

TECHNICKÁ UNIVERZITA V LIBERCI

FAKULTA STROJNÍ

Obor 23-03V Strojní inženýrství

zaměření

Tváření kovů a plastů

Katedra strojírenské technologie

Oddělení tváření kovů a plastů

**Vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace při tažení výlisků
z plechu**

**Influence of the morphology of the surface of metal sheets upon the course
of the deformation when drawing stamped metal sheets**

Ing. Pavel Solfronk

UNIVERZITNÍ KNIHOVNA
TECHNICKÉ UNIVERZITY V LIBERCI



3146071303

Vedoucí katedry: Prof. Ing. Jaroslav Exner, CSc.

Školitel: Doc. Ing. Mirko Král, CSc.

Rozsah práce a příloh:

Počet stran: 189

Počet obrázků: 114

Počet tabulek: 41

Počet příloh: 44

KSP
grafy, obrázky, U 364.5

Téma práce: Vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace při tažení výlisků z plechu

Předkládaná disertační práce se zabývá problematikou zpracování zároveň pozinkovaných plechů se zvláštní morfologií povrchu. Důraz je kladen na materiály s morfologií povrchu plechu označovanou jako EDT (Electric Discharge Texturing), EBT (Electron Beam Texturing) a PRETEX (Preussag Texturing), které se používají při zpracování v automobilovém průmyslu.

Pomocí tribologické zkoušky je u testovaných materiálů s morfologií povrchu EBT, EDT a PRETEX experimentálně zjišťován koeficient tření pro různé nastavení technologických podmínek. Vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace při různých technologických podmínkách je experimentálně zjišťován na jednoduchém i tvarově složitém výlisku.

Rozvoj deformace na výlisku je také zjišťován pomocí numerické simulace s využitím specializovaného programu PAM-STAMPTM, kde je kladen důraz na vliv počátečních podmínek na výsledek simulace. Je vyhodnocena shoda experimentálně získaných výsledků a výsledků získaných pomocí numerické simulace.

Výsledky disertační práce poskytují informace o chování materiálů se zvláštní morfologií povrchu při tažení výlisků z plechu. Výsledků měření lze použít pro zpřesňování výpočtových modelů při analýze deformace výlisku, zvláště pak při použití metody konečných prvků.

Theme of presented work: Influence of the morphology of the surface of metal sheets upon the course of the deformation when drawing stamped metal sheets

The presented thesis is concerned with the problems of processing of hot galvanised metal sheets with a special morphology of the surface. Emphasis is laid upon the materials with the morphology of the metal sheet surface designated as the EDT (Electric Discharge Texturing), EBT (Electron Beam Texturing) and PRETEX (Preussag Texturing), which are used for processing in the automobile industry.

By means of a tribological test, with the tested materials with the surface morphology EBT, EDT and PRETEX there are ascertained experimentally the coefficients of friction for various adjustments of the technological conditions. The influence of the morphology of the metal sheet surface upon the course of the deformation under various technological conditions is ascertained experimentally both with a simple shape piece and with a stamped piece of complicated shapes.

At the same time, the course of the deformation on a stamped piece is ascertained by means of a numerical simulation, too, employing a specialised program PAM-STAMPTM, which accentuates the effect of the initial conditions upon the result of the simulation. There is evaluated the degree of correspondence between the results obtained experimentally and those obtained by means of the numerical simulation.

The results of the thesis provide information upon the conduct of the materials with a special morphology of the surface when drawing stamped metal sheets. The results of the measuring can be employed in order to make more exact the calculation models for the analysis of the deformation of a stamped piece, in particular when employing the method of final elements.

Poděkování:

Touto cestou bych nejprve rád vyjádřil poděkování mému prvnímu školiteli Prof. Ing. Viktoru Mikešovi, CSc., který orientoval mé první kroky v počátku mého doktorandského studia a bohužel se z důvodu dlouhodobé těžké nemoci dokončení mého studia nedožil.

Dále bych chtěl poděkovat školiteli Doc. Ing. Mirko Královi, CSc. a Ing. Lubomíru Rolečkovi kteří mně poskytli cenné rady a připomínky při vypracování mé disertační práce. Chtěl bych také poděkovat své manželce Iloně za trpělivost v průběhu celého mého doktorandského studia.

Obsah

1.	Úvod.....	1
2.	Problematika tažení výlisků nepravidelných tvarů.....	3
2.1.	Charakteristika výlisků karosářského typu	3
3.	Diagramy mezních přetvoření.....	8
3.1.	Definice diagramů mezních přetvoření	8
3.2.	Diagramy mezních přetvoření stanovené početními metodami	10
3.3.	Určování diagramů mezních přetvoření experimentálním způsobem	11
3.4.	Určování mezního stupně přetvoření	15
4.	Analýza tvářecích procesů z hlediska výpočtu napětí a deformace.....	19
4.1.	Metoda řešení pomocí diferenciálních rovnic rovnováhy.....	19
4.2.	Numerické řešení pomocí metody konečných prvků	25
4.2.1.	Fyzikální a numerické modelování plošného tváření	25
4.2.2.	Základní pojmy mechaniky kontinua	27
4.2.2.1.	Popis kinematiky kontinua	27
4.2.2.2.	Míry deformace tělesa.....	28
4.2.2.3.	Míry napjatosti.....	32
4.2.2.4.	Konjugovanost tenzorů napětí a deformace.....	33
4.2.3.	Přehled základních rovnic mechaniky poddajných těles	34
4.2.3.1.	Zákon zachování hmoty	34
4.2.3.2.	Zákon zachování hybnosti.....	35
4.2.3.3.	Zákon zachování momentu hybnosti.....	35
4.2.3.4.	Zákon zachování energie.....	36
4.2.3.5.	Rovnice kompatibility.....	36
4.2.3.6.	Konstitutivní vztahy.....	37
4.2.3.6.	Počáteční podmínky.....	37
4.2.4.	Základy metody konečných prvků	38
4.2.5.	Konstitutivní vztah elastoplastického anizotropního materiálu	39
4.2.5.1.	Odvození obecného konstitutivního modelu elastoplastického materiálu	39
4.2.5.2.	Matice elastoplastického chování C^{ep} pro potřeby numerické simulace plošného tváření.....	42
4.2.6.	Numerická integrace elastoplastických konstitutivních vztahů.....	43
4.2.7.	Popis deformace skořepiny – Mindlinova hypotéza.....	44
4.2.8.	Popis kontaktu s třením	47
4.2.9.	Pohybové rovnice tuhého tělesa podrobeného vazbám	48
4.2.9.1.	Popis polohy a orientace tuhého tělesa.....	48
4.2.9.2.	Pohybové rovnice pro tuhé těleso	49
4.2.10.	Numerické řešení pohybových rovnic, časová diskretizace.....	50
5.	Tribologie	54
5.1.	Kontaktní procesy	54
5.2.	Procesy tření	56

5.2.1.	Suché tření.....	57
5.2.2.	Mezné tření.....	57
5.2.3.	Kapalinové tření.....	59
5.2.4.	Smišené tření	60
5.3.	Hodnocení geometrie povrchu.....	61
5.4.	Tribologické zkoušky	66
5.4.1.	Modelování tření mezi přídržovačem a tažnicí	67
5.4.2.	Modelování tření na tažné hraně.....	68
5.4.3.	Modelování vypínání přes tažnou hranu.....	69
5.4.4.	Modelování tření mezi přídržovačem, tažnicí a tažnou hranou.....	70
5.4.5.	Další způsoby tribologických zkoušek	71
5.5.	Morfologie povrchu plechů používaných v automobilovém průmyslu	71
5.5.1.	Texturování pracovního válce metodou SBT (Shot Blast Texturing)	72
5.5.2.	Texturování pracovního válce metodou EDT (Electric Discharge Texturing).....	73
5.5.3.	Texturování pracovního válce metodou LT (Laser Texturing).....	74
5.5.4.	Texturování pracovního válce metodou EBT (Electron Beam Texturing).....	75
5.5.5.	Texturování pracovního válce metodou PRETEX (Preussag Texturing)	76
6.	Cíle experimentální části disertační práce	78
7.	Volba materiálů pro prováděné experimenty	79
8.	Charakteristika materiálů použitých pro experimenty.....	81
8.1.	Zjištění mechanických hodnot testovaných materiálů.....	81
8.1.1.	Statická zkouška tahem	81
8.1.2.	Diagramy mezních přetvoření	85
8.1.2.1.	Metoda experimentálního modelování DMP.....	85
8.1.2.2.	Vytváření deformační sítě a stanovení hodnot hlavních normálních přetvoření	85
8.1.2.3.	Diagramy mezních přetvoření testovaných materiálů.....	87
8.2.	Morfologie povrchu plechu	93
8.2.1.	Drsnost povrchu.....	93
8.2.2.	Snímky povrchu materiálu.....	98
8.3.	Dílčí závěry	100
9.	Experimentální zjištění koeficientu tření	101
9.1.	Metodika měření.....	101
9.2.	Podmínky zkoušky.....	104
9.2.1.	Rychlost posuvu.....	104
9.2.2.	Kontaktní tlak	104
9.2.3.	Použité mazadlo.....	105
9.3.	Tribologická zkouška protahováním pásku	107
9.4.	Vliv koeficientu tření na velikost tažné síly	121
9.5.	Diskuse výsledků měření.....	126
10.	Experimentální zjištění vlivu morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace při tažení výlisku.....	130

10.1.	Experimentální zjištění deformace materiálu při převládajících posuvech materiálu	130
10.1.1.	Tvar výrobku a stručná charakteristika nástroje pro experiment.....	130
10.1.2.	Experimentální zjištění deformace výtažku.....	131
10.1.3.	Podmínky experimentu	134
10.1.4.	Výsledky měření.....	135
10.2.	Experimentální zjištění deformace materiálu při převládajícím vypínání materiálu	154
10.2.1.	Princip zkoušky	154
10.2.2.	Podmínky zkoušky	156
10.2.3.	Výsledky měření.....	156
10.3.	Statistické zpracování a rozbor výsledků měření	158
10.3.1.	Vyhodnocení výsledků deformace zjištěných tažením	158
10.3.1.1.	Vliv přidržovacího tlaku na rozvoj deformace.....	159
10.3.1.2.	Vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace.....	160
10.3.1.3.	Vliv mazadla na rozvoj deformace při tažení výlisku	164
10.3.1.4.	Vliv rychlosti posuvu materiálu na rozvoj deformace.....	165
10.3.2.	Vyhodnocení výsledků deformace zjištěných vypínáním.....	166
11.	Numerická simulace tažení výlisku.....	168
11.1.	Stručná charakteristika programu PAM-STAMP™	169
11.2.	Simulace tažení pláště sacího koše.....	170
11.2.1.	Definice procesu tažení pomocí PAM-Generis™	170
11.2.2.	Vlastní numerická simulace tažení.....	173
11.2.3.	Vyhodnocení výsledků numerické simulace.....	173
11.3.	Vyhodnocení výsledků simulace	182
12.	Deformace zjištěná na výlisku nepravidelného tvaru	183
13.	Diskuse výsledků disertační práce	186
14.	Závěr	189
14.	Seznam použité literatury	190

Seznam publikační činnosti

Keywords-Klíčová slova

Morphology	morfologie
Surface	povrch
hot galvanised	žárové pokovení
Electric Discharge Texturing	texturování pomocí elektrického výboje
Electron Beam Texturing	texturování pomocí elektronového paparsku
Viscosity	viskozita
Tool	nástroj
Diffusion	difúze
Tensile test	zkouška tahem
Deformation	deformace
numerical simulation	numerická simulace
deep drawing	hluboké tažení

Seznam použitých zkratk a symbolů

Označení	Rozměr	Význam
----------	--------	--------

Prohlášení

Byl jsem seznámen s tím, že na mou diplomovou (*bakalářskou, doktorskou*) práci se plně vztahuje zákon č. 121/2000 o právu autorském, zejména § 60 (školní dílo) a § 35 (o nevýdělečném užití díla k vnitřní potřebě školy).

Beru na vědomí, že TUL má právo na uzavření licenční smlouvy o užití mé práce a prohlašuji, že **s o u h l a s í m** s případným užitím mé práce (prodej, zapůjčení apod.).

Jsem si vědom toho, že užít své diplomové (*bakalářské, doktorské*) práce či poskytnout licenci k jejímu využití mohu jen se souhlasem TUL, která má právo ode mne požadovat přiměřený příspěvek na úhradu nákladů, vynaložených univerzitou na vytvoření díla (až do jejich skutečné výše).

Datum

20. 3. 2003

Podpis

G. K.

Seznam použitých zkratk a symbolů

Označení	Rozměr	Význam
A	%	tažnost
b	m	šířka
B	1	levý Cauchyho tenzor deformace
C	1	konstanta úměrnosti
c_d	$m\ s^{-1}$	rychlost šíření napětíové vlny
C	1	pravý Cauchyho tenzor deformace
C	Pa	tenzor elastických konstant
C^{ep}	Pa	tenzor elastoplastických vlastností
C^{ep}	Pa	matice elastoplastického chování
C	1	matice tlumení
^t C		aktuální konfigurace
⁰ C		referenční konfigurace
D	s^{-1}	tenzor rychlosti deformace
^t D	s^{-1}	rotovaný tenzor rychlosti deformace
D		Jacobiho matice vazeb
e_{ijk}	1	Levi-Civitaův tenzor
E	1	Lagrangeův tenzor deformace
E'	1	Almanasiho tenzor deformace
E	Pa	Yangův modul pružnosti
F	1	Deformační gradient
F	$N\ m^{-1}$	intenzita objemových sil
F	Pa^2	funkce plasticity
F	1	parametr Hillový podmínky plasticity
F_p	N	přidržovací síla
G	1	parametr Hillový podmínky plasticity
G	1	Greenův tenzor deformace
h_i	m	tloušťka v i-tém uzlu
H	1	parametr Hillový podmínky plasticity
H_p	Pa	modul zpevnění
I	1	jednotkový tenzor
j	1	Jacobián
u	mm	pole posuvu
K	J	kinetická energie
K	$N\ m^{-1}$	matice tuhosti
L	s^{-1}	gradient rychlosti deformace
L	1	parametr Hillový podmínky plasticity
M	kg	matice hmotnosti
n	1	exponent deformačního zpevnění
p	Pa	přidržovací tlak
q		vektor zobecněných posuvů
r	1	součinitel normálové anizotropie
r	1	polohový vektor v kartézských souřadnicích
R	1	tenzor rotace (spin)
S	Pa	deviátor napětí
S	Pa	2.Piola-Kirchhoffův tenzor napětí, transformační matice

s		směrodatná odchylka výběru
U	1	pravý tenzor
U	J	vnitřní energie
v	m, m s ⁻¹	složka posuvu, rychlost posuvu
w	m	složka posuvu
W	1	tenzor rychlosti rotace
x	mm	poloha částice kontinua v aktuální konfiguraci
⁰ x	mm	poloha částice kontinua v referenční konfiguraci
Y	1	tenzor zahrnující anizotropní chování
α	°	úhel
α	1	podíl hlavních napětí
∂ _{ij}	1	Kroneckerovo delta
∂	m	průmět vektoru
ε	1	poměrná deformace
ε	1	infinitesimální tenzor deformace
ε ^e	1	elastická část infinites. tenzoru deformace
ε ^p	1	plastická část infinites. tenzoru deformace
ε _i	1	intenzita poměrné deformace
ε _p	1	kumulativní plastická deformace
ε	1	logaritmický tenzor deformace v referenční konfiguraci
φ		pole veličiny
φ	1	natočení, logaritmická deformace
Φ		funkční hodnoty v uzlech
λ _i		i-té vlastní číslo
λ		Lagrangeův multiplikátor
μ	1	součinitel tření
ν	1	Poissonovo číslo
σ	Pa	skutečné, Cauchyho napětí
^r σ	Pa	korotovaný tenzor napětí
^{GN} σ̇	Pa s ⁻¹	Greenova-Naghdiho rychlost tenzoru napětí
^J σ̇	Pa s ⁻¹	Jaumannova rychlost tenzoru napětí
⁰ σ̇	Pa s ⁻¹	Oldreova rychlost tenzoru napětí
^{Tr} σ̇	Pa s ⁻¹	Truesdellova rychlost tenzoru napětí
τ	Pa	1. Piolův-Kirchhoffův tenzor napětí
ω	s ⁻¹	vlastní frekvence
∇u	1	materiálový gradient posuvu
$\bar{\nabla}u$	1	prostorový gradient posuvu
x,y,z	m	globální kartézské souřadnice
ξ, η, ζ	m	lokální kartézské souřadnice
r,s,t	1	izoparametrické souřadnice
ψ, θ, φ	1	Eulerovy úhly 313
EDT		Electric Discharge Texturing
EBT		Electron Beam Texturing
Pretex		Preussag Texturing
MKP		metoda konečných prvků
KMP		křivka mezních přetvoře

1. ÚVOD

Tváření plechu se používá pro výrobu kovových součástí ve všech průmyslových oborech. Velký význam této technologie v průmyslové výrobě souvisí s tím, že umožňuje zhotovení součástí nejrůznějších tvarů, rovinných nebo prostorových, jakož i součástí nejrůznějších velikostí. Výhodou takto zhotovených součástí je kvalitní povrch, vysoká přesnost předepsaných rozměrů a poměrně vysoká tuhost při minimální váze součástí. V případě tváření za studena se také docílí zvýšení meze kluzu, meze pevnosti a meze únavy v závislosti na stupni přetvoření [1].

Požadovaná změna tvaru a rozměrů výchozího materiálu vznikne účinkem vnějších sil, které způsobí plastickou deformaci některé nebo převážné části objemu tvářené součásti. Plasticky přetvořená oblast může být obklopena elasticky deformovanou oblastí nebo ohraničena elasticky deformovanými a nedeformovanými oblastmi, které ovlivňují průběh deformace v sousední plastické oblasti. Při tváření plechů je tloušťka stěny zpravidla malá ve srovnání s ostatními rozměry tvářené součásti, takže změna tloušťky stěny je mnohem menší než změny rozměrů plasticky přetvořené oblasti v obou zbývajících směrech.

Zdokonalení tvářecího postupu mnohdy předpokládá navržení vhodné úpravy tvářecích podmínek, např. změnu stupně přetvoření při jedné tvářecí operaci, změnu deformační rychlosti, změnu mazání, změnu geometrie tvářecího nástroje nebo volbu jiného výchozího materiálu, popřípadě jeho vhodnou povrchovou úpravu. Při stanovení tvářecích podmínek nových tvářecích postupů dnes již nevystačíme s dosavadními empirickými metodami, založenými na extrapolaci předchozích praktických zkušeností. Vzhledem k tomu, že konečná kvalita tvářeného výrobku je ovlivněna velkým množstvím faktorů, je třeba kombinovat praktické zkušenosti s teoretickým rozбором uvažovaného tvářecího postupu. S ohledem na vliv všech zúčastněných vlivů je přesný teoretický výpočet deformace a napjatosti tvářené součásti velmi obtížný. Z těchto důvodů se zavádějí určité zjednodušující předpoklady, které se mohou pro jednotlivé tvářecí operace značně lišit. Výsledek výpočtu je tím cennější, čím víc se přiblíží skutečnému postupu, tj. čím větší byl počet uvažovaných tvářecích faktorů.

Teoretický rozbor tvářecího postupu při zvolené kombinaci tvářecích faktorů se zaměřuje především na:

- určení přetvárných sil, jejichž znalost je nutná pro správné navržení tvářecího stroje a nástroje,

- určení přípustného stupně přetvoření při jedné tvářecí operaci, které má vliv na počet operací při zhotovování dané součásti,
- snížení případné zmetkovitosti vlivem nedodržení předepsaných rozměrových tolerancí, kvality povrchu, mechanických vlastností v určitých místech výrobku a velikosti zbytkových napětí.

Při výpočtech napjatosti plasticky přetvořené oblasti se zpravidla vychází ze základních rovnic teorie plasticity. Ze složkových podmínek rovnováhy daného objemového elementu lze odvodit diferenciální rovnice rovnováhy, jež obsahují hledané složky napjatosti. Tyto rovnice lze vyjádřit v kartézských, cylindrických nebo sférických souřadnicích, přičemž volba vhodných souřadnic záleží na tvaru plasticky přetvořené oblasti. Řešení složitých diferenciálních rovnic rovnováhy je spojeno s velkými matematickými obtížemi a je poměrně časově náročné. S masivním nasazením výpočetní techniky ve strojírenském průmyslu je dnes již zcela běžné, že k řešení těchto úloh se využívá numerická simulace založená na metodě konečných prvků.

V současné době v celosvětovém měřítku dominantní místo v oblasti zpracování plechů zaujímá automobilový průmysl. Jedná se především o jednotlivé díly karoserie, které ovšem představují z výrobního hlediska jednu z nejsložitějších výrobků. Vzhledem k tomu, že v posledních letech značně vzrostly požadavky spotřebitelů na protikoroziní ochranu automobilových karoserií, nacházejí stále větší využití v automobilovém průmyslu ocelové plechy s povlakem zinku. Snahou výrobců plechů pro automobilový průmysl je vyrobit materiál splňující kritéria bezproblémové lisovatelnosti, dobré korozní odolnosti a v neposlední řadě splňující kritérium vytvoření kvalitního laku. Z uvedených důvodů se výzkum výrobců plechů určených pro automobilový průmysl zaměřil na materiály se „zvláštní“ morfologií povrchu plechu, vyhovující náročným požadavkům zpracovatele plechu.

