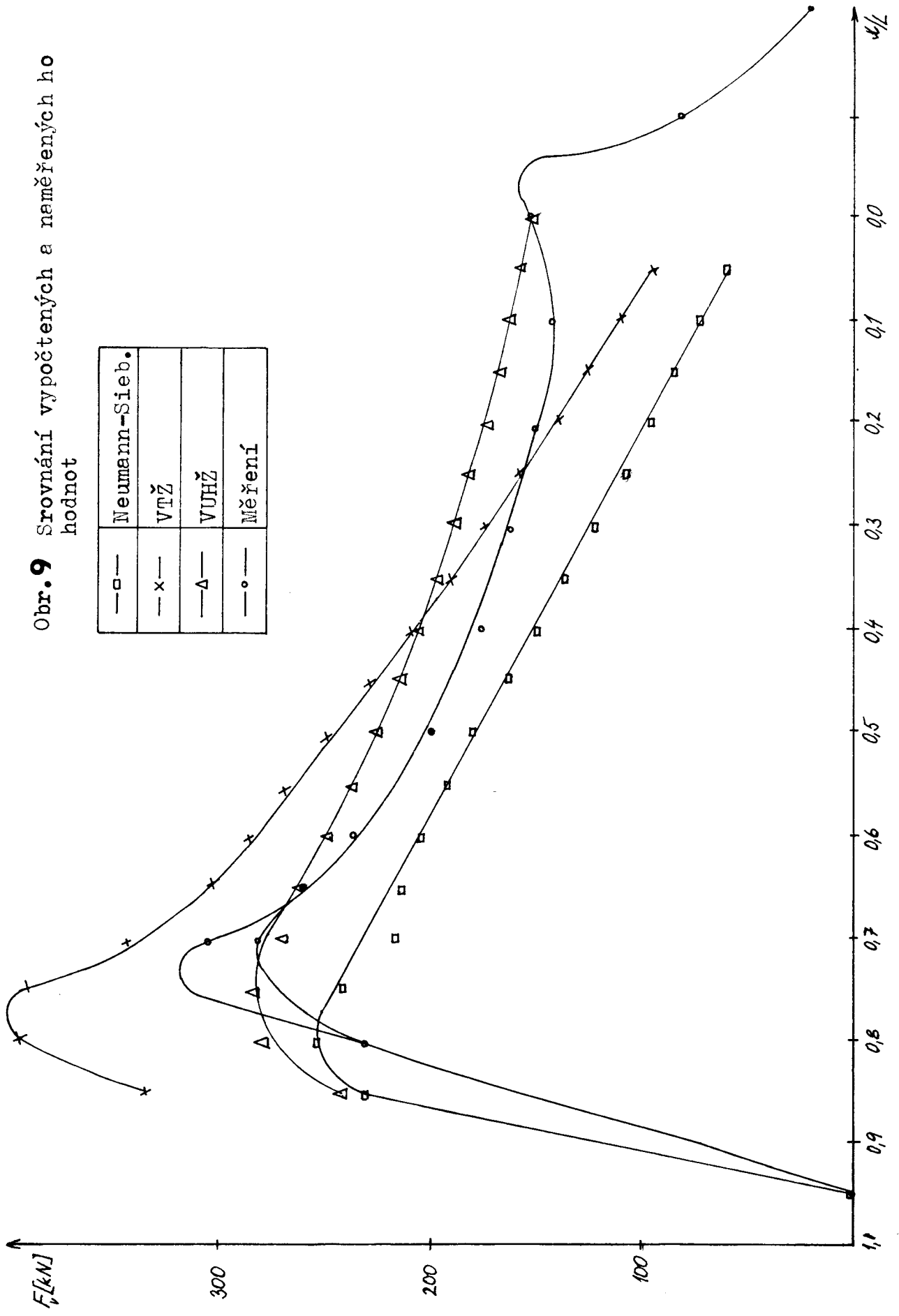
Tab. č. 4 Výpočet podle VTŽ

x \bar{L}	vypočtená síla F_{cal} /kN/	naměřená síla F_{exp} /kN/	$\frac{F_{cal} - F_{exp}}{F_{cal}} \cdot 100\%$
1	0	0	-
0,95	0	0	-
0,9	0	72,2	-
0,85	336,7	150	124,5
0,8	398,1	228	74,6
0,75	392,6	319,6	22,8
0,7	346,6	304	13,95
0,65	303	286	5,9
0,6	286,8	235	22,04
0,55	268,9	210	28,1
0,5	250,2	197,6	26,62
0,45	231,0	185,2	24,7
0,4	211,8	174,8	21,17
0,35	192,8	169,4	13,8
0,3	174,4	163,4	6,73
0,25	156,7	158,2	- 0,95
0,2	139,9	152	- 7,9
0,15	124,1	148	- 16,15
0,1	109,6	144	- 23,9
0,05	96,3	147,8	- 34,8
0	0	152	-