V rámci zjištění vlivu morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace při tažení výlisků je předkládaná práce zaměřena na následující oblasti:

- charakteristika výlisků nepravidelných tvarů,
- hodnocení morfologie povrchu plechu s různou povrchovou texturou
- vliv morfologie povrchu plechu na koeficient tření
- příklad vlivu morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace při tažení výlisků
- možnost využití numerické simulace v oblasti tažení výlisků

2. PROBLEMATIKA TAŽENÍ VÝLISKŮ NEPRAVIDELNÝCH TVARŮ

Tažení výlisků nepravidelných tvarů, jejichž klasickým představitelem jsou výlisky karosářského typu, představuje z technologického hlediska širokou problematiku výrazně se odlišující od problematiky hlubokého tažení jednoduché rotační nádoby. Jde převážně o výlisky složitých prostorových tvarů při jejichž výrobě se uplatňují, na rozdíl od hlubokého tažení, jak posuvy, tak i vypínání tvářeného materiálu. Výlisky nepravidelných tvarů je možné z hlediska jejich prostorového tvaru rozdělit do dvou základních skupin:

1. Ploché výlisky, při jejichž vzniku se uplatňuje převážně vypínání a méně posuvy.
2. Výlisky se složitým prostorovým tvarem a s velkou hloubkou tažení, při jejichž vzniku se uplatňuje především posuv materiálu a méně vypínání.

Vzhledem k tomu, že se jedná o výlisky nepravidelných tvarů, jejichž tvar se mění v závislosti na konstrukci a tvaru karoserie, je nutno vždy znovu řešit základní otázky technologie tažení daného dílu. Řešením často nebývají ani teoretické výpočty, ani doposud získané praktické zkušenosti. Při globálním pohledu na uvedenou problematiku, jako na systém vzájemného působení mnoha faktorů, se ukáže její náročnost. Základní faktory ovlivňující řešenou problematiku jsou:

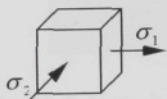
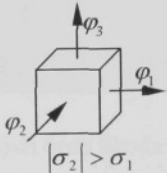
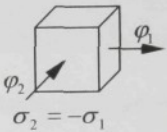
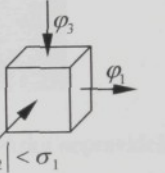
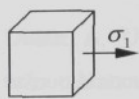
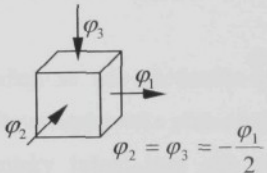
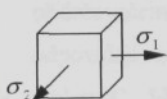
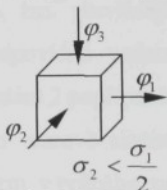
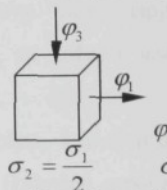
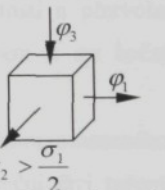
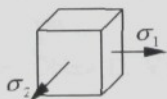
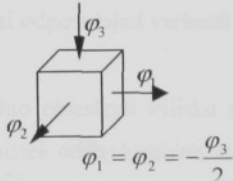
1. Tvářený materiál-plech.
2. Navržený tvar výlisku a nástřihu.
3. Vzájemná interakce nástroj-plech.
4. Funkce soustavy stroj-nástroj.

2.1. CHARAKTERISTIKA VÝLISKŮ KAROSÁŘSKÉHO TYPU

Výtažek je tvořen ve většině případů křivočarými plochami a jeho obrys je nepravidelný a složitý. Při vzniku těchto výlisků se uplatňují přetvoření jak posuvem (přes tažnou hranu tažnice), tak vypínáním (např. plech intenzivně bržděn pod přidržovačem). Tyto dva způsoby jsou krajní polohy přetvoření plechu, ke kterým dochází při výrobě výlisku. Nutno podotknout, že při praktickém lisování se oba tyto mezní případy objevují současně se vzájemným proměnným podílem, v závislosti na tvaru výlisku a technologických podmínkách tažení. Pro daný typ výlisku je pak důležité zvolit vhodný podíl posuvů a vypínání. Při tažení hlubšího výlisku je nutné uvolnit plech z oblasti přidržovače a snížit tím podíl vypínání, aby byl zajištěn dostatek materiálu pro vytvoření požadovaného tvaru výlisku. Důsledkem

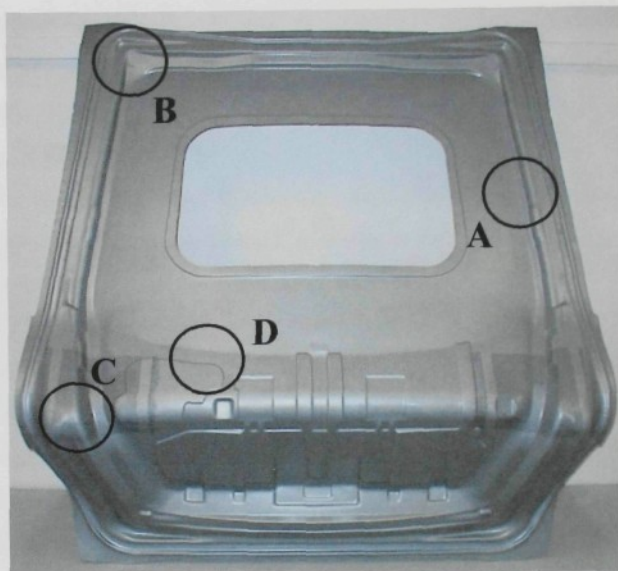
takového zásahu je menší zpevnění materiálu. Pro mělké výtažky je vhodnější posuv materiálu do tažnice více brzdít. Při tomto způsobu tváření dojde k většímu přetvoření, tím i k většímu zpevnění materiálu a plocha výlisku pak bude mít větší pevnost. Intenzivní brzdění však může způsobit nárůst tahového napětí, které může překročit mez pevnosti materiálu a způsobit vznik trhliny. Z úvahy vyplývá důležitost optimální volby poměru posuvu a vypínání pro konkrétní výlisk.

Obrys výtažku je ve většině případů nepravidelný a složitý. Složitými prostorovými plochami je tvořena nejen pracovní část tažníku a tažnice, ale i přidržovače. Stavby napjatosti a přetvoření jsou na výlisku rozloženy nerovnoměrně a materiál je tak při výrobě podroben komplexnímu přetvoření, které zahrnuje jak hluboké tažení a vypínání, tak i ohýbání a opětovné rovnání, rozšiřování a lemování. Schémata stavů napjatosti a přetvoření uplatňující se při tažení výlisků nepravidelných tvarů jsou na obr.2.1.1.

	napjatost	přetvoření
1		  
2		
3		  
4		

Obr. 2.1.1. Schémata stavů napjatosti a přetvoření uplatňující se při tažení výlisků

Příklady uvedených stavů napjatosti a přetvoření, které se uplatňují při tažení výlisků karosářského typu, lze vidět na obrázku obr.2.1.2., kde je vidět výlisek pátých dveří Škoda Octavia.



Obr.2.1.2. Výlisek pátých dveří Škoda Octavia, představitel výlisku nepravidelného tvaru

- Oblast A. Uplatňují se zde především posuvy s ohybem a narovnáním za tažnou hranou. Stav napjatosti a přetvoření jsou blízké variantě 2 na obr.2.1.1.
- Oblast B. Podmínky tažení jsou zde podobné jako při hlubokém tažení rotačních nádob, tzn. převládají posuvy. Stav napjatosti a přetvoření pod přídržovačem odpovídají variantě 1, za tažnou hranou a na boční stěně odpovídají variantám 2 popřípadě 3
- Oblast C. Jde o tvarově složitou oblast, kde v důsledku omezeného styku plechu s nástrojem v průběhu tažení (zejména v počáteční fázi tažení) a při stavech napjatosti odpovídající variantě 1, může dojít k ztrátě stability a vzniku vln
- Oblast D. V těchto oblastech výlisku s místními prolisy jednoznačně převládá vypínání za podmínek odpovídajících variantám 3 a 4 na obr. 2.1.1

K technologickým zvláštnostem tažení výlisků nepravidelných tvarů patří i to, že plocha výlisku je mnohem větší než plocha která se nachází v oblasti přídržovače. Tuto

skutečnost je možno považovat za určující z hlediska volby technologických podmínek tažení. Další specifické zvláštnosti tažení výlisků karosářského typu je možno shrnout v těchto bodech:

1. K přetvoření plechu dochází za působení převážně tahových napětí, tlaková napětí se objevují především v oblasti přidržovače. V prvních fázích tažení se však tlaková napjatost může objevit i mimo přidržovač a může způsobit nežádoucí vznik vln.
2. Pro získání kvalitního výlisku bez vln je třeba v oblasti přidržovače nebo tažné hrany plech intenzivně brzdít. Intenzita brzdění je zpravidla po obvodě výlisku proměnná.
3. Velké rozměry výlisku a členitost jeho tvaru často neumožňuje ovlivnit průběh tažení v oblasti přidržovače a je proto nutné použít technologické otvory a prolisy v nástřihu.
4. Úspěšné tažení lze zajistit i vhodným tvarem plochy přidržovače, lisovací polohou v nástroji a často je i nutné seskupení výlisků.
5. Konečná úprava tažného nástroje a volba technologických podmínek je prováděna v rámci tzv. zapracování nástroje, kdy je stanoven i definitivní tvar a rozměry nástřihu včetně volby jakosti zpracovávaného plechu.

Obecně lze konstatovat, že doplňkové technologické zásahy mají přispět k vytvoření příznivějšího stavu napjatosti a stupně přetvoření v kritických místech výtažku, čímž se docílí vyššího využití tvárnosti daného materiálu a celkové zvýšení efektivnosti tažení. Nerespektování již zmíněných zvláštností při tažení výlisků karosářského typu může vést k narušení bezproblémového tažení a lze předpokládat vznik zmetků, které se projevují v následujících podobách:

1. Lokalizace přetvoření, která vede v nejvíce přetvořené oblasti výlisku k tvárnému lomu v důsledku vyčerpání plasticity materiálu,
2. Porušení výlisku, vznik trhliny, způsobené překročením pevnosti materiálu v tahu mimo ohnisko přetvoření,
3. Zvlnění plechu jako projev nestability při působení tlakových napětí,
4. Výskyt povrchových vrásek, zadírání při styku plechu s nástrojem, otlaky, otřepty, vyboulení, propadliny, atd.
5. Nedodržení tvarové a rozměrové přesnosti

Za nejzávažnější lze označit případy vzniku trhlin na výliscích. Výlisek je však lisovatelný v případě, že jsou vyřešeny všechny uvedené problémy. Pro analýzu kritických oblastí výlisku

se často používá metoda povrchových deformačních sítí s jejíž pomocí se určí velikost přetvoření ve sledované oblasti a tyto hodnoty se porovnávají s mezními hodnotami přetvoření zachycenými formou diagramu mezních přetvoření.

3. DIAGRAMY MEZNÍCH PŘETVOŘENÍ [2,3]

3.1. DEFINICE DIAGRAMŮ MEZNÍCH PŘETVOŘENÍ

Při lisování souvisí ztráta stability procesu tváření s vyčerpáním schopnosti libovolného elementu plechu přenášet tvářecí sílu. Ve smyslu definice plasticity závisí mezní stupeň přetvoření daného plechu i na stavu napjatosti v průběhu tažení. Označme hlavní normálová napětí v rovině plechu σ_1, σ_2 ($\sigma_3=0$, přičemž $|\sigma_2| \leq |\sigma_1|$) a odpovídající přetvoření $\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$ jsou definována jako logaritmické deformace. Rovinnou napjatost lze vyjádřit ve tvaru $\sigma_1 : \sigma_2 : \sigma_3 = 1 : m_\sigma : 0$, a pak ukazatel stavu napjatosti m_σ

$$m_\sigma = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \quad (1)$$

nabývá hodnot $m_\sigma \in \langle -1, 1 \rangle$. Mezní stavy přetvoření daného materiálu je pak možno vyjadřovat za daných teplotně-rychlostních podmínek v závislosti na napjatosti. Všechna tři hlavní přetvoření lze vyjádřit jednou veličinou nazývanou kritická intenzita přetvoření φ_{ik} ,

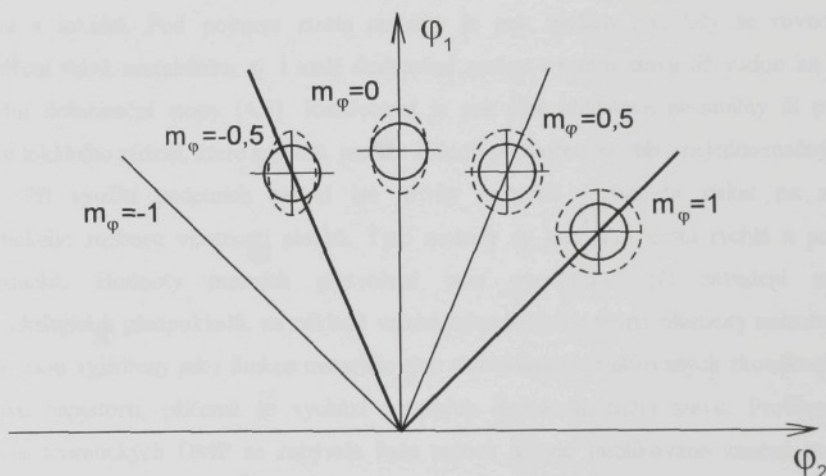
$$\varphi_{ik} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{\varphi_{1k}^2 + \varphi_{2k}^2 + \varphi_{1k}\varphi_{2k}} \quad (2)$$

Tímto přístupem lze získat Diagram Mezních Přetvoření (DMP) v souřadnicích $m_\sigma - \varphi_{ik}$. K získání DMP lze dojít i kratší cestou než přes výpočet intenzity přetvoření (ze známých hodnot přetvoření) a stavu napjatosti spočteného pomocí vztahů mezi tenzory napětí a přetvoření. K určení diagramu mezních přetvoření lze bezprostředně využít zjištěné hodnoty hlavních normálních přetvoření $\varphi_{1k}, \varphi_{2k}$. S touto myšlenkou přišli poprvé Keeler (1965) a Goodwin (1968), kdy byl poprvé představen diagram mezních přetvoření jako závislost největšího přetvoření (major strain) φ_1 na nejmenším přetvoření φ_2 v rovině plechu. Jednotlivé stavy napjatosti charakterizované opět ukazatelem m_σ (pro prosté zatěžování $m_\sigma = \text{konst.}$) jsou v tomto diagramu představovány paprsky vycházejícími z počátku souřadného systému. Tedy i diagram s těmito souřadnými osami vyjadřuje závislost mezních deformací na napjatosti. Na výlisku nelze obecně určit přímo velikost napětí. Je však možné pomocí deformační sítě bezprostředně změřit hodnoty přetvoření jako následek působící napjatosti. Je výhodné pro proporcionální přetvoření definovat ukazatel stavu přetvoření m_φ vztahem (3)

$$m_{\varphi} = \frac{\varphi_2}{\varphi_1}$$

(3)

je zřejmé, že ukazatel stavu přetvoření m_{φ} leží ve stejném intervalu jako ukazatel m_{σ} čili $m_{\varphi} \in \langle -1, 1 \rangle$. Vzhledem k těmto skutečnostem bude ve vztahu ke komplexní analýze přetvoření výhodné používat výhradně DMP v souřadnicích $\varphi_2 - \varphi_1$ a používat ukazatele m_{φ} namísto m_{σ} . Praktické zkušenosti ukázaly, že ke vzniku trhlin na výliscích dochází při stavech přetvoření ohraničených hodnotami $m_{\varphi} = -0,5$ a $m_{\varphi} = 1$. V tomto rozsahu je pak nutné při sestavování diagramů mezních přetvoření modelovat stavy přetvoření. Grafické znázornění této oblasti je vidět na obr.3.1.1.



Obr.3.1.1: Stavy přetvoření v DMP charakterizované ukazatelem m_{φ}

Velikost mezních deformací je dána nejen plasticností plechu, ale je i výrazně závislá na způsobu definování mezního stavu. Za ten lze považovat na jedné straně dosažení meze pevnosti materiálu, na druhé straně je to porušení plechu tvárným lomem. K určení DMP je proto nutné získat množství hodnot mezních přetvoření v rozsahu příslušných stavů m_{φ} pro zvolený mezní stav v daném intervalu. Modelovat různé stavy m_{φ} lze experimentálně či početně, je-li vytvořen matematický model chování příslušného materiálu. Podle DMP lze hodnotit plastické vlastnosti dvou porovnávaných materiálů, či využít tento diagram ke komplexní analýze přetvoření výlisku.

3.2. DIAGRAMY MEZNÍCH PŘETVOŘENÍ STANOVENÉ POČETNÍMI METODAMI

Proces plastického přetvoření plechu platný obecně pro jakýkoliv výlisek je v podstatě procesem postupné lokalizace přetvoření, zužování plasticky přetvářených oblastí, což v konečné fázi přetvoření vede ke vzniku tvárného lomu.

Ve studiích zabývajících se lokalizací plastického toku materiálu se používá řada výrazů popisujících tyto děje. Je to např. „zužování“ (necking), termoplastické smykové pásy, ztráta stability a teorie rozdvojení (bifurcation). Zužování je pozorovatelné např. při zkoušce tahem při dosažení maximální síly. Vlastní zužování se prakticky ještě rozděluje na tzv. difúzní a lokální. Pod pojmem ztráta stability je pak myšlen jev, kdy se rovnoměrné přetvoření stává nestabilním, tj. i malé dodatečné změny v tomto stavu již vedou ke změně původní deformační stopy [4,5]. Rozdvojení je pak jiná představa nestability či počátku vzniku lokálního zúžení, které nastane, jestliže způsob přetvoření se stává nejednoznačným.

Při využití početních metod lze křivky mezních přetvoření získat na základě teoretického rozboru vlastností plechů. Tyto metody se jeví jako cesta rychlá a poměrně jednoduchá. Hodnoty mezních přetvoření jsou vypočteny, při zavedení určitých zjednodušujících předpokladů, na základě vztahů odvozených z teorie plasticity anizotropního tělesa. Jsou vyjádřeny jako funkce materiálových charakteristik zjišťovaných zkouškou tahem a stavu napjatosti, přičemž se vychází z různých definic mezního stavu. Problematikou výpočtu teoretických DMP se zabývala řada autorů a bylo publikováno značné množství odborných článků a knih. Z tohoto důvodu zde nebude uveden podrobnější rozbor DMP. V současné době patří mezi nejrozšířenější následující matematické modely (početní metody) pro výpočet mezních přetvoření:

1. Metoda spočívající na matematickém určení okamžiku ztráty stability na mezi pevnosti, tzv. teoretické Goodwin-Keelerovy diagramy mezních přetvoření. Pro „levou“ část DMP je uvažována podmínka lokální ztráty stability a pro „pravou“ část je uvažována podmínka difúzní ztráty stability. Odvození pro výpočet křivek mezních přetvoření vychází z prací řady autorů, kteří se danou problematikou zabývali [6,7,8].
2. Metoda vycházející z faktu, že materiál obsahuje výchozí nehomogenity zapříčínující vznik lokálních ztenčení, jež vedou k porušení, tzv. MK teorie. Tuto metodu výpočtu mezních přetvoření plechu v podmínkách rovinné napjatosti v důsledku lokálního zmenšení tloušťky vytvořili Marciniak a

Kucziňsky [9]. Marciniakovo pojetí ztráty stability má velice blízko k realitě plastického přetvoření skutečného plechu. Vlastní výpočet vychází z předpokladu existence počáteční nerovnoměrnosti tloušťky nebo jiné nehomogenity v materiálu, které během tváření zapříčiňují vznik ztenčených oblastí [10].

3. Metoda vycházející z existence vměstků v materiálu, kolem nichž se tvoří dutiny, jejichž postupným spojením dojde k porušení, tzv. křivka přetvoření dle Ghosche. Tato metoda výpočtu vychází z druhé krajní polohy definice mezního stavu-dosažení tvárného lomu. Tento postup výpočtu odvodil A.K. Ghosh [11], který vycházel z poznatků o mechanismu tvárného lomu. Lomové kritérium ztráty stability v podstatě vymezují mezní hodnoty vnitřních parametrů vedoucí k rozsáhlé koalescenci vnitřních dutin v celém průřezu materiálu [11,12].

Používané vztahy vycházejí z množství zjednodušujících předpokladů, které nemusí být vždy obecně platné pro všechny materiály a podmínky přetvoření. Teoretické předpoklady řešení jsou často příliš vzdálené od skutečnosti a zatím ani nemohou konkrétní realitu postihnout. Odvozené vztahy dost obtížně berou v úvahu i takové důležité faktory jako jsou rychlost přetvoření, tloušťka plechu, historie přetvoření, podmínky tření a mnoho dalších. Rovněž srovnání vypočtených křivek vycházejících ze stejného kritéria mezního stavu je velice problematické v důsledku určité nejednotnosti metodik určování základních materiálových charakteristik. Z výše uvedených důvodů je použití teoretických křivek mezních přetvoření pro analýzu deformace skutečného výlisku diskutabilní. Pro řešení praktických problémů proto používají diagramy mezních přetvoření získané experimentální metodou.

3.3. URČOVÁNÍ DIAGRAMŮ MEZNÍCH PŘETVOŘENÍ EXPERIMENTÁLNÍM ZPŮSOBEM

K určení diagramu mezních přetvoření je nutné získat množství hodnot mezních přetvoření, vždy dvojic $[\varphi_{2k} ; \varphi_{1k}]$, v rozsahu stavů přetvoření $m_{\varphi} \in (-0,5 ; 1)$, při dané definici mezního stavu. V tomto případě nikoli matematickým modelováním, ale experimentálním způsobem. Původním postupem uplatněným Keelerem (zjišťováním mezních přetvoření na různých typech výlisků) je získání DMP značně náročné, pracné, zdlouhavé a s větším rozptylem získaných mezních přetvoření. Mnohem výhodnější je experimentální modelování

stavů přetvoření m_0 v laboratorních podmínkách, např. s využitím trhacích strojů pro zkoušku tahem, zařízení pro hydraulickou zkoušku, či jiným ze speciálních nástrojů. Zmíněné postupy se navzájem liší složitostí, nároky na zkušební zařízení, tvarem a provedením zkušebních vzorků a úplností výsledků, které poskytují. Nejvíce rozšířené a všeobecně známé zkoušky jsou:

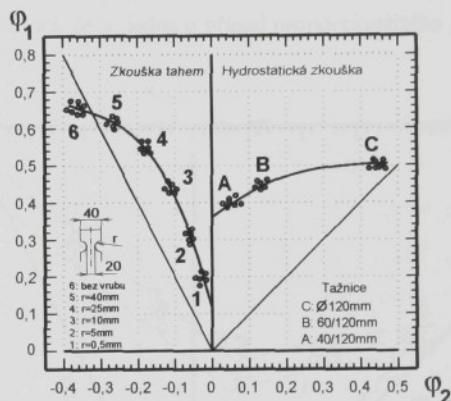
- Zkouška tahem tyčí opatřených rozmanitými vruby.
- Zkouška hydrostatická s kruhovou či eliptickou tažnicí.
- Zkouška hloubením plechu tažníky různých poloměrů.
- Zkouška vypínání zkušebních těles s vystřiženými kruhovými segmenty proměnného poloměru.
- Zkouška vypínání zkušebních těles v podobě pruhů proměnné šíře (tzv. Nakazimova metoda).
- Zkouška vypínání tvarových nástřihů s vystřiženými kruhovými segmenty konstantního poloměru polokulovým tažníkem.

Při zkoušce tahem tyčí opatřených vruby se různé stavy přetvoření modelují právě rozličnými tvary vrubů. Příprava vzorků není složitá a přetvoření lze jednoduše realizovat na trhacím stroji. Jedním z nedostatků tohoto postupu je, že lze modelovat jen stavy přetvoření odpovídající pouze „levé“ straně DMP.

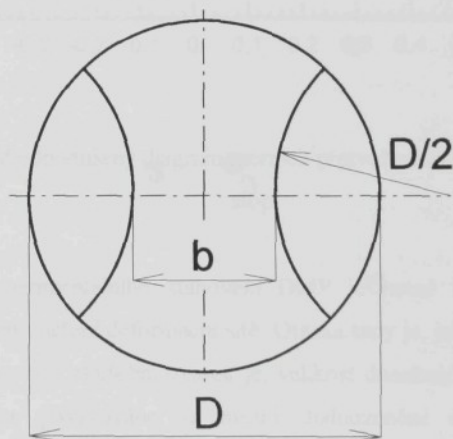
Při zkoušce hydrostatické se rozmanitých stavů přetvoření dosahuje použitím eliptických tažnic s proměnnou velikostí hlavních os. Příprava kruhových vzorků je velmi jednoduchá, mnohem větší nároky jsou však kladeny na zhotovení sady eliptických tažnic a speciálního zkušebního zařízení. Nedostatkem tohoto postupu pak je, že lze naopak modelovat jen stavy přetvoření odpovídající „pravé“ straně DMP. K získání úplného DMP v požadovaném rozsahu přetvoření $m_0 \in \langle -0,5; 1 \rangle$ je tedy nutno obě tyto metody kombinovat. Diagram mezních přetvoření získaný popsanou kombinací zkoušek je vidět na obr.3.3.1. Nevýhodou tohoto přístupu je jednak nutnost kombinace dvou zásadně odlišných metod a zejména pak z obr.3.3.1. na první pohled patrná nespojitost mezních přetvoření v oblasti rovinného přetvoření ($\varphi_2=0$).

Z řady existujících metod se jeví jako nejvhodnější metoda poslední jmenovaná a to metoda vypínání tvarových zkušebních těles s proměnnou šířkou b . Tvar zkušebního tělesa je vidět na obr.3.3.2. K celé přípravě potřebného sortimentu zkušebních těles nutných k určení diagramu mezních přetvoření v celém požadovaném rozsahu $m_0 \in \langle -0,5; 1 \rangle$ pak postačí jediný střižný nástroj. Zkušební pro zjištění diagramů mezních přetvoření pomocí vypínání

tvarových přístřihů se skládá ze speciálního nástroje umístěného na dvoučinném lisu. Nástřihy pevně sevřené v oblasti příruby jsou vypínány polokulovým tažníkem o průměru 100 mm až do okamžiku vzniku trhliny či jinak definovaného mezního stavu. K snadnějšímu sledování procesu plastického přetvoření slouží uzavřený televizní okruh s kamerou umístěnou přímo v nástroji.

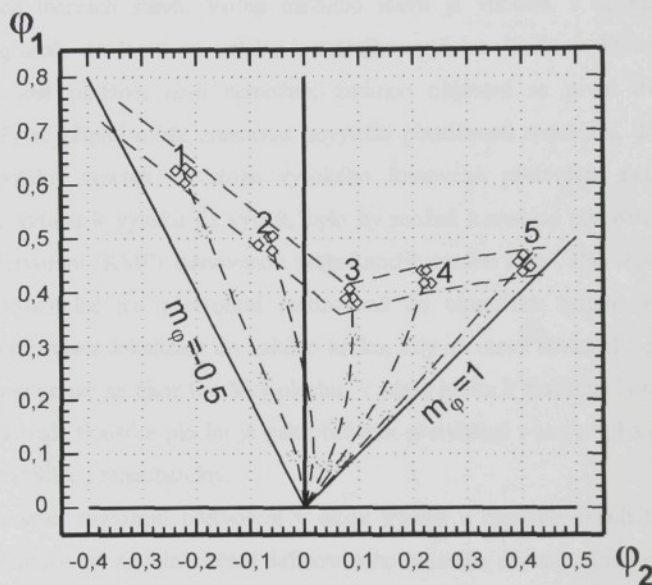


Obr. 3.3.1. Mezní stavy přetvoření dosahované zkouškou tahem tyčí s vruby a pomocí zkoušky hydraulické



Obr. 3.3.2. Tvarový nástřih k modelování různých stavů přetvoření pomocí vypínání kulovým tažníkem

Vlastní konstrukce diagramu mezních přetvoření je patrná z obr. 3.3.3, kde je diagram mezních přetvoření vytvořen pomocí vzorků pěti různých šířek. Tyto šířky modelují pět různých stavů přetvoření m_φ představovaných deformačními stopami. Pro rovnoměrné pokrytí požadovaného intervalu stavů přetvoření $m_\varphi \in (-0,5; 1)$ je obvykle nutno použít vzorků celkem 13-ti různých šířek. Bylo prokázáno, že deformační stopy získané touto metodou jsou v podstatě lineární, čili lze říci, že se jedná o případ proporcionálního přetvoření [3].



Obr. 3.3.3. Zjednodušený diagram mezních přetvoření získaný z 5-ti deformačních stop

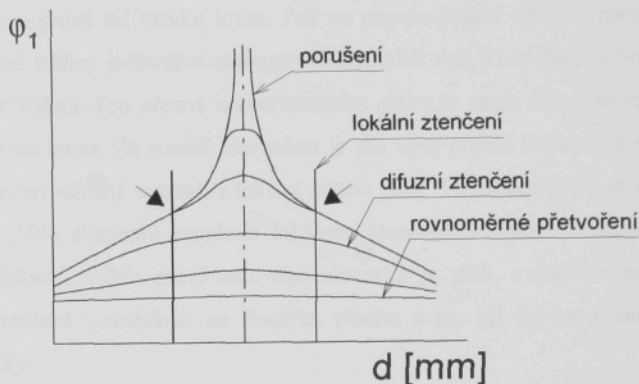
V případě experimentálního stanovení DMP je nutné velikost mezní deformace stanovit prostřednictvím měření deformační sítě. Otázka tedy je, jakým způsobem zjišťovat na reálném výlisku, a takovým zkušební vzorek je, velikost dosaženého přetvoření, jež bude ve smyslu určité definice považováno za mezní. Jednoznačné definování mezního stavu přetvoření a způsobů jeho určování je velmi důležité, neboť to jsou důležité faktory zásadně ovlivňující polohu a tvar křivek mezních přetvoření.

3.4. URČOVÁNÍ MEZNÍHO STUPNĚ PŘETVOŘENÍ

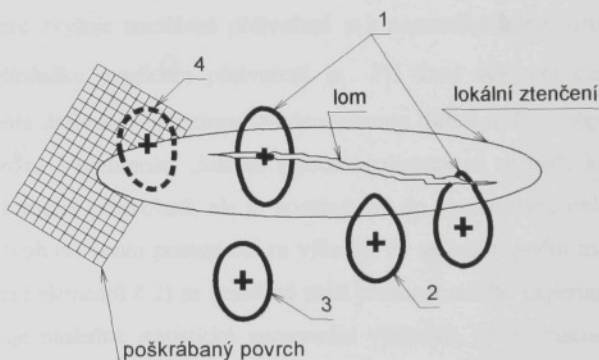
Řešení problému spočívá v určení, pro jak definovaný mezní stav a jakým způsobem se bude zjišťovat velikost dosaženého přetvoření, jež bude považováno za mezní. Bylo konstatováno, že v oblasti velkých plastických přetvoření lze mezní stav definovat v rozmezí meze pevnosti a okamžiku vzniku tvárného lomu. Oba takto zvolené mezní stavy představují krajní hranice. Je zřejmé, že mezi těmito krajními mezemi může existovat celá řada různě definovaných mezních stavů. Volbu mezního stavu je vhodné, s ohledem na komplexní využití diagramů, uvažovat ve vztahu k reálnému výlisku. Určit dosažení meze pevnosti u výlisku je dost obtížné, ne-li nemožné, zatímco objevení se první trhliny je naprosto evidentní. První případ může znamenat nevyužití plastičnosti materiálu, druhý pak znamená již neopravitelný zmetek. Přestože vysokého lomového přetvoření nelze z praktického hlediska ve vztahu k výlisku již využít, bylo by možné k analýze přetvoření použít i křivku mezních přetvoření (KMP) stanovenou pro okamžik vzniku lomu. Pro reálné výlisky je však prakticky využitelná jen přetvoření realizovaná do okamžiku vzniku lokálního ztenčení. Potom se deformace lokalizuje do úzkého krčku, kdy za stavu rovinného přetvoření dochází k prodloužení pouze na úkor tloušťky plechu. V okolí krčku k deformaci prakticky nedochází. Vzhledem k malé tloušťce plechu je pak přírůstek přetvoření v tomto okamžiku pro realizaci změny tvaru výlisku zanedbatelný.

Charakter rozložení přetvoření v okolí trhliny v různých fázích tažení je zřejmý z obr.3.4.1. Objektivní vizuální určení definovaného mezního stavu je dosti obtížné. Proto byly na základě experimentálních pozorování navrženy různé metody jeho stanovení, např. metoda ekvivalentního bodu, metoda grafická, metoda interpolační, apod.. [2] Obecně nejrozšířenější postup při určování mezního přetvoření dle výše uvedené definice vychází z výběru vhodných elementů z okolí lomu [13], jak je naznačeno na obr. 3.4.2. Zviditelnění lokálního ztenčení okolo trhliny se dosáhne mírným poškrábáním povrchu plochým brouskem. Výběr pak zahrnuje elementy deformační sítě zasažené lomem (č. 1 na obr. 3.4.2.), lokálním ztenčením (č. 2) a takové, které sousedí s místem porušení, ale nejsou zasaženy ani lomem, ani lokálním ztenčením (č. 3). Poloha bodů v DMP představujících přetvoření dle jednotlivých vybraných elementů je zřejmá - v DMP budou nejvýše body č.1, pak č. 2 a nejnižší č. 3. Křivka mezních přetvoření ve smyslu navržené definice pro počátek lokálního ztenčení je vedena tak, aby ležela nad body určené elementy č. 3 a pod body danými elementy č. 1 a č. 2. Takto určená KMP v podstatě odděluje v DMP dvě oblasti. Nad ní existuje lokální ztenčení, pod ní ještě

nedošlo k lokalizaci deformace. KMP tvořící rozhraní obou těchto oblastí tak může odpovídat počátku vzniku lokálního přetvoření a plně vyhovět dané definici mezního stavu.



Obr. 3.4.1: Charakter rozložení přetvoření φ_1 v okolí trhliny



Obr. 3.4.2: Výběr elementů deformační sítě pro určení mezního přetvoření

Všechny výše zmíněné postupy určení mezního stavu si kladou za cíl co nejpřesnější a nejjednodušší určení mezního přetvoření v souladu s přijatou definicí. V této souvislosti je třeba si dále uvědomit, že rozložení přetvoření (zvláště φ_1) vykazují různě velký gradient, daný zejména tvarem zkušebního tělesa, podmínkami tření, křivostí tažníku. Uvedené skutečnosti komplikují a znesnadňují efektivní určení mezního přetvoření. S ohledem na využívání experimentální metody určení DMP v rozsáhlém měřítku, důležitém pro potřeby praxe, je vhodné modifikovat předchozí způsoby tak, aby přijatá metoda určování mezního

přetvoření byla rychlá, snadná, pokud možno jednoznačná a v souladu s jeho definicí. Vzhledem k tomu, že vznik lomu je na výlisku evidentní, je výhodné odvíjet stanovení mezního stavu právě od vzniku lomu. Pak ve smyslu přijaté definice mezního stavu vhodně vybrat v okolí trhliny jednotlivé elementy deformační sítě, které budou použity ke stanovení mezního přetvoření. Pro přesné určení mezního stavu je navíc nutno měřit elementy v místě prvního vzniku lomu. Za mezní přetvoření je dle výše přijaté definice považováno to, které z vnějšku bezprostředně sousedí s lokální zónou [14]. Tomu odpovídá střed elementu č.4 na obr. 3.4.2. (50% elementu zasaženo lokálním ztenčením) a jeho hodnota je na obr. 3.4.1. označena šípkami. Výběr právě takového elementu je však, s ohledem na proměnnou šířku lokálního ztenčení v závislosti na tloušťce plechu a m_p při daném parametru sítě, značně problematický.

Z dosud provedených experimentů vyplývá, že přijaté definici mezního stavu se nejvíce blíží hodnoty, které jsou získány měřením elementů č.2 na obr. 3.4.1. Na podstatné části plochy vymezené těmito elementy je rovnoměrné přetvoření a částečné zasažení lokálním ztenčením, které zvyšuje naměřené přetvoření φ_1 a napomáhá kompenzovat snížení hodnoty přetvoření v důsledku gradientu přetvoření φ_1 . Při dané velikosti elementu sítě je totiž změřená hodnota deformace přiřazena středu elementu. Střed měřené elipsy č.2 na obr. 3.4.1. však není totožný s rozhraním „lokální ztenčení-rovnoměrná oblast“, kde lze očekávat dle přijaté definice mezní přetvoření, ale je posunut dál do rovnoměrné oblasti, a tedy k nižším hodnotám přetvoření. Tento postup má tu výhodu, že snížením počtu měření (omezujeme se pouze na měření elementů č.2) se poněkud sníží pracnost celého experimentu. Další výhodou je, že umožňuje následné statistické zpracování výsledků, které značně rozšiřuje množství informací vytěžitelné z realizovaného experimentu.

Z předchozích kapitol je zřejmá podstata komplexní analýzy přetvoření výlisků, včetně uvedení výhod a předností. Její velká nevýhoda především v tom, že je možné takovou analýzu provádět pouze na skutečně odlisovaném výrobku. Touto metodou tedy není možné najít optimální řešení, aniž by se realizovalo vlastní tváření. Ve fázi kdy je již vyroben tažný nástroj (velmi často i nástroje pro následné operace tváření) je již velmi limitován počet parametrů, které lze měnit v rámci optimalizace průběhu lisování. Nelze tedy tímto způsobem posuzovat lisovatelnost dílu ve stadiu jeho navrhování či ve stadiu konstrukce lisovacího nástroje.

Možnost analyzovat proces přetvoření plechu již ve fázi konstrukce výlisku či nástroje vyžaduje vyřešit problém výpočtu plastické deformace v problematické oblasti navrhovaného



výlisku. Pro jednoduché tvary součástí a po zavedení určitých zjednodušujících předpokladů lze výpočet napětí a deformace provést „klasickou“ cestou. K těmto používaným metodám výpočtu především patří:

- Řešení diferenciálních rovnic rovnováhy s použitím podmínek plasticity.
- Metoda energetické rovnováhy.
- Metoda horního odhadu.
- Metoda kluzových čar, atd..

METODA ŘEŠENÍ POMOCÍ DIFERENCIÁLNÍCH ROVNIC ROVNOVÁHY [1]

4. ANALÝZA TVÁŘECÍCH PROCESŮ Z HLEDISKA VÝPOČTU NAPĚTÍ A DEFORMACE

Při výpočtu napětí a deformace u tvářeného tělesa má na výsledek rozhodující vliv správná volba metody řešení tohoto problému. Ve vztahu k dané tvářecí operaci je třeba volit tu metodu výpočtu, která se svými předpoklady a zjednodušeními co nejvíce blíží skutečnosti. Z důvodu značné složitosti celého procesu tváření se však teoretický výpočet často liší od skutečnosti. Jedna z nejčastěji používaných metod výpočtu je metoda řešení diferenciálních rovnic rovnováhy s použitím podmínek plasticity.

4.1. METODA ŘEŠENÍ POMOCÍ DIFERENCIÁLNÍCH ROVNIC ROVNOVÁHY [1]

Metoda řešení úloh pomocí diferenciálních rovnic rovnováhy s použitím podmínek plasticity je v teorii tváření, z důvodu poměrně jednoduchosti a názornosti, jednou z nejrozšířenějších. Umožňuje získání výsledků pomocí přímé integrace diferenciálních rovnic.

Jako příklad výpočtu je zde uveden výpočet napětí a deformace při tažení cylindrických výtazků z kruhového přístřihu při použití přidržovače s konstantní přítlačnou silou.

Při radiálním tažení výstřížku z dokonale plastického materiálu vypočítáme napjatost příruby za předpokladu, že třecí síly ve stykových plochách s tažnicí a přidržovačem neovlivní celkové rozložení napětí. Radiální napětí σ_r , napětí ve směru normály σ_z a tangenciální napětí σ_θ můžeme pak považovat za napětí hlavní. Kontaktní tlakové napětí σ_z , vyvozené přítlačnou silou F_p , je zpravidla malé ve srovnání s tahovým radiálním napětím σ_r a tlakovým tangenciálním napětím σ_θ . Největší tangenciální napětí vznikne na okraji příruby, kde také vznikne největší přírůstek tloušťky. Celá přítlačná síla pak působí na úzkém mezikruží na okraji příruby. Přítlačné síle F_p přísluší třecí síla $2 \mu F_p$, směřující proti směru posuvu okraje příruby. Tato třecí síla vyvodí na okraji příruby radiální napětí

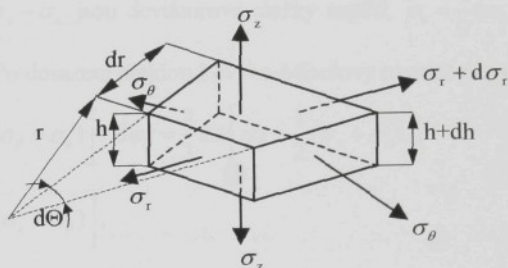
$$(\sigma_r)_{r=b} = \frac{\mu F_p}{\pi b h} \quad (4)$$

Během tažení se zmenšuje poloměr každého objemového elementu z počáteční hodnoty $r = r_0$ na konečnou hodnotu $r = a$, rovnou poloměru otvoru tažnice. Při zmenšení počátečního poloměru okraje příruby b_0 na okamžitý poloměr b se zmenší počáteční poloměr

daného objemového elementu r_0 na okamžitý poloměr r . Z podmínky stálosti objemu prstence mezi počátečním poloměrem okraje příruby b_0 a počátečním poloměrem daného objemového elementu r_0 vyplývá vztah

$$r = \sqrt{r_0^2 + b^2 - b_0^2}. \quad (5)$$

Napjatost v přírubě můžeme vypočítat za předpokladu konstantní tloušťky a předpokladu, že tření je tak malé, že můžeme zanedbat kontaktní smykové napětí ve stykových plochách příruby s tažnicí a přidržovačem. Na daný objemový element na poloměru r pak působí napětí znázorněná na obr.4.1.1.