Tab. č. 4 Výpočet podle VUHŽ

$\frac{x}{L}$	vypočtená síla F_{cal} /kN/	naměřená síla F_{exp} /kN/	$\frac{F_{cal} - F_{exp}}{F_{exp}} 100\%$
1	0	0	-
.95	0	0	-
0,9	0	72,2	-
.85	240,2	150	60,1
0,8	279,5	228	22,6
.75	283,3	319,6	- 11,4
0,7	269,5	304,0	- 11,30
.65	258,7	286	- 9,6
0,6	248,2	235	5,6
.55	237,1	210	12,9
0,5	225,9	197,6	14,32
.45	215	185,2	16,1
0,4	204,7	174,4	17,4
.35	195,2	169,4	15,2
0,3	186,7	163,4	14,3
.25	179,2	158,2	13,3
0,2	173	152	13,8
.15	167,9	148	13,5
0,1	163,9	144	13,8
.05	160,8	147,8	8,8
0	151	152	- 0,7

Obr. 9 Srovnání vypočtených a naměřených hodnot



6. Měření tvrdosti

V souvislosti s výpočtem válcovacích sil byla v kapitole 5.3 probrána otázka stanovení křivky zpevnění válcované trubky. Navázal jsem na tento problém měřením tvrdosti válcovaného kužele a porovnáním křivky tvrdosti s deformační charakteristikou oceli 17 901.

Pracovní pásmo jsem rozdělil podle obr. 2 a měřil tvrdost, vždy 3 měření po obvodě.

Jako první jsem provedl měření ručním přístrojem SONODUR (USA), který měří rockwellovou metodou. Ukázalo se, že tato metoda je pro daný účel velmi nepřesná. Výsledky tohoto měření jsou v tab. 5.

Dále jsem provedl měření podle Vickerse, při zatížení 300 N. Měření odpovídalo předpokládanému průběhu tvrdosti. Protože měřený vzorek je kuželovitý a nebyl k dispozici žádný přípravek pro upevnění kužele do měřícího přístroje, nejsou získané hodnoty zcela přesné.

Nakonec jsem provedl měření metodou Brinellovou, která potvrdila předchozí. Výsledky měření jsou v tab. 6.

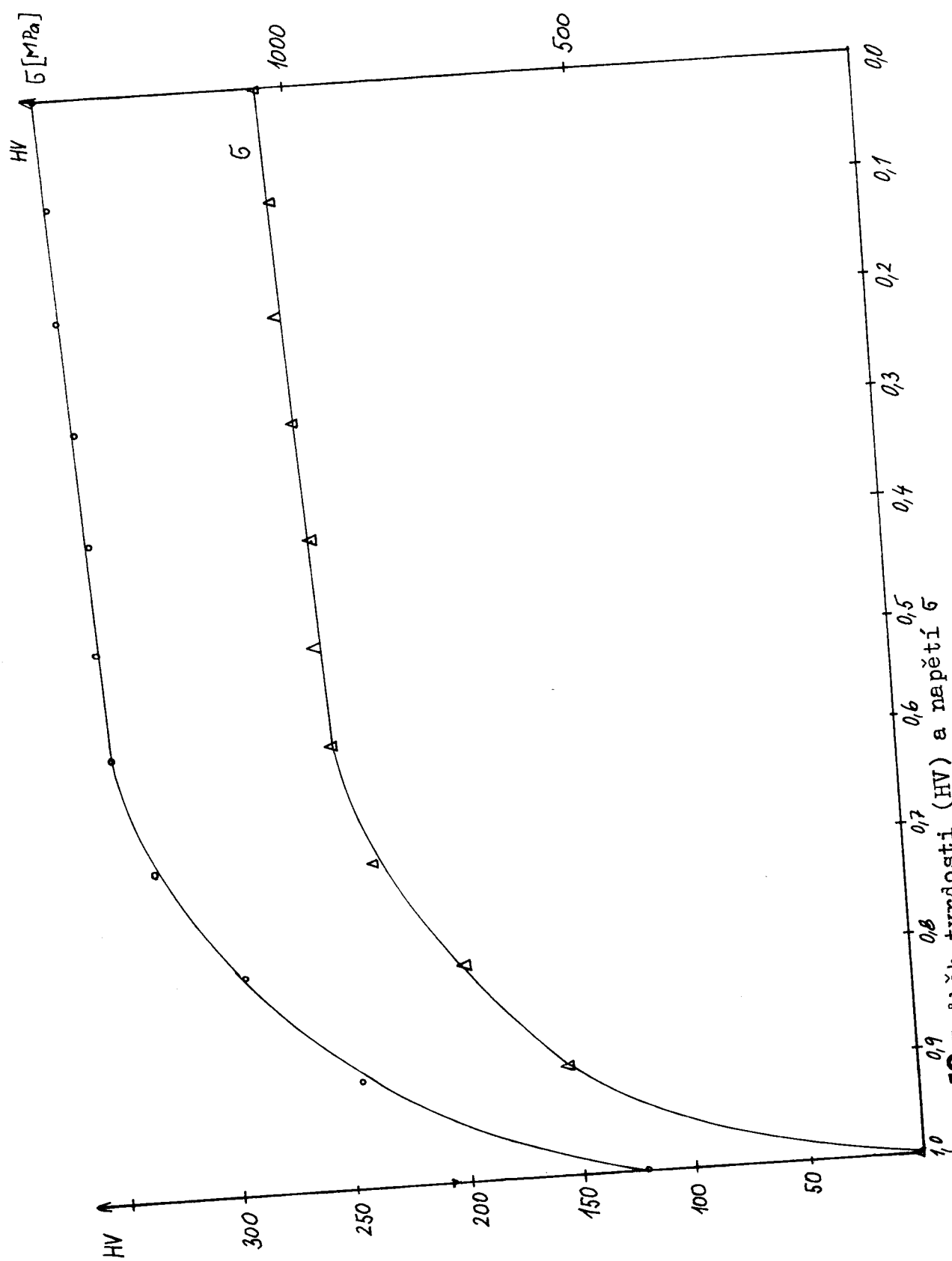
Z obr. 10 je patrné, že obě křivky jsou ekvidistantní. Podle /19/ lze průběh zpevnění aproximovat rovnicí

$$\sigma_x = \sigma_0 + C \varphi^n \quad (46)$$

Analogicky jsem předpokládal průběh tvrdosti podle vztahu

$$HV_x = HV_0 + A \varphi^m \quad (47)$$

kde $HV_0 = 170$ a $\varphi = \ln \lambda_x$



Obr. 10 Průběh tvrdosti (HV) a napětí σ

a výpočtem $A = 176,34$ a $m = 0,23$

Vztah pro výpočet tvrdosti má tedy tvar

$$HV_x = 170 + 176,34 \varphi^{0,23} \quad (48)$$

Z obr. 10 dále vyplývá, že mezi $\bar{\sigma}$ a HV existuje lineární závislost

$$\bar{\sigma}_x = k \cdot HV_x \quad (49)$$

kde konstantu k jsem určil srovnáním hodnot $\bar{\sigma}$ a HV, z čehož vyplynulo, že

$$k = 2,99$$

Platí tedy

$$\bar{\sigma}_x = 2,99 HV_x \quad (50)$$

Hodnoty $\bar{\sigma}_x$ vypočtené ze vztahu (28) a ze vztahu (50) se dobře shodují viz tab. 7. Maximální odchylka je $\pm 5\%$.

Tab. č. 5 Měření podle Rockwella

M. č.	x/L										
	1	0,9	0,8	0,7	0,6	0,5	0,4	0,3	0,2	0,1	0
1	30	40	42	46	45	45	44	51	61	51	46
2	29	38	44	46	42	42	39	43	61	50	49
3	28	35	44	44	45	43	38	45	56	52	47
∅	29	38	43	45	44	43	40	46	59	51	47

Tab. č. 6 Měření podle Vickerse

M. č.	x/L										
	1	0,9	0,8	0,7	0,6	0,5	0,4	0,3	0,2	0,1	0
1	167	237	287	320	353	348	352	352	351	360	362
2	172	250	290	320	330	348	350	357	368	366	373
3	171	250	301	348	348	348	348	348	353	362	368
∅	170	246	293	329	344	348	350	352	357	363	367

Tab. č. 7 Srovnání naměřených a vypočtených hodnot

M. č.	$\ln \lambda_x$	σ_x	HV	HV _v	σ_x / HV	σ_v	$(\sigma_v - \sigma_x) / \sigma_x \cdot 100\%$
1	-	-	170	170	-	-	-
0,9	1,09	831	250	301	3,3	748	-9,9
0,8	0,46	976	317	317	3,08	948	-2,9
0,7	0,711	1021	327	333	3,1	978	-4,2
0,6	0,88	1037	345	341	3,0	1032	-0,5
0,5	1,01	1043	347	347	3,0	1037	-0,6
0,4	1,13	1046	350	351	2,99	1046	0
0,3	1,22	1047	352	354	2,97	1052	4,8
0,2	1,3	1048	358	357	2,93	1070	2,1
0,1	1,37	1048,5	360	360	2,92	1076	2,6
0,0	1,44	1049	362	362	2,9	1082	3,2

7. Závěr

V práci byly posouzeny dostupné metody výpočtů válcovacích sil z hlediska jejich korespondence k hodnotám, získaným z praktických měření. Posouzeny byly výpočty podle autorů Geleje a Neumanna-Siebla, metody výpočtu VTŽ Chomutov a výpočet rozpracovaný VUHŽ Dobrá. Z analýzy vyplynul závěr, že velmi dobrou korespondenci, vypočtených a naměřených hodnot vykazuje metodika výpočtu VUHŽ.