Obr.4.1.1. Napětí v objemovém elementu příruby při radiálním tažení

Ze složkové podmínky rovnováhy vnitřních sil v radiálním směru vyplývá diferenciální rovnice rovnováhy

$$dR - Td\Theta = 0, \quad (6)$$

kde $R = \sigma_r h r d\Theta$ je radiální síla, $T = \sigma_\theta h dr$ je tangenciální síla a

$dR = d(\sigma_r h r) d\Theta = \sigma_r h r \left(\frac{d\sigma_r}{\sigma_r} + \frac{dh}{h} + \frac{dr}{r} \right) d\Theta$ je přírůstek radiální síly na dráze. Dosazením do

vztahu (6) dostáváme diferenciální rovnici rovnováhy

$$0 = h r d\sigma_r + \sigma_r r dh + \sigma_r h dr - \sigma_\theta h dr = \frac{d}{dr} (h \sigma_r) + \frac{h(\sigma_r - \sigma_\theta)}{r}, \quad (7)$$

rovnici dále upravíme na tvar

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_r \frac{r}{h} \frac{dh}{dr} + \sigma_r - \sigma_\theta = 0. \quad (8)$$

Vztah mezi radiálním napětím σ_r a tangenciálním napětím σ_θ je určen Huberovou-Misesovou-Henckého podmínkou plasticity

$$\sigma_r^2 - \sigma_r \sigma_\theta + \sigma_\theta^2 = \sigma_i^2 = \sigma_k^2. \quad (9)$$

Přírůstky hlavních deformací $d\varphi_r = d\left(\frac{dr}{dr_0}\right)$, $d\varphi_\theta = \frac{dr}{dr_0}$, $d\varphi_z = \frac{dh}{h}$ určíme z Lévyho-

Misesových rovnic

$$\frac{d\varphi_r}{\sigma_r - \sigma_s} = \frac{d\varphi_\theta}{\sigma_\theta - \sigma_s} = \frac{d\varphi_z}{\sigma_z - \sigma_s} = d\omega \quad (10)$$

a z podmínky zachování objemu

$$d\varphi_r + d\varphi_\theta + d\varphi_z = 0, \quad (11)$$

kde $d\varphi_r, d\varphi_\theta, d\varphi_z$ jsou přírůstky hlavních deformací, $\sigma'_1 = \sigma_r - \sigma_s$,

$\sigma'_2 = \sigma_\theta - \sigma_s$, $\sigma'_3 = \sigma_z - \sigma_s$ jsou deviatorové složky napětí, $\sigma_s = \frac{1}{3}(\sigma_r + \sigma_\theta + \sigma_z)$ je normální

oktaedrické napětí. Po dosazení přejdou Lévyho-Misesovy rovnice na tvar

$$d\varphi_r = \frac{2}{3}d\omega \left[\sigma_r - \frac{1}{2}(\sigma_\theta + \sigma_z) \right], \quad d\varphi_\theta = \frac{2}{3}d\omega \left[\sigma_\theta - \frac{1}{2}(\sigma_z + \sigma_r) \right],$$

$$d\varphi_z = \frac{2}{3}d\omega \left[\sigma_z - \frac{1}{2}(\sigma_r + \sigma_\theta) \right]. \quad (12)$$

Sečtením kvadrátů pravých a levých stran obdržíme

$$d\varphi_1 = \frac{2}{3}\sigma_1 d\omega, \quad (13)$$

kde σ_1 je intenzita napětí a $d\varphi_1$ je přírůstek intenzity deformace. Odtud vyplývá materiálový koeficient

$$d\omega = \frac{3}{2} \frac{d\varphi_1}{\sigma_1}. \quad (14)$$

Pro rovinnou napjatost $\sigma_z = 0$ z druhé a třetí rovnice (12) vypočítáme poměr

$$\frac{d\varphi_z}{d\varphi_\theta} = \frac{dh/h}{dr/r} = \frac{\sigma_r + \sigma_\theta}{\sigma_r - 2\sigma_\theta}, \quad (15)$$

z rovnice (15) vyplývá diferenciální rovnice

$$\frac{dh}{h} = \frac{\sigma_r + \sigma_\theta}{\sigma_r - 2\sigma_\theta} \frac{dr}{r}. \quad (16)$$

Dosazením za dh/h z rovnice (16) do diferenciální rovnice (8) obdržíme

$$0 = r \frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_r \left(1 + \frac{\sigma_r + \sigma_\theta}{\sigma_r - 2\sigma_\theta} \right) - \sigma_\theta = r \frac{d\sigma_r}{dr} + 2 \frac{\sigma_r^2 - \sigma_r \sigma_\theta + \sigma_\theta^2}{\sigma_r - 2\sigma_\theta} = r \frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{2\sigma_r^2}{\sigma_r - 2\sigma_\theta}. \quad (17)$$

Z rovnice (9) určíme $4\sigma_1^2 - 3\sigma_r^2 = \sigma_r^2 - 4\sigma_r \sigma_\theta^2 + 4\sigma_\theta^2 = (\sigma_r - 2\sigma_\theta)^2$ a po dosazení do rovnice (17) se tato rovnice zjednoduší na tvar

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{2\sigma_i^2}{\pm \sqrt{4\sigma_i^2 - 3\sigma_r^2}} = 0. \quad (18)$$

Pro dokonale plastický materiál, tj. pro $\sigma_i = \sigma_k = \text{konst.}$, obdržíme integraci vztah

$$\frac{\sigma_r}{2} \sqrt{1 - \frac{3\sigma_r^2}{4\sigma_k^2}} + \frac{\sigma_k}{\sqrt{3}} \arcsin\left(\frac{\sqrt{3}}{2} \frac{\sigma_r}{\sigma_k}\right) = -\sigma_k \ln r + C. \quad (19)$$

Integrační konstantu C vypočítáme z okrajových podmínek. Při radiálním tažení bez tření bude $\sigma_r = 0$ pro $r = b$. Odtud vyplývá integrační konstanta a po jejím dosazení do (19) dostáváme

$$\frac{\sigma_r}{2} \sqrt{1 - \frac{3\sigma_r^2}{4\sigma_k^2}} + \frac{\sigma_k}{\sqrt{3}} \arcsin\left(\frac{\sqrt{3}}{2} \frac{\sigma_r}{\sigma_k}\right) = \sigma_k \ln \frac{b}{r}. \quad (20)$$

Při tažení se třením vypočítáme integrační konstantu z okrajové podmínky $\sigma_r = \frac{\mu F_p}{\pi b h}$ pro $r = b$.

Z rovnice (20) můžeme vypočítat radiální napětí σ_r daného objemového elementu s počátečním poloměrem r_0 , známe-li jeho okamžitý poloměr r a okamžitý poloměr příruby. Příslušné tangenciální napětí σ_θ vypočítáme z rovnice (9). Tloušťku h na poloměru r určíme dosazením vypočítaných napětí σ_r, σ_θ do rovnice (16). Integraci obdržíme

$$\ln \frac{h}{h_0} = \int_{r_0}^r \frac{\sigma_r + \sigma_\theta}{\sigma_r - 2\sigma_\theta} \frac{dr}{r} = \left(\frac{\sigma_r + \sigma_\theta}{\sigma_r - 2\sigma_\theta} \right)_s \ln \frac{r}{r_0},$$

$$h = h_0 \left(\frac{r}{r_0} \right)^{\left(\frac{\sigma_r + \sigma_\theta}{\sigma_r - 2\sigma_\theta} \right)_s}. \quad (21)$$

Střední hodnota zlomku $\left(\frac{\sigma_r + \sigma_\theta}{\sigma_r - 2\sigma_\theta} \right)_s$ je určena hodnotami napětí σ_r, σ_θ v daném objemovém

elementu během jeho posuvu z počátečního poloměru r_0 na okamžitý poloměr r .

Rovnice (20), určující radiální napětí příruby při daném stupni přetvoření, platí jen pro dokonale plastický materiál a je poměrně složitá. Její další nevýhoda je, že napětí σ_r zde není vyjádřeno explicitní funkcí parametru b/r , případně parametru r_0/r . Vztahy pro napětí σ_r, σ_θ vyjádřené parametrem r_0/r , lze odvodit pomocí přibližné Huberovy-Misesovy-Henckého podmínky plastičnosti pro rovinnou napjatost

$$\sigma_r - \sigma_\theta = \beta \sigma_k, \quad (22)$$

kde koeficient β je určen sečnou Misesovy elipsy, nahrazující její oblouk. Střední hodnota tohoto koeficientu je $\beta \approx 1,1$.

Při zhotovování výtažku z nedokonale plastického materiálu vyjádříme křivku zpevnění funkcí $\sigma_i = H(\varphi_i)$. Radiální deformace φ_r je malá ve srovnání s tangenciální deformací φ_θ . Intenzitu deformace φ_i pak můžeme nahradit tangenciální deformací

$$\varphi_\theta = -\ln \frac{r}{r_0} = \ln \frac{r_0}{r}. \quad (23)$$

Křivka zpevnění je pak určena funkcí

$$\sigma_i = H\left(\ln \frac{r_0}{r}\right) = \sigma_k. \quad (24)$$

Rovnice (22) pak přejde na tvar

$$\sigma_r - \sigma_\theta = \beta H\left(\ln \frac{r_0}{r}\right). \quad (25)$$

Dosazením za $(\sigma_r - \sigma_\theta)$ do rovnice (7) obdržíme diferenciální rovnici rovnováhy

$$\frac{d}{dr}(h\sigma_r) = -\frac{h}{r}\beta H\left(\ln \frac{r_0}{r}\right) \quad (26)$$

Pro řešení této rovnice je třeba vyjádřit proměnnou tloušťku příruby h jako funkci parametru r_0/r . Tuto funkci lze s použitím Lévyho-Misesovy rovnice pro deformační rychlost odvodit z radiální rychlosti posuvu daného objemového elementu a po vyjádření má tvar [1]

$$\frac{dh}{h} = \frac{2\sigma_r - \beta H\left(\ln \frac{r_0}{r}\right)}{2\beta H\left(\ln \frac{r_0}{r}\right) - \sigma_r} \frac{dr}{r}, \quad \ln \frac{h}{h_0} = \int_{r_0}^r \frac{2\sigma_r - \beta H\left(\ln \frac{r_0}{r}\right)}{2\beta H\left(\ln \frac{r_0}{r}\right) - \sigma_r} \frac{dr}{r}. \quad (27)$$

Známe-li funkci $\sigma_k = H\left(\ln \frac{r_0}{r}\right)$, můžeme vypočítat numerickou integrací rovnic (26) a (27), pro libovolný stupeň přetvoření b/b_0 , tloušťku h a napětí σ_r v libovolném místě příruby. Napětí σ_θ vypočítáme z rovnice (22).

Přibližné hodnoty napětí σ_r, σ_θ při tažení výstřížku z dokonale plastického materiálu lze vypočítat za předpokladu, že změna tloušťky příruby neovlivní její celkovou napjatost. Rovnice (26) se pak zjednoduší na tvar

$$\frac{d\sigma_r}{dr} = -\frac{1}{r}\beta H\left(\ln \frac{r_0}{r}\right). \quad (28)$$

Pro dokonale plastický materiál, tj. pro $\sigma_k = \text{konst.}$, určíme integrací rovnice (28) radiální napětí σ_r

$$\sigma_r = -\beta\sigma_k \ln r + C. \quad (29)$$

Integrační konstantu C vypočítáme z okrajové podmínky $\sigma_r = \frac{\mu F_p}{\pi b h}$ pro $r=b$. Po dosazení do rovnice (29) a z podmínky plasticity (22) dostáváme vztahy pro výpočet σ_r , σ_θ

$$\sigma_r = \beta \sigma_k \ln \frac{b}{r} + \frac{\mu F_p}{\pi b h}, \quad \sigma_\theta = -\beta \sigma_k \left(1 - \ln \frac{b}{r}\right) + \frac{\mu F_p}{\pi b h}. \quad (30)$$

Při zhotovování výrobku nelze zanedbávat přidavná napětí $\Delta\sigma_r$, příslušná plastickému ohybu a plastickému narovnání na okraji tažné hrany a přidavná napětí příslušná tření podél tažné hrany. V každém objemovém elementu příruby, který se posouvá podél tažné hrany, změní se meridiánový poloměr křivosti střední vrstvy z původní hodnoty $R_s = \infty$ na hodnotu $R_s = R_T + \frac{h}{2}$, kde R_T je poloměr tažné hrany. Okraj příruby se tedy ohýbá vlivem ohybového momentu M , při současném působení tahových napětí. Zanedbáme-li vliv deformačního zpevnění a účinek tahových napětí, bude vnější ohybový moment M , vztažený na jednotku délky, rovný

$$M_1 = \sigma_k \frac{h^2}{4}. \quad (31)$$

Ohyb rovinného proužku o úhel $d\gamma$ vyžaduje přidavnou deformační práci

$$M_1 d\gamma = \sigma_k \frac{h^2}{4} d\gamma, \text{ kterou můžeme vyjádřit také pomocí přidavného radiálního napětí } \Delta\sigma_r.$$

Účinkem tohoto přidavného napětí se posune objemový element z počáteční polohy 1 do polohy 2, viz. obr.4.1.2., Z rovnosti práce vnitřního a vnějšího ohybového momentu dostaneme vztah

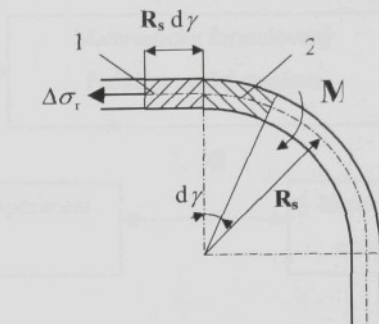
$$\Delta\sigma_r h R_s d\gamma = \sigma_k \frac{h^2}{4} d\gamma. \quad (32)$$

Vztah pro výpočet přidavného napětí $\Delta\sigma_r$ potřebné k ohybu a narovnání kolem tažné hrany se středním poloměrem R_s se vypočítá dle vztahu

$$\Delta\sigma_r = \frac{\sigma_k}{2} \frac{h}{R_T + \frac{h}{2}}. \quad (33)$$

Vliv tření podél tažné hrany vyjádříme koeficientem $e^{\alpha\mu}$, kde α je úhel ohybu. Pro zaoblenou tažnou hranu s kruhovým obrysem platí $\alpha = 90^\circ$. Celkové tahové napětí na okraji cylindrické stěny výtazku je tedy rovné celkovému radiálnímu napětí na poloměru $r = a$, kde a je poloměr otvoru tažnice. Vztah pro výpočet tohoto napětí má tvar

$$(\sigma_r)_{r=a} = \left[\beta \sigma_k \ln \frac{b}{a} + \frac{\mu F_p}{\pi b h} + \frac{\sigma_k}{2} \frac{h}{R_r + \frac{h}{2}} \right] e^{\alpha \mu} \quad (34)$$



Obr.4.1.2. Ohyb materiálu v oblasti tažné hrany

Z výše uvedených vztahů je vidět, že použití výpočtu napětí a deformace materiálu pomocí metody diferenciálních rovnic rovnováhy s použitím podmínek plasticity je poměrně složité a při výpočtu se často používá zjednodušujících předpokladů, které více či méně ovlivňují přesnost výpočtu.

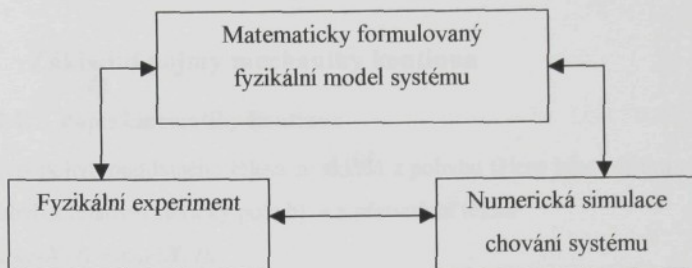
S rozvojem výpočetní techniky a současně s její cenovou dostupností se v současné době používají ve strojírenství numerické metody výpočtu založené na metodě konečných prvků. Nespornou výhodou těchto metod je možnost řešení značně složitých nelineárních úloh, mezi které patří i úlohy z oblasti plošného tváření.

4.2. NUMERICKÉ ŘEŠENÍ POMOCÍ METODY KONEČNÝCH PRVKŮ [15,16]

4.2.1. Fyzikální a numerické modelování plošného tváření

Fyzikální jevy jsou obecně velmi složité, a proto se pro jejich analýzu volí určité, zpravidla zjednodušující, předpoklady. Zvolené předpoklady jsou buď vypořazovány z experimentu nebo plynou z obecně přijímaných teorií. Při analýze výsledků pak nesmíme zapomínat na oblast platnosti vytvořené teorie. V praxi nastává mnoho chyb plynoucích z použití teorie, aniž by byla splněna oprávněnost pro možnost jejího použití. Nezastupitelnou

úlohu při fyzikálním a matematickém modelování hraje experiment. Možné schéma interakcí při modelování je na obr.4.2.1.1. Z experimentu plynou některé zákonitosti a předpoklady, které je zpravidla možné použít jako zpětnou vazbu na teorii, popř. je použít při numerické simulaci.



Obr.4.2.1.1: Souvislosti fyzikálního a matematického modelování s fyzikálním experimentem [2]

Procesy plošného tváření jsou z pohledu termodynamiky procesy nevratné, dissipativní, nestacionární a nelineární. V průběhu tváření dochází k interakci deformačního, napětového a teplotního pole. V dalším výkladu se bude předpokládat, že vliv tepelných efektů je zanedbatelný na pole napětí a deformací při tváření za studena. Plošné tváření je specifické svým schématem napjatosti, které lze s dostatečnou přesností považovat za rovinnou napjatost. Plošné tváření řadíme mezi nelineární fyzikální procesy. Nelinearita se u plošného tváření projevuje takto:

- Velké posuvy a natočení bodů zkoumaného tělesa.
- Velké deformace.
- Nelineární elastoplastické chování tělesa (vliv deformačního zpevnění).
- Směrová závislost mechanických vlastností (anizotropie materiálu).
- U velkých deformací lokální plastické deformace s nukleací porušení a s následným tvárným lomenem.
- Problematika kontaktu s anizotropním třením.
- Při velkých rychlostech tváření nelze zanedbat vliv setrvačných a gyroskopických účinků.

Tyto vlivy je třeba brát v úvahu při sestavování fyzikálního a matematického modelu pro potřeby plošného tváření.

Při fenomenologickém pohledu na přetváření těles, tedy bez zkoumání struktury a jejího vlivu na chování tělesa, se využívá poznatků mechaniky kontinua. Mechanika kontinua pohlíží na těleso jako na spojité prostředí. V mechanice poddajných těles se používá Lagrangeův popis kontinua, sleduje se pohyb částice kontinua X v čase t , tj. $\mathbf{x} = \mathbf{x}(X, t)$.

4.2.2. Základní pojmy mechaniky kontinua

4.2.2.1. Popis kinematiky kontinua

Obecný pohyb poddajného tělesa se skládá z pohybu tělesa jako tuhého celku (unášivý translační pohyb a relativní sférický pohyb) a z přetvoření tělesa

$$\mathbf{x}(X, t) = \mathbf{x}_{nedef}(X, t) + \mathbf{x}_{def}(X, t). \quad (35)$$

Při znalosti vektorového pole polohového vektoru částice kontinua X v aktuální konfiguraci $\mathbf{x}(X, t)$ a v referenční konfiguraci $\mathbf{x}(X, t_0)$ lze zjistit veškeré informace o přetvoření [19]. Necht' jsou dány dvě nekonečně blízké částice kontinua v referenční konfiguraci $\mathbf{x}(X_A, t_0) \equiv X_A$, $\mathbf{x}(X_B, t_0) \equiv X_B$ a jim odpovídající částice v aktuální konfiguraci $\mathbf{x}(X_A, t) \equiv \mathbf{x}_A$, $\mathbf{x}(X_B, t) \equiv \mathbf{x}_B$. Vzájemná poloha částic X_A a X_B je v referenční konfiguraci dána vektorem dX

$$dX = X_B - X_A \quad (36)$$

a v aktuální konfiguraci je vzájemná poloha částic $\mathbf{x}_A$ a $\mathbf{x}_B$ dána vektorem $d\mathbf{x}$

$$d\mathbf{x} = \mathbf{x}_B - \mathbf{x}_A \quad (37)$$

Dalším důležitým pojmem v mechanice kontinua je deformační gradient definovaný

$$F_{ij} = \frac{\partial x_i}{\partial X_j}. \quad (38)$$

Po zavedení F_{ij} lze nalézt relaci

$$d\mathbf{x} = \mathbf{F} dX, \quad (39)$$

odvození a předpoklady viz [15]. Posuv částic mezi referenční a aktuální konfigurací $\mathbf{u}$ se vypočte

$$\mathbf{u} = \mathbf{x} - X, \quad (40)$$

Analogickou veličinou k deformačnímu gradientu $\mathbf{F}$ je materiálový gradient posuvů definovaný vztahem

$$\nabla \mathbf{u} = \frac{\partial u_i}{\partial X_j}, \quad (41)$$

a prostorový gradient posuvu

$$\nabla \mathbf{u} = \frac{\partial u_i}{\partial x_j}, \quad (42)$$

Pomocí definice posuvu (6) lze dokázat, že platí vztah mezi gradienty posuvu a deformačním gradientem

$$\nabla \mathbf{u} = \mathbf{F} - \mathbf{I}, \quad (43)$$

$$\bar{\nabla} \mathbf{u} = \mathbf{F} + \mathbf{I}, \quad (44)$$

kde $\mathbf{I}$ je jednotkový tenzor. Vztah mezi elementárním objemem dV_0 v referenční konfiguraci a dV v aktuální konfiguraci je

$$dV = j V_0, \quad (45)$$

kde $j = \det \mathbf{F}$.

Vztah mezi elementárním obsahem dS_0 v referenční konfiguraci a dS v aktuální konfiguraci je

$$dS = j \mathbf{F}^T dS_0. \quad (46)$$

4.2.2.2. Míry deformace tělesa

Změnu velikosti a tvaru tělesa označujeme jako deformaci tělesa a zjišťujeme ji pomocí posuvů jednotlivých částic tělesa. Posunutí je míra vyjádřená v jednotkách délky. Tato veličina však neříká sama o sobě nic o tom, zda jsou posuvy malé nebo velké. Pro získání představy o velikosti deformace je zapotřebí posuvy vztahovat na celkové rozměry tělesa. Tímto způsobem se získají bezrozměrné veličiny, které se nazývají přetvoření, deformace.