Při hledání praktického ověření křivky zpevnění austenitické oceli 17 901, odvozené ve VUHŽ byla získána velmi dobrá korespondence křivek deformačního zpevnění uvedené oceli a měření získaných hodnot tvrdosti. V práci je předloženo matematické zobrazení této závislosti. Navržená metodika po jejím dalším propracování může být jednoduchým způsobem zjištění informací, potřebných pro výpočet válcovacích sil.

Z práce vyplynula doporučení pro další řešení některých problémů:

1. výpočtová metodika i praktická měření VUHŽ potvrdily existenci relativně vysokých válcovacích sil v přechodu pracovního a hladicího pásma kalibru. Tato zjištěná skutečnost, kterou mimo jiné ostatní výpočtové metodiky neuvážují, vyžaduje řešení geometrie válcovacího nářadí přechodového pásma (pracovní a hladicí část). Periodicky objevující se extrém válcovací síly při dopředném a zpětném chodu válcovacího stojanu při použití kalibrace DEMAG - MEER svědčí o nežádoucím přeplnění kalibru.
2. Propracovat navržený způsob zjištění křivek zpevnění různých jakostí ocelí pro způsob tváření za studena na

poutnických stolicích VMR. Praktické uplatnění navrženého způsobu má předpoklady uspokojit provozní potřebu jednoduchého určení nutného parametru pro výpočet válcovací síly.

Závěrem bych chtěl poděkovat vedoucímu diplomové práce doc. ing. J. Tmějovi, konzultantovi ing. Křečkovi a pracovníkům VTŽ Chomutov za jejich nezištnou pomoc při realizaci této práce.

8. Literatura

- /1/ J. E. Ševakin, J. E. Osada, O. A. Semenov, F. S. Sardaliev : Stal, 1975
- /2/ B. Počta: Ocelové trubky, 1. díl, SNTL Praha, 1963
- /3/ M. Barszcz, J. Řápek: Hutnické listy, XXII, 1967
- /4/ W. Neumann, E. Siebel: Stahl und Eisen, 74, 1954, 3, s. 133 - 145
- /5/ Z. Polek: Hutník, 1972, 5 s. 256 - 281
- /6/ V. G. Mironov, B. Mitberg, V. Dylgin: Stal, 1973
- /7/ V. V. Švejkin a kol. : IZV. VUZ č. n., 1969
- /8/ J. Gerretz, W. Hagedorn : Walzen für Pilgerschrittwalzenwerke, patent č. 18129336 NSR z 2. 11. 1968
- /9/ F. Zaunert, J. Gerretz : Werkzeugkalibrierung, patent č. 1777043 NSR z 27. 8. 1968
- /10/ J. Gerretz, H. Stinnertz : Nová kalibrace nářadí firmy MANNESMANN - MEER A. G. Symposium firmy MANNESMANN - MEER, Mönchengladbach NSR, 1969
- /11/ Z. A. Koff: Cholodnaja prokatka trub, Sverdlovsk, 1962
- /12/ J. F. Ševakin, A. Z. Glejberg: Proizvodstvo trub, izd. Metallurgija, Moskva, 1968
- /13/ Firma MANNESMANN - MEER: Návod k obsluze stroje PZS 50 VMR, 1977
- /14/ P. Peytavin: Bänder Bleche Rohre, 14, 1973
- /15/ S. N. Randall, H. Priebr: Iron and Steel Engineer, 1967
- /16/ T. Prnka, Z. Bembenek, V. Pišoft: Vývoj měření a kontroly dynamického stavu poutnických válcovacích stolic typu VMR, zpráva VUHŽ, 1984

- /17/ Z. Bembenek, B. Počta: Výpočet kalibrace poutnických stolic za studena podle metody kontinuity toku válcovaného kovu, zpráva VUHŽ, 1978
- /18/ S. Lička : Výzkum deformačních vlastností oceli ATA SUPER za studena, zpráva VUHŽ, 1982
- /19/ A. Chenzel, T. Špittel: Razčet energosilovych parametrov v procesach obrabotky metalov davleniem, izd. Metallurgija, 1982
- /20/ J. Pacák; Plastická deformace a fázová transformace při válcování trub za studena z austenitických ocelí, aspirantské minimum, 1977