Při definici měř přetvoření se musí vycházet z požadavků, aby míry přetvoření nebyly závislé na volbě souřadného systému a nebyly ovlivněny pohybem tělesa jako tuhého celku, tj. byly objektivní [17]. Jedna z možností jak definovat míru přetvoření je založena na porovnání rozdílu infinitesimálních vzdáleností dvou částic v aktuální konfiguraci 1C a v referenční konfiguraci 0C . Nechť dX je vzájemná poloha částic X_A a X_B v referenční konfiguraci 0C a dx je vzájemná poloha částic v aktuální konfiguraci 1C . Při určení délek se použije Pythagorova věta

$$dx = \|dx\| = (\dot{dx}_i \cdot \dot{dx}_i)^{\frac{1}{2}}, \quad (47)$$

$$dX = \|dX\| = (dX_i \cdot dX_i)^{\frac{1}{2}}. \quad (48)$$

Za pomoci vztahu (39) se určí relace mezi kvadráty infinitesimálních vzdáleností dvou částic v aktuální konfiguraci ${}^t C$ a v referenční konfiguraci ${}^0 C$

$$d\mathbf{x}^T \cdot d\mathbf{x} = (\mathbf{F} d\mathbf{X})^T \cdot \mathbf{F} d\mathbf{X} = d\mathbf{X}^T \mathbf{F}^T \mathbf{F} d\mathbf{X}, \quad (49)$$

a obdobně

$$d\mathbf{X}^T \cdot d\mathbf{X} = (\mathbf{F}^{-1} d\mathbf{x})^T \cdot \mathbf{F}^{-1} d\mathbf{x} = d\mathbf{x}^T \mathbf{F}^{-T} \mathbf{F}^{-1} d\mathbf{x}. \quad (50)$$

Zavedme dále tzv. pravý Cauchyho tenzor deformace $\mathbf{C}$, pro který platí

$$\mathbf{C} = \mathbf{F}^T \cdot \mathbf{F}, \quad (51)$$

levý Cauchyho tenzor deformace $\mathbf{B}$, pro který platí

$$\mathbf{B} = \mathbf{F} \mathbf{F}^T, \quad (52)$$

a Greenův tenzor deformace $\mathbf{G}$

$$\mathbf{G} = \mathbf{F}^{-T} \mathbf{F}^{-1}. \quad (53)$$

S využitím vztahů (49) a (50) se určí rozdíl velikosti délek infinitesimálních vzdáleností dvou částic v aktuální konfiguraci ${}^t C$ a v referenční konfiguraci ${}^0 C$

$$d\mathbf{x}^2 - d\mathbf{X}^2 = d\mathbf{X}^T [\mathbf{F}^T \cdot \mathbf{F} - \mathbf{I}] d\mathbf{X}, \quad (54)$$

$$d\mathbf{x}^2 - d\mathbf{X}^2 = d\mathbf{x}^T [\mathbf{I} - \mathbf{F}^{-T} \cdot \mathbf{F}^{-1}] d\mathbf{x}. \quad (55)$$

Tenzory v závorkách (54) a (55) se označí

$$2 \cdot \mathbf{E} = \mathbf{F}^T \mathbf{F} - \mathbf{I}, \quad (56)$$

$$2 \cdot \mathbf{E}' = \mathbf{I} - \mathbf{F}^{-T} \mathbf{F}^{-1} \quad (57)$$

a nazvou se Lagrangeův tenzor deformace $\mathbf{E}$ a Almanasiho tenzor deformace $\mathbf{E}'$. Lagrangeův a Almanasiho tenzor deformace mají tedy tvar

$$\mathbf{E} = \frac{1}{2} (\mathbf{F}^T \mathbf{F} - \mathbf{I}), \quad (58)$$

$$\mathbf{E}' = \frac{1}{2} (\mathbf{I} - \mathbf{F}^{-T} \mathbf{F}^{-1}). \quad (59)$$

Pomocí gradientu deformace $\mathbf{F}$ se odfiltruje z obecného pohybu diferenciálního objemu částice složka příslušející translaci tělesa jako tuhého celku. Jedná se tedy o složku pohybu, která nemění vzájemné polohy částic. Deformační gradient $\mathbf{F}$ lze rozložit pomocí pravostranné, resp. levostranné polární dekompozice na součin ortogonálního tenzoru rotace (spinu) $\mathbf{R}$ a symetrického, pozitivně definitního pravého, resp. levého tenzoru ryzí deformace (protažení) $\mathbf{U}$, resp. $\mathbf{V}$

$$\mathbf{F} = \mathbf{R} \cdot \mathbf{U} = \mathbf{V} \mathbf{R}, \quad (60)$$

Kde pro ortogonální tenzor rotace $\mathbf{R}$ platí

$$\mathbf{R} \mathbf{R}^T = \mathbf{I}. \quad (61)$$

Tímto způsobem se podařilo rozdělit zbylou část pohybu na rotaci a čistou deformaci. Tenzor U popisuje protažení před rotací a tenzor V popisuje protažení po rotaci.

Lagrangeův tenzor deformace E a Almanasiho tenzor deformace E' se nechají také vyjádřit pomocí gradientů posuvu

$$E = \frac{1}{2}(\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T + (\nabla \mathbf{u})^T \nabla \mathbf{u}), \quad (62)$$

$$E' = \frac{1}{2}(\bar{\nabla} \mathbf{u} + (\bar{\nabla} \mathbf{u})^T - (\bar{\nabla} \mathbf{u})^T \bar{\nabla} \mathbf{u}). \quad (63)$$

Pokud jsou přetvoření malá, tj. platí pro složky gradientů posuvu

$$\left\| \frac{\partial u_i}{\partial X_j} \right\| \ll 1 \quad \text{a} \quad \left\| \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right\| \ll 1,$$

potom lze Lagrangeův a Almanasiho tenzor deformace linearizovat do tvaru

$$\varepsilon = \frac{1}{2}(\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T), \text{ resp. } \varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial X_j} + \frac{\partial u_j}{\partial X_i} \right), \quad (64)$$

$$\varepsilon' = \frac{1}{2}(\bar{\nabla} \mathbf{u} + (\bar{\nabla} \mathbf{u})^T), \text{ resp. } \varepsilon'_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right), \quad (65)$$

kde tenzoru ε se říká infinitesimální (Lagrangeův) tenzor deformace vztažený na referenční konfiguraci 0C (někdy tenzor malých deformací) a tenzoru ε' se říká infinitesimální (Almanasiho) tenzor deformace vztažený na aktuální konfiguraci 1C .

Při Lagrangeově popisu, tj. $\mathbf{x} = \mathbf{x}(X, t)$, je rychlost částice

$$\mathbf{v} = \dot{\mathbf{x}} = \frac{\partial \mathbf{x}}{\partial t}. \quad (66)$$

Pro další úvahy se zavede gradient rychlosti

$$\mathbf{L} = \text{grad } \mathbf{v} = \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial \mathbf{x}}. \quad (67)$$

Časová derivace gradientu deformace $\dot{\mathbf{F}}$ je za použití vztahu (67)

$$\dot{\mathbf{F}} = \frac{\partial \mathbf{F}}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\partial \mathbf{x}}{\partial \mathbf{X}} \right) = \frac{\partial}{\partial \mathbf{X}} \left(\frac{\partial \mathbf{x}}{\partial t} \right) = \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial \mathbf{X}} \cdot \frac{\partial \mathbf{x}}{\partial \mathbf{X}} = \mathbf{L} \cdot \mathbf{F}. \quad (68)$$

Ze vztahu (68) lze určit gradient rychlosti $\mathbf{L}$

$$\mathbf{L} = \dot{\mathbf{F}} \cdot \mathbf{F}^{-1}. \quad (69)$$

Gradient rychlosti se dále rozloží na symetrickou a asymetrickou část

$$\mathbf{L} = \mathbf{D} + \mathbf{W}, \quad (70)$$

kde $\mathbf{D}$ je tenzor rychlosti deformace

$$\mathbf{D} = \frac{1}{2}(\mathbf{L} + \mathbf{L}^T), \quad (71)$$

a kde $\mathbf{W}$ je tenzor rychlosti rotace (tenzor spinu, tenzor vířivosti)

$$\mathbf{W} = \frac{1}{2}(\mathbf{L} - \mathbf{L}^T). \quad (72)$$

Tenzor rychlosti deformace $\mathbf{D}$ se rovná rychlosti deformace $\dot{\mathbf{E}}$. V referenční konfiguraci 0C se definuje zpětně rotovaný tenzor rychlosti deformace

$${}^r\mathbf{D} = \mathbf{R}\mathbf{D}\mathbf{R}^T. \quad (73)$$

Pro úplnost je třeba ještě uvést vztahy pro rychlost Lagrangeova tenzoru rychlosti deformace

$$\dot{\mathbf{E}} = \mathbf{F}^T \mathbf{D} \mathbf{F} \quad (74)$$

a rychlost Almanasiho tenzoru deformace

$$\dot{\mathbf{E}}' = \mathbf{D} - \mathbf{E}' \mathbf{L} - \mathbf{L}^T \mathbf{E}' \quad (75)$$

Důležitou mírou přetvoření je logaritmický tenzor deformace vztažený k referenční konfiguraci 0C

$$\mathcal{E} = \ln \mathbf{U} = \frac{1}{2} \ln \mathbf{C}, \quad (76)$$

a logaritmický tenzor deformace vztažený k aktuální konfiguraci 1C

$$\mathcal{E}' = \ln \mathbf{V} = \frac{1}{2} \ln \mathbf{B}. \quad (77)$$

Tyto dva tenzory jsou mezi sebou vázány vztahem

$$\mathcal{E}' = \mathbf{R} \mathcal{E} \mathbf{R}^T. \quad (78)$$

Rychlost logaritmického tenzoru deformace $\dot{\mathcal{E}}$ se vypočte podle schématu

$$\begin{aligned} \dot{\mathcal{E}} &= {}^r D_{ij} && \text{pro } i = j \\ \dot{\mathcal{E}} &= {}^r D_{ij} && \text{pro } i \neq j; \lambda_i = \lambda_j \text{ přes } i, j \text{ se nesčítá} \\ \dot{\mathcal{E}} &= \frac{2\lambda_i \lambda_j \ln(\lambda_i / \lambda_j)}{\lambda_i^2 - \lambda_j^2} {}^r D_{ij} && \text{pro } i \neq j; \lambda_i \neq \lambda_j, \end{aligned} \quad (79)$$

kde λ_i, λ_j jsou vlastní hodnoty tenzoru $\mathbf{U}$ a $\mathbf{V}$, platí $\lambda(\mathbf{U}) = \lambda(\mathbf{V})$ [16].



4.2.2.3. Míry napjatosti

Na těleso působí síly, které se rozdělují podle způsobu působení na vnější a vnitřní. Vnější síly lze dále rozdělit na síly objemové a síly povrchové. Vnitřní síly zajišťují soudržnost tělesa.

Objemové síly jsou charakterizovány intenzitou objemových sil $\mathbf{f}$. Celkový silový účinek objemových sil je síla $\int_V \mathbf{f} dV$ a moment $\mathbf{M} = \int_V (\mathbf{r} \times \mathbf{f}) dV$. Příkladem objemových sil jsou síly gravitační a síly setrvačné.

Povrchové síly jsou charakterizovány silou působící na infinitesimální povrch tělesa a jsou charakterizovány intenzitou povrchových sil $\mathbf{t}$. Celkový silový účinek povrchových sil je síla $\int_V \mathbf{t} dS$ a moment $\mathbf{M} = \int_V (\mathbf{r} \times \mathbf{t}) dS$.

Skutečný (Cauchyho) vektor napětí je definován vztahem

$$\mathbf{t}_{\text{Cauchy}} = {}^i\mathbf{t} = \lim_{\Delta S \rightarrow 0} \frac{\Delta \mathbf{F}}{\Delta S}, \quad (80)$$

kde $\Delta \mathbf{F}$ je výslednice sil působících na okamžitou plochu ΔS , která v limitě přechází na bod. Vztah mezi skutečným vektorem napětí a tenzorem skutečného (Cauchyho) napětí je vyjádřen Cauchyho vztahem

$${}^i t_i = {}^i \sigma_{ij} {}^i n_j, \quad (81)$$

kde je ${}^i \mathbf{n}$ normála charakterizující orientaci plošky ΔS . Dále bude písmenem σ označováno Cauchyho napětí.

Pro přehlednost jsou uvedeny další míry napětí [16], [17].

1. Piola-Kirchhoffův tenzor napětí τ je skutečné napětí σ vztažené na referenční plochu

$$\tau = j \mathbf{F}^{-1} \sigma. \quad (82)$$

2. Piola-Kirchhoffův tenzor napětí $\mathbf{S}$ je skutečné napětí σ přeneseno z aktuální konfigurace na referenční konfiguraci

$$\mathbf{S} = j \mathbf{F}^{-1} \sigma \mathbf{F}. \quad (83)$$

Korotované napětí je definováno

$${}^r \sigma = \mathbf{R}^T \sigma \mathbf{R}. \quad (84)$$

Pro ucelení celého problému jsou zde ještě uvedeny definice rychlostí napětí:

1. Jaumannova rychlost napětí je definována vztahem

$${}^J \dot{\sigma} = \dot{\sigma} - \mathbf{W}_\sigma - \sigma \mathbf{W}^T \quad (85)$$

a má fyzikální význam rychlosti napětí vnímanou pozorovatelem unášeným s bodem, k němuž se vztahuje a současně s ním rotuje.

2. Greenova-Naghdiova rychlost napětí je časová změna korotovaného napětí a má tvar

$${}^{GN}\dot{\sigma} = \dot{\sigma} + W^T \sigma + \sigma W. \quad (86)$$

3. Oldroova rychlost napětí

$${}^O\dot{\sigma} = \dot{\sigma} - L\sigma - \sigma W^T. \quad (87)$$

4. Truesdellova rychlost napětí

$${}^{Tr}\dot{\sigma} = \dot{\sigma} + \text{tr}(L)\sigma - L\sigma - \sigma L^T, \quad (88)$$

kde $\text{tr}(L) = L_{ii}$.

4.2.2.4. Konjugovanost tenzorů napětí a deformace

Tenzory napětí a deformace jsou konjugované, pokud je výsledkem jejich skalárního součinu práce. Pro skalární součin lze také využít tenzor napětí a tenzor rychlosti deformace. Pokud je jejich skalárním součinem výkon, říkáme, že tyto veličiny jsou výkonově konjugované.

Mechanická práce povrchových a objemových sil v okamžité konfiguraci tC je rovna

$${}^tW = \int_S {}^t t_i {}^t u_i d^tS + \int_V {}^t f_i {}^t u_i d^tV. \quad (89)$$

Použitím Cauchyho vztahu ${}^t t_i = {}^t \sigma_{ij} {}^t n_j$ a Greenovy věty se získá

$${}^tW = \int_S {}^t \sigma_{ij} {}^t n_j {}^t u_i d^tS + \int_V {}^t f_i {}^t u_i d^tV = \int_V \left[\frac{\partial({}^t \sigma_{ij} {}^t u_i)}{\partial x_j} + {}^t f_i {}^t u_i \right] d^tV \quad (90)$$

$${}^tW = \int_V \left[{}^t \sigma_{ij} \frac{\partial {}^t u_i}{\partial x_j} + \left(\frac{\partial {}^t \sigma_{ij}}{\partial x_j} + {}^t f_i \right) {}^t u_i \right] d^tV. \quad (91)$$

Vztah v závorce v rovnici (91) představuje levou část rovnice rovnováhy a je tedy pro nulové setrvačné síly rovna nule. Využitím symetrie tenzoru napětí může být mechanická práce vypočtena jako skalární součin skutečného napětí a infinitesimálního tenzoru deformace v okamžité konfiguraci tC

$${}^tW = \int_V {}^t \sigma_{ij} {}^t u_{i,j} d^tV = \int_V {}^t \sigma_{ij} {}^t \varepsilon_{ij} d^tV. \quad (92)$$

Tenzor skutečného napětí a infinitesimálního přetvoření jsou veličiny energeticky konjugované. Podobně pro mechanický výkon platí

$${}^t\dot{W} = \int_V {}^t \sigma_{ij} {}^t \dot{u}_{i,j} d^tV = \int_V {}^t \sigma_{ij} {}^t L_{ij} d^tV = \int_V {}^t \sigma_{ij} ({}^t D_{ij} + {}^t W_{ij}) d^tV. \quad (93)$$

Skalární součin symetrického tenzoru skutečného napětí ${}^t\sigma_{ij}$ a antisymetrického tenzoru rychlosti rotace ${}^tW_{ij}$ je roven nule. Potom vztah (93) přejde do tvaru

$${}^t\dot{W} = \int_V {}^t\sigma_{ij} {}^tD_{ij} dV. \quad (94)$$

Tenzor skutečného napětí ${}^t\sigma_{ij}$ je výkonově konjugován s tenzorem rychlosti deformace ${}^tD_{ij}$. V následujícím přehledu jsou uvedeny příklady energeticky, resp. výkonově konjugovaných dvojic měr přetvoření a napětí [16].

Míra přetvoření	Míra napětí	Skalární součin
ε_{ij} - infinitesimální tenzor	σ_{ij} - skutečné napětí	práce
D_{ij} - rychlost deformace	σ_{ij} - skutečné napětí	výkon
L_{ij} - gradient rychlosti	σ_{ij} - skutečné napětí	výkon
E_{ij} - Lagrangeův tenzor	S_{ij} - druhý Piola-Kirchhoff	práce
$\dot{E}_{ij}$ - rychlost Lagrangeova tenzoru	S_{ij} - druhý Piola-Kirchhoff	výkon
$\dot{F}_{ij}$ - rychlost deformačního gradientu	τ_{ij} - první Piola-Kirchhoff	výkon
∇u_{ij} - gradient rychlosti posuvu	τ_{ij} - první Piola-Kirchhoff	výkon
$\mathcal{E}_{ij}$ - logaritmický tenzor	${}^tT = \alpha_{ijkl} R_{mk} \sigma_{mn} R_{nl}$	práce
$\dot{\mathcal{E}}_{ij}$ - rychlost logaritmického tenzoru	${}^tT = \alpha_{ijkl} R_{mk} \sigma_{mn} R_{nl}$	výkon

4.2.3. Přehled základních rovnic mechaniky poddajných těles

4.2.3.1. Zákon zachování hmoty

Zákon zachování hmoty představuje rovnost hmotnosti tělesa m v referenční konfiguraci 0C a v aktuální konfiguraci tC

$$m = \int_{{}^0C} {}^0\rho d^0V = \int_{{}^tC} \rho dV, \quad (95)$$

kde ${}^0\rho$, resp. ρ je hustota v referenční, resp. v aktuální konfiguraci. Pomocí pravidla o substituci v integraci [31] platí

$$\int_{{}^tC} \rho(\mathbf{x}, t) dV = \int_{{}^0C} \rho(\mathbf{X}, t) |j| d^0V, \quad (96)$$

kde j je Jacobián transformace definovaný

$$j = \det \mathbf{F}, \quad j > 0, \quad F_{ij} = \frac{x_i}{X_j}. \quad (97)$$

Výsledný tvar bilance hmotnosti pro Lagrangeův popis kontinua je porovnáním integrandů (95),(96)

$${}^0\rho = |j|\rho. \quad (98)$$

4.2.3.2. Zákon zachování hybnosti

Na těleso o objemu V , ohraničené povrchem S působí objemové síly popsané intenzitou objemových sil $\mathbf{f}$ a povrchové síly $\mathbf{t}$ vztažené na jednotku plochy. Podle druhého Newtonova zákona je časová změna hybnosti rovna výslednici vnějších sil působících na těleso

$$\frac{D}{Dt} \int \rho \mathbf{v} dV = \int_S \mathbf{t} dS + \int_V \mathbf{f} dV. \quad (99)$$

Za použití Cauchyho vztahu a Gaussovy věty pro převod integrálu se odvodí rovnice rovnováhy

$$\int_V \rho \frac{D\mathbf{v}}{Dt} dV = \int_V \frac{\partial \sigma^T}{\partial \mathbf{x}} dV + \int_V \mathbf{f} dV, \quad (100)$$

po složkách v lokálním tvaru

$$\rho \ddot{x}_i = \frac{\partial \sigma_{ji}}{\partial x_j} + f_i, \quad (101)$$

což jsou rovnice rovnováhy v aktuální konfiguraci 1C .

Rovnice rovnováhy v referenční konfiguraci je pomocí 1. Piola-Kirchhoffova tenzoru napětí τ [16]

$${}^0\rho \ddot{x}_i = \frac{\partial \tau_{ji}}{\partial {}^0x_j} + {}^0f_i, \quad (102)$$

a rovnice rovnováhy pomocí 2. Piola-Kirchhoffova tenzoru napětí τ

$${}^0\rho \ddot{x}_i = \frac{(\partial S_{jr} F_{ir})}{\partial {}^0x_j} + {}^0f_i. \quad (103)$$

4.2.3.3. Zákon zachování momentu hybnosti

Aplikováním 2. impulzové věty pro těleso zatížené objemovými a povrchovými silami je

$$\frac{D}{Dt} \int (\mathbf{r} \times \rho \mathbf{v}) dV = \int (\mathbf{r} \times \mathbf{t}) dS + \int (\mathbf{r} \times \mathbf{f}) dV, \quad (104)$$

Pro těleso z nepolárního materiálu [16] a pro statický příklad, tj. časová změna momentu hybnosti je rovna nule, plyne symetrie tenzoru skutečného napětí σ . V dynamických úlohách se musí symetrie skutečného tenzoru napětí postulovat, tzv. Boltzmannův axiom.

4.2.3.4. Zákon zachování energie

Zákon zachování energie představuje bilanci energetické soustavy. Pro mechanickou uzavřenou soustavu je zákon zachování energie vyjádřen pomocí časových derivací následovně

$$\dot{U} + \dot{K} + \dot{G} = P + \dot{Q}, \quad (105)$$

kde $\dot{U}$ je časová změna vnitřní energie, $\dot{K}$ je časová změna kinetické energie, $\dot{G}$ je časová změna polohové energie, P je přivedený výkon a $\dot{Q}$ je časová změna přivedeného tepla.

Pro mechanické uzavřené soustavy s uvažováním jen mechanických veličin je bilance energie

$$\dot{U} + \dot{K} + \dot{G} = P, \quad (106)$$

kde

$$\dot{U} = \int \sigma_{ij} D_{ij} dV, \quad (107)$$

$$\dot{K} = \frac{D}{Dt} \int \frac{1}{2} \rho v_i v_i dV, \quad (108)$$

$$\dot{G} = \int \rho g_i v_i dV, \quad (109)$$

$$P = \int t_i v_i dS + \int f_i v_i dV + \sum_i F_i v_i + \sum_i M_i \dot{\phi}_i, \quad (110)$$

kde F_i , resp. M_i jsou osamělé síly resp. momenty a $\dot{\phi}_i$ jsou rychlosti natočení.

4.2.3.5. Rovnice kompatibility

Lagrangeův, Almanasiho, popř. infinitesimální tenzor přetvoření má šest složek, které se určí z pole posunutí u . Pokud je pole posuvu spojité i se svými parciálními derivacemi, lze složky měř přetvoření určit jednoznačně [17].

V inverzním problému, tj. z pole měř deformací určit pole posuvů, je to složitější. Pomocí šesti rovnic definujících míru přetvoření je úlohou určit tři funkce složek posuvu. Aby řešení bylo jednoznačné je nutné, aby složky měř přetvoření splnily tzv. rovnice kompatibility deformací. Pro tenzor infinitesimálních deformací mají rovnice kompatibility tvar

$$e_{jmn} \frac{\partial}{\partial X_n} \left(\frac{\partial \varepsilon_{im}}{\partial X_l} - \frac{\partial \varepsilon_{lm}}{\partial X_i} \right) = 0, \quad (111)$$

kde e_{jmn} je Levi-Civitaův tenzor deformace.

4.2.3.6. Konstitutivní vztahy

V předchozích kapitolách byly zmíněny rovnice které platí pro obecné kontinuum. Soustavu těchto rovnic doplňují konstitutivní rovnice, tedy vztahy, které zohledňují odezvu konkrétního materiálu na určitou situaci. Mezi nejznámější modely odezvy tělesa patří např. model elastického, hyperelastického, elastoplastického, viskoelastoplastického chování materiálu.

Tvářený materiál v procesech plošného tváření se považuje za elastoplastický anizotropní materiál. Pro tento výpočtový model chování materiálu se konstitutivním vztahem rozumí závislost míry napětí a míry deformace. Pokud se použije tenzor skutečného napětí σ a infinitesimální tenzor deformace ε , jako konjugované míry napětí a deformace, rozumí se konstitutivním vztahem závislost $F(\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}) = 0$.

4.2.3.6. Počáteční podmínky

Pro úplnost formulace úloh mechaniky poddajných těles se rovnice rovnováhy, zákon zachování energie, konstitutivní rovnice a rovnice kompatibility musí doplnit geometrickými a statickými okrajovými podmínkami. Geometrická okrajová podmínka má tvar

$$u_i = \bar{u}_i, \quad (112)$$

statická okrajová podmínka má tvar

$$\sigma_{ij} n_j = \bar{t}_i, \quad (113)$$

kde $\bar{u}_i$ jsou předepsané posuvy na povrchu S_u a $\bar{t}_i$ jsou předepsané povrchové síly na povrchu S_t . Pro dynamickou, nestacionární úlohu je dále nutné předepsat počáteční podmínky

$$u(t=0) = \bar{u}_0 \quad (114)$$

$$\dot{u}(t=0) = \bar{\dot{u}}_0. \quad (115)$$

4.2.4. Základy metody konečných prvků

Problematika metody konečných prvků jako přibližné numerické metody řešení parciálních diferenciálních rovnic je značně komplikovaná [18]. Diskretizace metodou konečných prvků se provádí pokrytím oblasti jednoduchými geometrickými útvary, kterým se říká konečné prvky. Pokrytí se realizuje tak, aby nevznikly žádné umělé dutiny a prvky jsou spojovány jen několika hraničními body – uzly. Hlavní myšlenka metody konečných prvků je založena na aproximaci veličiny φ pomocí funkčních hodnot veličiny v uzlech Φ . Aproximace se realizuje jako lineární kombinace tvarových funkcí

$$\varphi = \mathbf{N}\Phi. \quad (116)$$

Tato spojitá oblast s nekonečným počtem částic kontinua se nahradí diskrétním prostředím s konečným počtem stupňů volnosti, hovoříme o tzv. diskretizaci oblasti. V mechanice poddajných těles se při řešení deformační variantou metody konečných prvků aproximuje pole posuvu $\mathbf{u}$

$$\mathbf{u} = \mathbf{N}\mathbf{q}, \quad (117)$$

kde $\mathbf{q}$ jsou zobecněné posuvy a $\mathbf{N}$ je matice tvarových funkcí, která je funkcí prostorových souřadnic. Za předpokladu, že matice tvarových funkcí není funkcí času, je aproximováno pole rychlostí a zrychlení

$$\dot{\mathbf{u}} = \mathbf{N}\dot{\mathbf{q}}, \quad (118)$$

$$\ddot{\mathbf{u}} = \mathbf{N}\ddot{\mathbf{q}}, \quad (119)$$

Tenzor infinitesimální deformace reprezentován vektorem

$\underline{\varepsilon} = [\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z, \gamma_{yx}, \gamma_{xz}, \gamma_{xy}]$ se určí z

$$\underline{\varepsilon} = \mathbf{B}\mathbf{q}, \quad (120)$$

Napjatost je charakterizována vektorem $\underline{\sigma} = [\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{yx}, \tau_{xz}, \tau_{xy}]^T$

Odvození rovnice rovnováhy se provede za pomoci principu virtuálních prací. Předpokládáme lineární případ a malé posuvy a přetvoření. Energetická bilance s uvažováním pouze mechanických veličin je podle (105)

$$\delta K + \delta U = \delta P, \quad (121)$$

po rozepsání

$$\int_V \delta \mathbf{u}^T \rho \ddot{\mathbf{u}} dV + \int_V \delta \underline{\varepsilon}^T \underline{\sigma} dV = \int_V \delta \mathbf{u}^T \mathbf{f} dV + \int_S \delta \mathbf{u}^T \mathbf{t} dS + \delta \mathbf{u}^T \mathbf{F}, \quad (122)$$

kde $\mathbf{F}$ je vektor singulárních zobecněných sil. Po diskretizaci a úpravě přejde (122) na

$$\delta \mathbf{q}^T \left[\int_V \rho \mathbf{N}^T \ddot{\mathbf{N}} \mathbf{q} dV + \int_V \mathbf{B}^T \underline{\sigma} dV - \int_V \mathbf{N}^T \mathbf{f} dV - \int_S \mathbf{N}^T \mathbf{t} dS - \mathbf{F} \right] = 0, \quad (123)$$

Rovnice (123) musí platit pro libovolné $\delta \mathbf{q}$, po přeznačení a zahrnutí členu reprezentující tlumení je výsledná pohybová rovnice

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{F}^{ext} - \mathbf{F}^{int}, \quad (124)$$

kde

$$\mathbf{M} \text{ je matice hmotnosti} \quad \int_V \rho \mathbf{N}^T \mathbf{N} dV$$

$$\mathbf{F}^{int} \text{ jsou vnitřní síly} \quad \int_V \mathbf{B}^T \underline{\sigma} dV$$

$$\mathbf{F}^{ext} \text{ jsou vnější síly} \quad \int_V \mathbf{N}^T \mathbf{f} dV + \int_S \mathbf{N}^T \mathbf{t} dS + \mathbf{F}$$

4.2.5. Konstitutivní vztah elastoplastického anizotropního materiálu

4.2.5.1. Odvození obecného konstitutivního modelu elastoplastického materiálu s kombinovaným modelem zpevnění

Cílem této kapitoly je odvodit vztah mezi konjugovanými mírami napětí a mírami deformace popisující chování elastoplastického materiálu. Mírou napětí je zvolen tenzor skutečných napětí σ a mírou přetvoření je zvolen tenzor infinitesimálního přetvoření ε .

Překročí-li napětí určitou hodnotu, pak po odlehčení zůstanou v materiálu trvalé plastické deformace. Po odlehčení vymizí pouze vratné elastické deformace, které se řídí Hookovým zákonem. Dále se předpokládá explicitní nezávislost deformací na čase a rychlosti zatěžování. Z principu vzniku plastických deformací u kovových materiálů nejsou tyto deformace závislé na středním napětí σ_H

$$\sigma_H = \frac{1}{3} \sigma_{ii}. \quad (125)$$

Rozhodující vliv na rozvoj plastické deformace má deviator napětí s_{ij} definovaný

$$s_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_H \delta_{ij}, \quad (126)$$

kde δ_{ij} je Kroneckerovo delta. Pokud složky deviatoru napětí s_{ij} popř. σ_{ij} vyhovují podmínce plasticity $F(s_{ij}) = 0$, popř. $F(\sigma_{ij}) = 0$ mohou vznikat plastické deformace. Je-li $F < 0$, je materiál v elastickém stavu. Stav $F > 0$ je nepřipustný. Geometrickým obrazem podmínky plasticity $F(\sigma_{ij}) = 0$ v prostoru napětí σ_{ij} , popř. s_{ij} je plocha plasticity. Funkce F se nazývá funkce plasticity.

U reálných materiálů dochází ke zpevnění, tj. k další deformaci je zapotřebí zvýšit napětí. Pro popis deformačního zpevnění se využívají různé matematické modely

deformačního zpevnění. Základními modely jsou modely izotropního zpevnění, kinematického zpevnění a jejich vzájemná kombinace [16]. Model izotropního zpevnění je reprezentován rozpínáním plochy plasticity a mění se tedy okamžitá mez kluzu, která je charakterizována parametrem κ . Parametr κ je funkcí kumulativní plastické deformace ε_p

$$\varepsilon_p(t) = \int_0^t \dot{\varepsilon}_p(\tau) d\tau = \int_0^t \sqrt{\frac{2}{3}} Y_{ijkl} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \dot{\varepsilon}_{kl}^p d\tau, \quad (127)$$

kde tenzor Y_{ijkl} zahrnuje anizotropní chování materiálu. Při numerickém přírůstkovém výpočtu jsou jednotlivé tenzory infinitesimálního přetvoření vztaženy na jinou konfiguraci, proto se musí místo kumulativní plastické deformace ε_p zavést logaritmická kumulativní plastická deformace $\mathcal{E}_p$ definovaná vztahem

$$\mathcal{E}_p(t) = \int_0^t \dot{\varepsilon}_p(\tau) d\tau = \int_0^t \sqrt{\frac{2}{3}} Y_{ijkl} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \dot{\varepsilon}_{kl}^p d\tau = \sum_{m=0}^n \sqrt{\frac{2}{3}} Y_{ijkl} (\Delta \dot{\varepsilon}_{ij}^p)_m (\Delta \dot{\varepsilon}_{kl}^p)_m \Delta t_m. \quad (128)$$

Při experimentálním zjišťování se logaritmická kumulativní plastická deformace $\mathcal{E}_p$ určuje pomocí intenzity logaritmických plastických deformací φ_i^p .

Kinematickému modelu odpovídá posuv plochy plasticity. Nejjednodušším modelem kinematického zpevnění je model Pragerův, kdy se mezní plocha posouvá ve směru vektoru znázorňující plastickou deformaci. Posuv plochy plasticity je možné tedy určit jako $\alpha_{ij} = c \mathcal{E}_{ij}^p$, kde c je konstanta úměrnosti.

Pro malé deformace platí tzv. aditivní zákon

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^p. \quad (129)$$

Pro elastické deformace se předpokládá platnost Hookova zákona ve tvaru

$$\dot{\sigma}_{ij} = C_{ijkl} \dot{\varepsilon}_{kl}^e, \quad (130)$$

kde C je tenzor čtvrtého řádu a nazývá se tenzor elastických konstant. Tenzor C má pro obecný elastický materiál 21 konstant [19]. Pro plastické deformace se předpokládá zákon tečení ve tvaru

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \lambda \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}}, \quad (131)$$

kde g je plastický potenciál a λ je plastický multiplikátor pro který platí $\lambda \geq 0$. Po vyjádření elastických deformací z (129) a dosazení do (130) se získá rovnice

$$\dot{\sigma}_{ij} = C_{ijkl} \left(\dot{\varepsilon}_{kl} - \lambda \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}} \right). \quad (132)$$

Rychlost kumulativního plastického přetvoření je vhodně vyjádřit pomocí vztahu (131)

$$\dot{\varepsilon}_p = \lambda \sqrt{\frac{2}{3} Y_{ijkl} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}}} \quad (133)$$

Pro další úpravy je nutné vynásobit rovnici (132) výrazem $\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}}$

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \dot{\sigma}_{ij} = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} \left(\dot{\varepsilon}_{kl} - \lambda \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}} \right) \quad (134)$$

Funkci plasticity lze s uvažováním kombinace izotropního a kinematického modelu zpevnění přepsat na tvar

$$F(\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}^p, \varepsilon_p) = f(\sigma_{ij} - c \varepsilon_{ij}^p) - \kappa(\varepsilon_p) \quad (135)$$

Vznikají-li plastické deformace je funkce plasticity F rovna nule a také platí podmínka konzistence $\dot{F} = 0$

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \dot{\sigma}_{ij} - \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} c \dot{\varepsilon}_{ij}^p - \frac{\partial \kappa}{\partial \varepsilon_p} \dot{\varepsilon}_p = 0 \quad (136)$$

Dosazením z (131), (133) a porovnáním (136) s (134) se dostane rovnice

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} \left(\dot{\varepsilon}_{kl} - \lambda \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}} \right) = c \lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} + \lambda \frac{\partial \kappa}{\partial \varepsilon_p} \sqrt{\frac{2}{3} Y_{ijkl} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}}} \quad (137)$$

z této rovnice lze vyjádřit plastický multiplikátor λ

$$\lambda = \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} \dot{\varepsilon}_{kl}}{\frac{\partial \kappa}{\partial \varepsilon_p} \sqrt{\frac{2}{3} Y_{ijkl} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}}} + c \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}}} \quad (138)$$

a dosazením (138) do (132) se určí konečný vztah mezi $\dot{\sigma}$ a $\dot{\varepsilon}$

$$\dot{\sigma}_{ij} = \left(C_{ijkl} - \frac{C_{ijkl} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}}}{\frac{\partial \kappa}{\partial \varepsilon_p} \sqrt{\frac{2}{3} Y_{ijkl} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}}} + c \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}}} \right) \dot{\varepsilon}_{kl} \quad (139)$$

Pro větší přehlednost se zavádí tenzor čtvrtého řádu s názvem tenzor elastoplastických vlastností C^{ep} , jehož složky jsou

$$C_{ijkl}^{ep} = C_{ijkl} - \frac{C_{ijkl} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}}}{\frac{\partial \kappa}{\partial \varepsilon_p} \sqrt{\frac{2}{3} Y_{ijkl} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}}} + c \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}}} \quad (140)$$

Po zavedení C^{ep} lze závislost tenzoru rychlosti napětí $\dot{\sigma}$ a tenzoru rychlosti deformace $\dot{\varepsilon}$ přepsat do hledaného vztahu

$$\dot{\sigma} = C^{ep} \dot{\varepsilon}. \quad (141)$$

4.2.5.2. Matice elastoplastického chování C^{ep} pro potřeby numerické simulace plošného tváření

Při numerické simulaci plošného tváření je možno zavést určitá zjednodušení [15]:

1. Asociativní zákon tečení, tj. $g = f$.
2. Izotropní zpevnění, $c = 0$.
3. Hillova podmínka plasticity ve tvaru $F = f - \kappa = 0$

$$f = \frac{1}{2(F + G + H)} \left[F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 \right]$$

$$\kappa = \frac{1}{3} \sigma_i^2 (\varphi_i^p), \text{ modul zpevnění } H_p = \frac{\partial \sigma_i}{\partial \varphi_i^p},$$

kde F, G, H, L, M, N jsou parametry Hillovy podmínky plasticity.

4. Intenzita napětí ve tvaru

$$\sigma_i^2 = \frac{3}{2} \frac{F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2}{F + G + H}.$$

5. Matice elastických konstant pro ortogonální materiál

$$C = \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{13} & 0 & 0 & 0 \\ c_{12} & c_{22} & c_{23} & 0 & 0 & 0 \\ c_{13} & c_{23} & c_{33} & 0 & 0 & 0 \\ c_{12} & c_{22} & c_{23} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & c_{66} \end{bmatrix}.$$

6. Rovinná napjatost je popsána vektorem napětí $\underline{\sigma}$ a vektorem deformace $\underline{\varepsilon}$

$$\underline{\sigma} = [\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}]^T, \quad \underline{\varepsilon} = [\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}]^T.$$

Pro tyto předpoklady a označení je výsledná elastoplastická matice popisující vztah mezi $\dot{\sigma}$ a $\dot{\varepsilon}$

$$\underline{\dot{\sigma}} = \underline{C}^{ep} \underline{\dot{\varepsilon}}, \quad (142)$$

$$\underline{C}^{ep} = \begin{bmatrix} \bar{c}_{11} - \frac{\bar{s}_1^2}{\bar{s}} & & \text{sym.} \\ \bar{c}_{12} - \frac{\bar{s}_1 \bar{s}_2}{\bar{s}} & \bar{c}_{12} - \frac{\bar{s}_2 \bar{s}_2}{\bar{s}} & \\ -\frac{\bar{s}_1 \bar{s}_6}{\bar{s}} & -\frac{\bar{s}_2 \bar{s}_6}{\bar{s}} & \bar{c}_{66} - \frac{\bar{s}_6^2}{\bar{s}} \end{bmatrix}, \quad (143)$$

kde

$$\bar{c}_{11} = c_{11} - \frac{c_{13}c_{13}}{c_{33}}, \quad \bar{c}_{12} = c_{12} - \frac{c_{13}c_{23}}{c_{33}}, \quad \bar{c}_{22} = c_{22} - \frac{c_{23}c_{23}}{c_{33}}, \quad \bar{c}_{66} = c_{66}$$

$$\bar{s}_1 = \bar{c}_{11}\sigma'_x + \bar{c}_{12}\sigma'_y, \quad \bar{s}_2 = \bar{c}_{12}\sigma'_x + \bar{c}_{22}\sigma'_y, \quad \bar{s}_6 = 2\bar{c}_{66}\tau'_{xy},$$

$$\bar{s} = \frac{4}{9}\sigma'^2 H_p + \bar{s}_1\sigma'_x + \bar{s}_2\sigma'_y + 2\bar{s}_6\tau'_{xy},$$

$$\sigma'_x = \frac{H(\sigma_x - \sigma_y) + G(\sigma_x - \sigma_z)}{F + G + H}, \quad \sigma'_y = \frac{F(\sigma_y - \sigma_z) + H(\sigma_y - \sigma_x)}{F + G + H}, \quad \tau'_{xy} = \frac{N\tau_{xy}}{F + G + H}$$

$$r_0 = \frac{H}{G}, \quad r_{90} = \frac{H}{F}, \quad r_{45} = \frac{2N - (F + G)}{2(F + G)}, \quad \frac{N}{G} = \left(\frac{1}{2} + r_{45} \right) \left(1 + \frac{r_0}{r_{90}} \right),$$

kde r_0, r_{45}, r_{90} jsou součinitele normálové anizotropie.

Rychlost deformace $\dot{\varepsilon}_z$ kolmé na rovinu xy je možné vypočítat podle vztahu

$$\dot{\varepsilon}_z = \dot{\varepsilon}_z^e + \dot{\varepsilon}_z^p, \quad (144)$$

kde

$$\dot{\varepsilon}_z^p = -(\sigma'_x + \sigma'_y) \frac{\bar{s}_1 \dot{\varepsilon}_x + \bar{s}_2 \dot{\varepsilon}_y + \bar{s}_6 \dot{\gamma}_{xy}}{\bar{s}}$$

$$\dot{\varepsilon}_z^e = d_{13}(\bar{c}_{11}\dot{\varepsilon}_x + \bar{c}_{12}\dot{\varepsilon}_y) + d_{23}(\bar{c}_{12}\dot{\varepsilon}_x + \bar{c}_{22}\dot{\varepsilon}_y),$$

kde d_{13} a d_{23} jsou složky tenzoru C^{-1} .

Deformaci ε_z je možné využít k výpočtu aktuální tloušťky materiálu t

$$t = \int_{\frac{t_0}{2}}^{\frac{t_0}{2}} \varepsilon_z dz. \quad (145)$$

4.2.6. Numerická integrace elastoplastických konstitutivních vztahů

Elastoplastické vztahy jsou většinou formulovány ve tvaru

$$\dot{\sigma} = C^{ep}(\sigma)\dot{\varepsilon}, \quad (146)$$

což je soustava šesti nelineárních diferenciálních rovnic pro napětí. V mnoha algoritmech pro elastoplastickou analýzu se nejprve určí přírůstek infinitesimálního tenzoru deformace $\Delta \varepsilon$ a úkolem je nalézt ekvivalentní přírůstek napětí $\Delta \sigma$.

Pro numerickou integraci elastoplastických konstitutivních vztahů je možné použít např. metodu prediktor-korektor, sečnou metodu, zobecněné metody-zobecněnou metodu lichoběžníkovou metodu nebo zobecněnou obdélníkovou metodu [16].

4.2.7. Popis deformace skořepiny – Mindlinova hypotéza

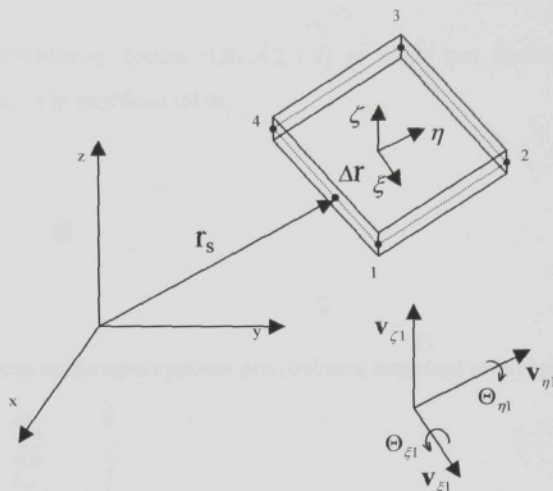
Při plošném tváření můžeme z výpočtového hlediska plech považovat za skořepinu. Skořepina je prvek plošného charakteru, jehož jeden rozměr je podstatně menší než zbývající dva. Střední plocha je geometrickým místem bodů, půlicí tloušťku skořepiny. Tvarově složité výlisky s malými poloměry zaoblení r_{min} , které jsou srovnatelné s tloušťkou h , tj. platí $h/r_{min} \cong 1$, se považují za tlustostěnné skořepiny [20]. U těchto skořepin nelze zanedbat normálové napětí kolmé ke střední ploše skořepiny, ani nelze zanedbat zprohýbání normál ke střední ploše v důsledku smykových napětí, tj. neplatí Kirchhoffova hypotéza [20], což má za následek nelineární rozložení napětí po tloušťce materiálu. Důsledkem těchto skutečností jsou velmi komplikované výpočtové vztahy.

Pro možnost řešení složitých úloh tlustostěnných skořepin se zavádějí zjednodušení. Zavádí se předpoklad o chování normál, tzv. Mindlinova hypotéza – normály ke střednici zůstávají i po deformaci kolmé, ale nemusí být kolmé k zdeformované střednici. Z tohoto předpokladu plyne konstantní průběh zkосу po tloušťce materiálu. Dalším zjednodušením je předpoklad o napjatosti, kde se předpokládá rovinná napjatost v rovině skořepiny.

Souřadnice libovolného bodu lze vyjádřit

$$\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} = \sum_{i=1}^n N_i(r,s) \frac{1-t}{2} \begin{bmatrix} x_i \\ y_i \\ z_i \end{bmatrix}_d + \sum_{i=1}^n N_i(r,s) \frac{1+t}{2} \begin{bmatrix} x_i \\ y_i \\ z_i \end{bmatrix}_h, \quad (147)$$

kde $[x_i, y_i, z_i]_h^T$, resp. $[x_i, y_i, z_i]_d^T$ jsou souřadnice bodů ležící na horní resp. na dolní ploše skořepiny, N_i jsou interpolační polynomy, $r, s, t \in (-1, 1)$. Další možné vyjádření libovolného bodu je na Obr.4.2.7.1.



Obr.4.2.7.1. Skořepinový bilineární čtyřúhlový prvek

$$\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} = \mathbf{r}_s + \Delta \mathbf{r} = \sum_{i=1}^n N_i(r, s) \begin{bmatrix} x_i \\ y_i \\ z_i \end{bmatrix}_s + \sum_{i=1}^n N_i(r, s) \frac{h_i}{2} \mathbf{v}_{\zeta i}, \quad (148)$$

kde $[x_i, y_i, z_i]^T$ jsou souřadnice bodů ležících na střednici, $\mathbf{v}_{\zeta i}$ je vektor směřující od dolního bodu skořepiny k hornímu bodu a má jednotkovou délku.

Za předpokladu zanedbatelného zkrácení vektoru $\mathbf{v}_i = h_i \mathbf{v}_{\zeta i}$ lze aproximovat posuv libovolného bodu skořepiny pomocí posuvu bodu na střednici $\mathbf{u}_{is} = [u_{is}, v_{is}, w_{is}]^T$ a pomocí natočení $\Theta_{\xi i}, \Theta_{\eta i}$ kolem lokálních os $\mathbf{v}_{\xi i}, \mathbf{v}_{\eta i}$ v lokálním souřadném systému

$$\begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} = \sum_{i=1}^n N_i(r, s) \begin{bmatrix} u_{is} \\ v_{is} \\ w_{is} \end{bmatrix}_s + \sum_{i=1}^n N_i(r, s) \frac{h_i}{2} [\mathbf{v}_{\zeta i} - \mathbf{v}_{\eta i}] \begin{bmatrix} \Theta_{\xi i} \\ \Theta_{\eta i} \end{bmatrix}. \quad (149)$$

Interpolační funkce pro bilineární čtyřúhelníkový prvek jsou

$$N_1 = \frac{1}{4}(1+r)(1+s)$$

$$N_2 = \frac{1}{4}(1-r)(1+s)$$

$$N_3 = \frac{1}{4}(1-r)(1-s)$$

$$N_4 = \frac{1}{4}(1+r)(1-s). \quad (150)$$

Lokální souřadnicový systém (Obr.4.2.7.2) se může pro čtyřúhelníkový element s bilineární aproximací volit například takto

$$\mathbf{v}_\xi = \frac{\mathbf{r}_{12}}{|\mathbf{r}_{12}|}, \quad (151)$$

$$\mathbf{v}_\zeta = \frac{\mathbf{r}_{13} \times \mathbf{r}_{24}}{|\mathbf{r}_{13} \times \mathbf{r}_{24}|}, \quad (152)$$

$$\mathbf{v}_\eta = \mathbf{v}_\zeta \times \mathbf{v}_\xi. \quad (153)$$

Deformace v lokálním souřadném systému pro rovinnou napjatost se určí podle vztahu

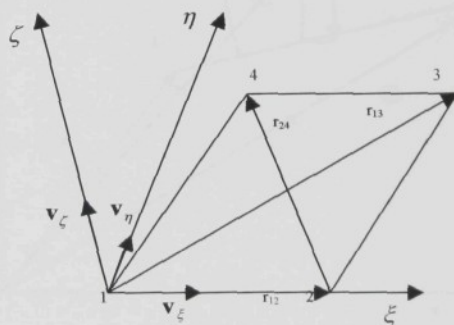
$$\underline{\varepsilon}' = \begin{bmatrix} \varepsilon_\xi \\ \varepsilon_\eta \\ \gamma_{\xi\eta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial u_\xi}{\partial \xi} \\ \frac{\partial u_\eta}{\partial \eta} \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_\xi}{\partial \eta} + \frac{\partial u_\eta}{\partial \xi} \right) \end{bmatrix}. \quad (154)$$

Deformace lze vyjádřit pomocí globálních zobecněných posuvů uzlů

$$\underline{\varepsilon}' = \mathbf{B}\mathbf{q}, \quad (155)$$

kde $\mathbf{q}^T = [\mathbf{q}_1^T, \mathbf{q}_2^T, \dots, \mathbf{q}_N^T]^T$ je vektor zobecněných posuvů, $\mathbf{q}_i^T = [u_{is}, v_{is}, w_{is}, \Theta_{\xi i}, \Theta_{\eta i}]^T$, N je počet uzlů.

Matice hmotnosti $\mathbf{M}$ pro těleso složené ze čtyřuzlových skořepinových prvků s bilineární aproximací je diagonální. Této vlastnosti matice hmotnosti $\mathbf{M}$ se využívá při numerické simulaci řešení pohybové rovnice explicitním schématem.



Obr.4.2.7.2. Volba lokálního souřadného systému

4.2.8. Popis kontaktu s třením

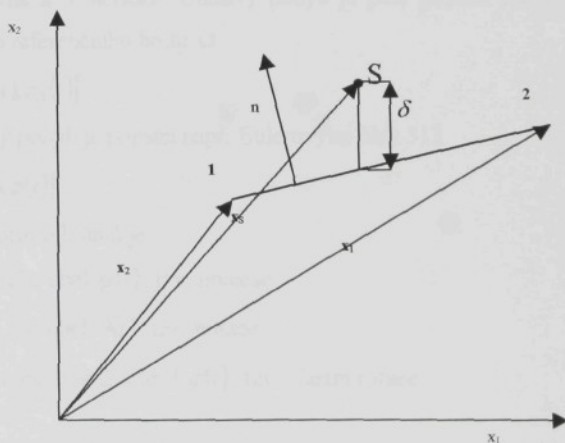
Pokud se dvě reálná tělesa stýkají, působí na sebe silami a to ve směru normály normálovou silou $\mathbf{F}_n$ a v tečné rovině tečnou silou $\mathbf{F}_t$. Při uvažování pouze mechanických veličin musí pro dvě tělesa v kontaktu platit tyto podmínky:

1. Geometrické podmínky $V^1 \cap V^1 = 0$ a $S^1 \cap S^1 \neq 0$, tj. $\mathbf{x}^1 = \mathbf{x}^2$ a $\mathbf{n}^1 = -\mathbf{n}^2$.
2. Kinetické podmínky $\dot{\mathbf{u}}^1 \mathbf{n}^1 + \dot{\mathbf{u}}^2 \mathbf{n}^2 = 0$.
3. Platnost rovnice kompatibility obou těles.
4. Rovnováha jednotlivých těles.
5. Platnost principu akce a reakce, tj. $\mathbf{F}^1 = -\mathbf{F}^2$, kde $\mathbf{F} = \mathbf{F}_n + \mathbf{F}_t$.
6. Platnost konstitutivních vztahů, tj. vztah mezi $\mathbf{F}_n$, $\mathbf{F}_t$ (např. Coulombův model).

Pro řešení kontaktních úloh se nejčastěji využívají metody:

1. pomocných vazebných podmínek, tzv. *gap* elementy.
2. Lagrangeových multiplikátorů λ .
3. Barrierových funkcí.
4. Přídavných pružin a sestavení tangenciální matice tuhosti pro kontakt $\mathbf{K}_c$, která se zahrne do celkové matice tuhosti $\mathbf{K}$.

Pro vyhledávání prvků, které jsou v kontaktu, se často používá tzv. vyhledávací algoritmus Master-Slave. Jedno těleso se považuje za Master a jeho geometrii vstupující do algoritmu jsou stěny. Druhé těleso je označováno jako Slave a rozhodující jsou plochy uzlů, tzv. Slave uzlů S (Obr.4.2.8.1).



Obr.4.2.8.1. Vyhledávací algoritmus Master-Slave

Průmět rádiusvektoru definující polohu Slave uzlu S do normály $\mathbf{n}$ Master prvku je např. vyjádřen podle

$$\delta = (\mathbf{x}_1 - \mathbf{x}_s)^T \mathbf{n}. \quad (156)$$

Pokud platí:

$\delta > 0$ Slave uzel není v kontaktu s Master prvkem

$\delta = 0$ Slave uzel leží na Master prvku

$\delta < 0$ Slave uzel je v penetraci s Master prvkem, tělesa jsou v kontaktu

4.2.9. Pohybové rovnice tuhého tělesa podrobeného vazbám

V procesu plošného tváření navzájem interagují tělesa, např. přístřih a tažník, přístřih a tažnice atd.. Tyto tělesa jsou ve vzájemném kontaktu a navzájem se ovlivňují. Je nutné popsat jednoznačně polohu, orientaci jednotlivých těles a pro tato tělesa sestavit pohybové rovnice. Tělesa charakterizující části tvářecího nástroje lze ve většině případů považovat za tuhá tělesa.

4.2.9.1. Popis polohy a orientace tuhého tělesa

V kinematice se obecný prostorový pohyb tuhého tělesa rozkládá základním rozkladem na unášivý posuvný pohyb referenčního bodu Ω a na relativní sférický pohyb kolem referenčního bodu Ω . Volné těleso konající obecně prostorový pohyb má 6 stupňů volnosti, 3 posuvné a 3 sférické. Unášivý pohyb je plně popsán třemi rovnicemi popisujícími prostorový pohyb referenčního bodu Ω

$$\mathbf{r}_\Omega(t) = [x_\Omega(t), y_\Omega(t), z_\Omega(t)]^T \quad (157)$$

a relativní sférický pohyb je popsán např. Eulerovými úhly 313

$$\Phi_i(t) = [\psi(t), \vartheta(t), \varphi(t)]^T, \quad (158)$$

kde význam jednotlivých úhlů je

rotace kolem osy ζ o úhel $\psi(t)$, tzv. precese

rotace kolem osy ξ o úhel $\vartheta(t)$, tzv. nutace

následná rotace kolem osy ζ o úhel $\varphi(t)$, tzv. vlastní rotace

Nechť $\mathbf{r}_M$ je polohový vektor libovolného bodu M v prostoru tělesa. Polohu bodu M tělesa v základním souřadném prostoru $O(xyz)$ lze vyjádřit vztahem

$$\mathbf{r}_M = \mathbf{r}_\Omega + \mathbf{S}\mathbf{r}_M, \quad (159)$$



kde S je transformační matice z prostoru tělesa $\Omega(\zeta\eta\xi)$ do základního souřadného prostoru $O(xyz)$. Pro Eulerovy úhly je transformační matice S

$$S = \begin{bmatrix} c\psi c\varphi - s\psi c\vartheta s\varphi & -c\psi s\varphi - s\psi c\vartheta s\varphi & s\psi s\vartheta \\ s\psi c\varphi + c\psi c\vartheta s\varphi & -s\psi s\varphi + c\psi c\vartheta s\varphi & -c\psi s\vartheta \\ s\vartheta s\varphi & s\vartheta c\varphi & c\vartheta \end{bmatrix}, \quad (160)$$

kde $s \equiv \sin$, $c \equiv \cos$.

Rychlost bodu M je s využitím neměnnosti vektoru $\mathbf{r}_M$ v prostoru tělesa dána vztahem

$$\dot{\mathbf{r}}_M = \dot{\mathbf{r}}_\Omega + \dot{\mathbf{S}}\mathbf{r}_M. \quad (161)$$

4.2.9.2. Pohybové rovnice pro tuhé těleso

Pohybové rovnice pro těleso podrobeného vazbám jsou popsány Lagrangeovými rovnicemi smíšeného typu [21]

$$\frac{d}{dt} \frac{\partial E_k}{\partial \dot{\mathbf{q}}_i} - \frac{\partial E_k}{\partial \mathbf{q}_i} = \mathbf{Q} - \frac{\partial G}{\partial \mathbf{q}_i} + \sum_{k=1}^r \lambda_k \frac{\partial f}{\partial \mathbf{q}_i}. \quad (162)$$

Pokud se zvolí $\ddot{\mathbf{q}}_i = [\ddot{\mathbf{r}}_s^T, \dot{\omega}_l]$, kde $\ddot{\mathbf{r}}_s$ je zrychlení těžiště tělesa a $\dot{\omega}_l$ je úhlové zrychlení v prostoru tělesa, jsou pohybové rovnice ve tvaru

$$\begin{bmatrix} m\mathbf{I}_3 & \mathbf{0} & \mathbf{D}_r \\ \mathbf{0} & \mathbf{J}_l & \mathbf{D}_\omega \\ \mathbf{D}_r & \mathbf{D}_\omega & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\mathbf{r}}_s \\ \dot{\omega}_l \\ -\lambda \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{p}_1 - m\mathbf{g} \\ \mathbf{p}_2 - \omega_l \times \mathbf{J}_l \omega_l \\ \mathbf{p}_3 \end{bmatrix}, \quad (163)$$

kde

m je hmotnost tělesa,

$\mathbf{J}_l$ tenzor setrvačnosti v prostoru tělesa

$\mathbf{p}_1, \mathbf{p}_2$ jsou zobecněné síly od vnějších sil $\mathbf{F}$ a momentů $\mathbf{M}$

$\mathbf{D}_r, \mathbf{D}_\omega$ je Jacobiho matice vazeb,

λ Lagrangeovy multiplikátory

$\mathbf{p}_3$ je levá strana rovnic vazeb.

Rovnice (129) se musí doplnit rovnicemi vazeb $f = 0$ v počtu r a Eulerovými kinematickými rovnicemi. Vazbovými rovnicemi se v modelování pohybů činných částí nástroje může rozumět vynucený pohyb nebo zastavení tělesa.

4.2.10. Numerické řešení pohybových rovnic, časová diskretizace

Chování tělesa je popsáno pohybovými rovnicemi. Tyto rovnice jsou obecně pro diskretizované systémy nelineární obyčejné diferenciální rovnice 2. řádu

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{F}^{ext} - \mathbf{F}^{int} = \mathbf{F}^{res}, \quad (164)$$

kde $\mathbf{M}$ je matice hmotnosti soustavy, $\mathbf{C}$ je matice tlumení soustavy, $\ddot{\mathbf{q}}$ je neznámý vektor uzlových zrychlení, $\dot{\mathbf{q}}$ je neznámý vektor uzlových rychlostí, $\mathbf{F}^{ext}$ je vektor vnějších uzlových sil, $\mathbf{F}^{int}$ je vektor vnitřních uzlových sil.

Cílem algoritmů pro řešení dynamických úloh je splnění pohybové rovnice, nikoliv spojitě, ale diskrétně v časových intervalech. V časovém intervalu $\langle 0, t_{max} \rangle$ jsou známy hodnoty hledaných veličin v časech $0, \Delta t, 2\Delta t, 3\Delta t, \dots, t$ a hledají se hodnoty v časech $t + \Delta t, t + 2\Delta t, t + 3\Delta t, \dots, t_{max}$, kde Δt je časový krok, který se může během výpočtu měnit. Je mnoho časových schémat pro řešení rovnice (164), nejčastěji používaná schémata jsou tzv. implicitní a explicitní schéma řešení.

Implicitní schéma řešení vychází ze znalosti posuvů, rychlostí a zrychlení v čase t_n . Při výpočtu implicitním řešení je nutno invertovat matici hmotnosti a matici tuhosti, což je procedura, která je u větších úloh časově náročná. Na druhou stranu je výhodou, že časový krok při řešení je 100x až 1000x delší než u explicitního schéma řešení. Tato metoda se proto často používá pro výpočet statických a quasi-statických dějů, pro jednoduché namáhání a mírně nelineární chování. Implicitní metoda je vhodná v případě, že není požadováno přesné řešení, ale rychlost, s jakou jsou dosaženy výsledky. Rychlost řešení implicitních řešičů je dosažena na úkor přesnosti výsledků a to buď použitím velkých prvků, které nemohou dostatečně přesně aproximovat geometrii výlisku, volbou velkých časových kroků nebo použitím membránových prvků namísto skořepinových apod.

Explicitní metoda je výhodnější v případě, že časový krok řešení musí být bezpodmínečně malý, zejména z důvodů přesného popisu vysoce nelineárních dějů, jako je např. pružně-plastické chování materiálu přístřihu plechu při hlubokém tažení tvarově složitějších výlisků. Vzhledem k tomu, že v této práci je pro simulace tažení výlisku používán software PAM-STAMPTM, který pro výpočet používá explicitní schéma řešení, bude dále podrobněji popsáno explicitní schéma řešení [16].

Explicitní schéma vychází z pohybových rovnic zapsaných v čase t

$${}^t\mathbf{M}'\ddot{\mathbf{q}} + {}^t\mathbf{C}'\dot{\mathbf{q}} = {}^t\mathbf{F}^{ext} - {}^t\mathbf{F}^{int} = {}^t\mathbf{F}^{res}, \quad (165)$$

čili vektor uzlových zrychlení ${}^t\ddot{\mathbf{q}}$ v čase t je

$${}^i\ddot{\mathbf{q}} = {}^i\mathbf{M}^{-1} \left({}^i\mathbf{F}^{ext} - {}^i\mathbf{F}^{int} - {}^i\mathbf{C}^i \dot{\mathbf{q}} \right), \quad (166)$$

Klasickou ukázkou explicitní metody je metoda centrálních diferencí, která časové derivace $\ddot{\mathbf{q}}, \dot{\mathbf{q}}$ nahradí centrálními diferencemi [18]

$${}^i\ddot{\mathbf{q}} = \frac{1}{\Delta t^{(i+1)}} \left(\binom{i+1}{2} \dot{\mathbf{q}} + \binom{i-1}{2} \dot{\mathbf{q}} \right), \quad (167)$$

$${}^i\dot{\mathbf{q}} = \frac{2}{\Delta t^{(i+1)} + \Delta t^{(i)}} \left(\binom{i+1}{2} \mathbf{q} + \binom{i-1}{2} \mathbf{q} \right). \quad (168)$$

V čase $t + \frac{\Delta t}{2}$, tj. v kroku $i + \frac{1}{2}$ se počítají hodnoty rychlosti $\dot{\mathbf{q}}$ a čase $t + \Delta t$, tj. v kroku $i + 1$ probíhá výpočet napětí σ , posuvů $\mathbf{q}$ a zrychlení $\ddot{\mathbf{q}}$. Protože při výpočtu zrychlení ${}^i\ddot{\mathbf{q}}$ dle rovnice (164) je nutné znát vektor rychlosti ${}^i\dot{\mathbf{q}}$, který ještě není znám, upraví se (164) na tvar

$${}^i\ddot{\mathbf{q}} = {}^i\mathbf{M}^{-1} \left({}^i\mathbf{F}^{ext} - {}^i\mathbf{F}^{int} - {}^i\mathbf{C}^{i-\frac{1}{2}} \dot{\mathbf{q}} \right), \quad (169)$$

Toto explicitní schéma není „samostartovací“, ale musí se zadat hodnoty ${}^0\mathbf{q}, {}^0\dot{\mathbf{q}}, {}^{-\frac{1}{2}}\dot{\mathbf{q}}$ a napětí ${}^0\sigma$.

Výpočtové schéma pak může nabýt tvaru:

1. Výpočet napětí ${}^0\sigma$, vnitřních ${}^0\mathbf{F}^{int}$ a vnějších sil ${}^0\mathbf{F}^{ext}$, matice hmotnosti ${}^0\mathbf{M}$, matice tlumení ${}^0\mathbf{C}$ a časových kroků $\Delta t^{(0)}, \Delta t^{(1)}$.
2. ${}^0\ddot{\mathbf{q}} = {}^0\mathbf{M}^{-1} \left({}^0\mathbf{F}^{res} - {}^0\mathbf{C}^0 \dot{\mathbf{q}} \right)$.
3. ${}^{\frac{1}{2}}\dot{\mathbf{q}} = {}^{-\frac{1}{2}}\dot{\mathbf{q}} + \frac{\Delta t^{(1)} + \Delta t^{(0)}}{2} {}^0\ddot{\mathbf{q}}$.
4. ${}^1\mathbf{q} = {}^0\mathbf{q} + \Delta t^{\frac{1}{2}} {}^{\frac{1}{2}}\dot{\mathbf{q}}$.
5. Výpočet ${}^1\sigma, {}^1\mathbf{F}^{int}, {}^1\mathbf{F}^{ext}, {}^1\mathbf{M}, {}^1\mathbf{C}, \Delta t^{(2)}$.
6. ${}^1\ddot{\mathbf{q}} = {}^1\mathbf{M}^{-1} \left({}^1\mathbf{F}^{res} - {}^1\mathbf{C}^{\frac{1}{2}} \dot{\mathbf{q}} \right)$.
7. ${}^{\frac{3}{2}}\dot{\mathbf{q}} = {}^{\frac{1}{2}}\dot{\mathbf{q}} + \frac{\Delta t^{(2)} + \Delta t^{(1)}}{2} {}^1\ddot{\mathbf{q}}$.
8. ${}^2\mathbf{q} = {}^1\mathbf{q} + \Delta t^{\frac{3}{2}} {}^{\frac{3}{2}}\dot{\mathbf{q}}$.
9. Výpočet ${}^2\sigma, {}^2\mathbf{F}^{int}, {}^2\mathbf{F}^{ext}, {}^2\mathbf{M}, {}^2\mathbf{C}, \Delta t^{(3)}$.

Výpočet napětí ${}^{i+1}\sigma$ a vnitřních sil ${}^{i+1}\mathbf{F}^{\text{int}}$ se může provést podle schématu:

1. Výpočet gradientu rychlosti ${}^{i+\frac{1}{2}}\mathbf{L}$ v integračních bodech.
2. Rozklad ${}^{i+\frac{1}{2}}\mathbf{L}$ na ${}^{i+\frac{1}{2}}\mathbf{W}$ a ${}^{i+\frac{1}{2}}\mathbf{D}$.
3. Výpočet kumulativního plastického přetvoření ${}^{i+\frac{1}{2}}\varepsilon_p$.
4. Výpočet Jaumannovy rychlosti napětí ${}^{i+\frac{1}{2}J}\dot{\sigma} = {}^{i+\frac{1}{2}}\mathbf{C}^{ep} {}^{i+\frac{1}{2}}\mathbf{D}$.
5. Výpočet rychlosti Cauchyho skutečného napětí ${}^{i+1}\dot{\sigma} = {}^{i+\frac{1}{2}J}\dot{\sigma} + {}^{i+\frac{1}{2}}\mathbf{W}^T \sigma + {}^{i+\frac{1}{2}}\sigma \mathbf{W}$.
6. Aktualizace napětí ${}^{i+1}\sigma = {}^i\sigma + \Delta t^{(i+1)} {}^{i+\frac{1}{2}}\dot{\sigma}$.
7. Aktualizace geometrie.
8. Výpočet vektoru lokálních vnitřních sil ${}^{i\text{loc}}\mathbf{F}^{\text{int}} = \int_{i+1} {}^{i+1}\mathbf{B} {}^{i+1}\sigma d^{i+1}V$.
9. Sestavení globálního vektoru vnitřních sil ${}^i\mathbf{F}^{\text{int}}$.

Při tváření se vždy řeší kontaktní úloha. Z tohoto důvodu se musí algoritmus výpočtu upravovat. Vnější síly $\mathbf{F}^{\text{ext}}$ působící na materiál lze rozdělit na síly od vnějších sil a na síly vznikající od kontaktu těles. Protože nejsou známy kontaktní síly (normálové a třecí) a není známá ani plocha ve které se tělesa stýkají, musí výpočet probíhat iteračně mezi kroky 1 a 5 explicitního schématu. Iterační výpočet probíhá tak dlouho, až je splněna rovnováha těles, platí princip akce a reakce, platí třecí konstitutivní rovnice, jsou splněny geometrické podmínky (není průnik mezi tělesy) a jsou splněny kinematické podmínky.

Explicitní schéma je efektivní pokud matice hmotnosti $\mathbf{M}$ je diagonální. Inverze diagonální matice je triviální záležitost. Explicitní schéma je pouze podmíněně stabilní. Mez stability je přibližně rovna času průchodu elastické vlny nejmenším prvkem. Pro metodu centrálních diferencí je časový kritický krok pro lineární netlumenou soustavu roven

$$\Delta t_{\text{crit}} = \frac{2}{\omega_{\text{max}}}, \quad (170)$$

kde ω_{max} je maximální vlastní frekvence. Protože výpočet vlastní frekvence je časově značně náročný a u nelineárních úloh se vlastní frekvence mění s časem, je tento přístup značně neefektivní. Bylo dokázáno [18], že maximální vlastní frekvence soustavy je omezena max. vlastní frekvencí všech sestávajících prvků $\omega_{\text{max}}^{\text{elementy}}$

$$\Delta t = \frac{2}{\omega_{\text{max}}^{\text{elementy}}}. \quad (171)$$



V praktické implementaci volby časového kroku je výhodnější tento výpočet časového kroku

$$\Delta t = \min \left(\frac{L_e}{c_d} \right), \quad (172)$$

kde L_e je charakteristický rozměr prvku a c_d je rychlost šíření elastické vlny

$$c_d = \sqrt{\frac{E}{\rho}}. \quad (173)$$

Z předchozích kapitol je zřejmá výhoda použití metody konečných prvků při analýze deformace v předvýrobní fázi výlisku. Touto metodou výpočtu je možné získat představu o rozložení deformace a napětí již v počáteční etapě navrhování tvaru a rozměru výlisku. Metoda konečných prvků umožňuje teoretické řešení procesu tváření tvarově složitých a rozměrných výlisků, mezi které patří výlisky karosářského typu a zároveň umožňuje použít poměrně složité matematické vztahy pro podmínky plasticity testovaných materiálů.

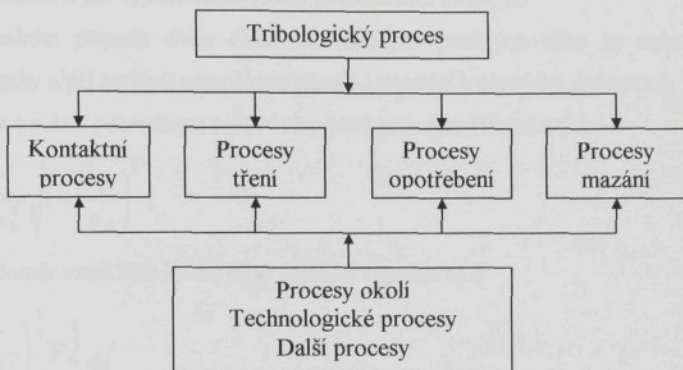
Obecně lze říct, že snahou výrobců simulačních programů je získat teoretické vztahy, které charakterizují chování materiálů při sledovaném ději. V oblasti plošného tváření proto vědecká pracoviště, výrobci a v poslední době i zpracovatelé plechu zaměřily svůj výzkum v oblasti:

- zpřesňování podmínek plasticity pro anizotropní materiály
- kinematické modely zpevnění pro anizotropní materiály (použití pro tzv. crash testy)
- výzkum tribologických dějů při tažení karosářských výlisků se zaměřením na materiály se zvláštní morfologií povrchu

5. TRIBOLOGIE [22-28]

Tribologie je vědní obor, jež se zabývá chováním dotýkajících se povrchů ve vzájemném pohybu a nebo při pokusu o vzájemný pohyb. Tento pohyb může být obecně kluzný, valivý, nárazový nebo kmitavý. Ve skutečnosti se často uplatňují dva i více druhů pohybu současně.

Tribologický proces charakterizují materiální interakce třecích těles, mezilátky a okolí, které probíhají v prostoru a čase. Obecné vazby mezi jednotlivými částmi tribologickými procesy jsou znázorněny na obr.5.1..



Obr. 5.1. Vzájemné vazby v tribologickém systému

Při tribologických procesech se řeší především otázky:

- Jaké jsou mechanismy přeměny užitečných veličin v systémech, jaké jsou fyzikální procesy přeměny energie.
- Jaké jsou procesy vedoucí všeobecně ke ztrátám v systému.
- Jaké jsou možnosti pozitivního působení na systém s ohledem na minimalizaci ztrát.

5.1. KONTAKTNÍ PROCESY

Kontakt mezi jednotlivými členy tribologického systému je základním znakem chování tribologického systému. Při kontaktních procesech je třeba uvažovat se základními tvarově-rozměrovými a materiálovými vlastnostmi dotýkajících se částí, jejich vzájemnou vazbou a reakcemi mezi nimi. Tyto interakce mohou být materiálové, fyzikální, chemické, atd.. Vzhledem k velkému počtu kontaktních situací je třeba zvažovat řadu vlivů:

- Počet těles zúčastňujících se na kontaktním procesu.



- Makrogeometrii a mikrogeometrii kontaktních těles.
- Fyzikální, chemické a mechanické vlastnosti těles tvořících tribologický systém.
- Charakteristický druh deformace mezi jednotlivými tělesy.
- Typ a rychlost vzájemného relativního pohybu.

Při řešení tribologických problémů v praxi má velký význam plocha styku, jež zprostředkuje přenos pohybu. Nerozhoduje však geometrická plocha, ale skutečná plocha styku, jež je menší a jen výjimečně se rovná geometrické ploše.

V ideálním případě dvou dokonale hladkých pružných těles se uplatňují klasické Hertzovy vztahy a při zatížení normálnou silou F_N dochází k elastické deformaci:

1. Pro vnik koule s poloměrem r do roviny platí pro max. Hertzův tlak

$$p_{\max.} = 1,5 \frac{F_N}{\pi a_H^2} \sqrt{1 - \left(\frac{1}{a_H}\right)^2}, \quad (174)$$

kde a_H je poloměr vzniklého kruhového vtisku a vypočte se z

$$a_H = \left(\frac{3r}{2E'}\right)^{\frac{1}{3}} F_N^{\frac{1}{3}}, \quad (175)$$

E' je tzv. redukovaný modul pružnosti

$$E' = \frac{1}{2} \left[\frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right], \quad (176)$$

kde E_1 , E_2 resp. ν_1 , ν_2 jsou Youngovy moduly pružnosti resp. Poissonovy konstanty jednotlivých materiálů

a pro plochu kruhového vtisku S_H platí

$$S_H = \pi a_H^2 = \pi \left(\frac{3r}{2E'}\right)^{\frac{2}{3}} F_N^{\frac{2}{3}}. \quad (177)$$

2. Pro styk dvou koulí s poloměry r_1 a r_2 platí stejné závislosti, přičemž ekvivalentní poloměr zakřivení r je dán vztahem

$$\frac{1}{r} = \frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2}. \quad (178)$$

3. Pro styk válce a roviny nebo válce a válce platí podobné vztahy jako v (174) až (178).



Ve všech případech Hertzových tlaků je plocha styku úměrná $F_N^{\frac{2}{3}}$. Jelikož reálná tělesa jsou drsná, je jejich styk omezen pouze na výčnělky. V důsledku toho je reálná plocha styku velmi malá a místní tlaky na vrcholcích povrchových nerovností dostatečně velké, aby působily jejich elastické až plastické deformace i při malých zatíženích.

Pro stanovení skutečné plochy styku je významný Archardův vztah

$$S_r = k \left[\frac{F_N}{E} \right]^c, \quad (179)$$

kde k, c jsou konstanty. $0,98 \geq c \geq 0,87$.

Při dalších zkoumáních Hertzových závislostí se došlo k poznání, že:

- Celkový počet mikrokontaktů je téměř úměrný zatížení F_N ,
- Průměrná velikost mikrokontaktů je téměř nezávislá na F_N ,
- Skutečná plocha styku je úměrná počtu mikrokontaktů.

Pro plastickou deformaci výčnělků byl odvozen vztah

$$p_m = 1,1\sigma_e, \quad (180)$$

kde p_m je střední kontaktní tlak a σ_e je mez pružnosti v měkkém třecím prvku. Aby plastická deformace nastala na celé stykové ploše, musí platit

$$p_m \geq 3\sigma_e. \quad (181)$$

Se stoupající plastickou deformací se zvětšuje plocha styku, která může dosáhnout velikosti geometrické plochy styku.

5.2. PROCESY TŘENÍ

Tření je proces, který se váže na vzájemný relativní pohyb dvou dotýkajících se prvků tribologického systému. V závislosti na hloubce zkoumání třecích procesů rozeznáváme výzkum na úrovni makromodelu a mikromodelu. Při zkoumání na úrovni mikromodelu se nahlíží na tření jako na elementární proces. Při makro sledování makromodelu zohledňujeme celý funkční projev sledovaného modelu. Makroskopický přístup lze také charakterizovat tím, že získáváme údaje z vnějších měřitelných veličin tribologického systému. Mezi tyto veličiny především patří měření velikosti třecí síly při tangenciálním pohybu, třecího momentu při rotačním průběhu pohybu, popř. třecí práce.

Jedna z nejznámějších obecných definic tření říká, že: tření je odpor proti relativnímu pohybu mezi dvěma k sobě přitlačovanými tělesy v oblasti dotyku jejich povrchů



v tangenciálním směru. Tato definice platí pro vnější tření a nepostihuje celkem přesně vnitřní tření. Z tohoto důvodu se tření dá definovat jako: ztráta mechanické energie v průběhu, na začátku nebo při ukončení relativního pohybu navzájem se dotýkajících materiálových oblastí.

Pokud vycházíme ze základního tribologického systému, můžou nastat čtyři základní stavy tření:

1. Tření tuhých těles (suché tření), nastává tehdy, kdy se určující materiálová oblast nachází v tuhém stavu, tento třecí stav se dále dělí na čisté tření tuhých těles (deformační tření) a na tření v adhezních vrstvách, stav čistého tření tuhých těles nastává především ve vakuu.
2. Tření kapalinové, charakterizuje ho stav, při kterém má vrstva materiálu, v které probíhá tření, vlastnosti kapaliny.
3. Tření plynné, je obdobou kapalinového tření s tím rozdílem, že charakteristická vrstva má vlastnosti plynu.
4. Tření plazmatické, je stav, kdy charakteristická vrstva, ve které probíhá třecí proces, má vlastnosti plazmy.

Jednotlivé třecí stavy se v praxi vyskytují samostatně ve velmi omezené míře. Ve skutečnosti nastává často kombinace jednotlivých druhů tření.

5.2.1. Suché tření

Podle dnešních představ má suché tření dva aspekty: deformační a adhezní. V prvním se více uplatňuje mechanika, v druhém chemie. Na obojí mají vliv vlastnosti povrchů: jejich velikost, tepelné vlastnosti, mechanické vlastnosti, chemické složení včetně přítomných nečistot, adsorbovaných, reakčních a nanesených tuhých vrstev a chemická reaktivita. Při zhotovování výlisků nepravidelných tvarů je přítomnost suchého tření nežádoucí a proto mu zde nebude věnována větší pozornost.

5.2.2. Mezné tření

Jestliže mezi třecími povrchy již existuje tenká vrstvička adsorbovaných molekul plynu nebo kapaliny nebo látky vytvořené chemickou reakcí povrchů, mluvíme o mezném tření nebo o mezném mazání. K meznému tření může dojít i u záměrně mazaných povrchů, není-li přívod maziva dostatečný nebo vrstva maziva není dostatečně únosná. Za těchto podmínek se třecí plochy přiblíží natolik k sobě, že jejich bezprostřednímu styku brání již jen

mezná vrstva maziva, tj. film polárních molekul maziva s velkou přilnavostí k povrchu. V technické praxi vzniká mezní tření v případech, kdy při malých stykových plochách jsou třecí povrchy zatěžovány velkými tlaky, při malých smykových rychlostech a mezi drsnými povrchy.

Součinitel tření lze odvodit ze schématu na obr. 5.2.1.1. a z rovnice (182). Je-li koeficient α dán jako

$$\alpha = \frac{S_k}{S_r},$$

kde S_k je plocha bezprostředního styku povrchu s povrchem, S_r je oblast reálného styku povrchů, S_0 je plocha mezního filmu, τ_m je smykové napětí mezního filmu a τ_s je smykové napětí styku povrchu s povrchem, platí pro třecí sílu F_t vztah

$$F_t = \alpha S_r \tau_s + (1 - \alpha) S_r \tau_m = S_r [\alpha \tau_s + (1 - \alpha) \tau_m]. \quad (182)$$

Jelikož

$$F_N = S_r p_m \doteq 3 S_r \sigma_e, \quad (183)$$

kde p_m je tlak na skutečnou třecí plochu, platí pro smykový součinitel tření

$$\mu_{sm} = \frac{F_t}{F_N} = \frac{\alpha \tau_s + (1 - \alpha) \tau_m}{p_m} \doteq \frac{\alpha \tau_s + (1 - \alpha) \tau_m}{3 \sigma_e}. \quad (184)$$

Mezní tření je spojeno jednak s fyzikální nebo chemickou adsorpcí plynů a kapalin na povrchu třecích dvojic, jednak s chemickými přeměnami třecích povrchů. Pro únosnost mazacího filmu vytvořeného adsorpcí je rozhodující rychlost a pevnost adsorpce molekul na povrchu, jejich koncentrace, orientace vzhledem k povrchu a vliv teploty a tlaku.

Fyzikální adsorpce probíhá prakticky na celém povrchu třecího materiálu. Rovnováha se ustaluje rychle a vratně. Adsorpční teplo a aktivací energie jsou malé. Adsorpce s tlakem roste a se vzrůstající teplotou klesá. Vliv složení materiálu je poměrně malý. Značný význam má však kvalita povrchu.

Chemická adsorpce probíhá na aktivních centrech (hlavně nerovnostech) povrchu. Rovnováha se ustaluje pomalu. Adsorpční teplo se blíží reakčnímu teplu chemických reakcí. Aktivací energie je značná. Adsorpce s tlakem roste až do obsazení aktivních center, potom se ustaluje. S teplotou roste do maxima, pak klesá. Úplná desorpce probíhá obtížně. Vliv složení povrchu je velký, podobně i kvalita povrchu. Chemické adsorpci předchází fyzikální adsorpce.

Tvorba mazacího filmu adsorpcí závisí nejen na povaze adsorbované látky, ale i na povrchu třecích materiálů.

5.2.3. Kapalinové tření

Mezní filmy zmenšují sice podstatně třecí sílu při relativním pohybu dvou těles a zabráňují tvorbě studených svarů, avšak nedokáží zcela oddělit třecí povrchy od sebe a eliminovat tak vliv drsnosti povrchů.

Dokonalého oddělení třecích povrchů se docílí až při kapalinovém tření, kdy se vytváří mezi třecími povrchy souvislá vrstva maziva, která zcela vyrovnává drsnost povrchů a svým vlastním tlakem ruší účinek kolmého zatížení na povrchy těles. Třecí síla je tedy v podmínkách kapalinového tření závislá pouze na velikosti vnitřního tření v mazací vrstvě a lze ji vyjádřit vztahem

$$F_t = \eta \frac{Sv}{h}, \quad (185)$$

kde η je dynamická viskozita,

S je styčná plocha třecích povrchů,

v je lineární rychlost pohybu třecích povrchů,

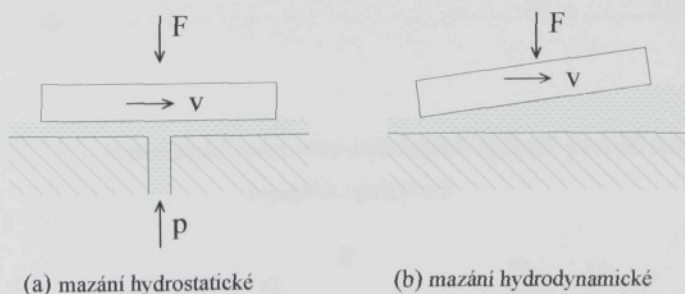
h je tloušťka vrstvy maziva.

Pro součinitel kapalinového tření tedy platí vztah

$$\mu = \frac{\eta v}{hp}, \quad (186)$$

kde p je střední měrný tlak F_N/S_N , S_N je průmět kluzné plochy.

Má-li být mazací vrstva schopna přenášet zatížení, kterým jsou k sobě tělesa přitlačována, musí v ní být vytvořen odpovídající protitlak. Tohoto protitlaku se může dosáhnout dvěma způsoby-hydrodynamicky a hydrostaticky. Schematické znázornění vytvoření hydrostatického tlaku v kapalině resp. hydrodynamického tlaku je vidět na obr.5.2.3.1(a) resp. obr.5.2.3.1(b).



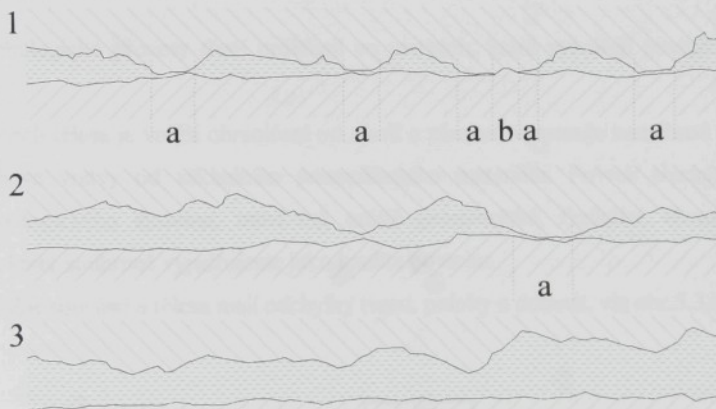
Obr.5.2.1. Schematické znázornění vytvoření tlaku v kapalině

5.2.4. Smíšené tření

Nejsou-li třecí plochy dokonale odděleny vrstvou maziva a dochází i k bezprostřednímu styku jejich nerovností, existuje mezi nimi tření smíšené, tj. jak tření kapalinové, tak i mezní. K tomuto druhu tření dochází, jestliže tloušťka maziva mezi povrchy je menší než tloušťka potřebná pro zajištění kapalinového tření, ale je větší než tloušťka tenkého filmu, který zajišťuje mazání mezní.

K přechodu mazání kapalinového na mazání smíšené může dojít při určité kombinaci parametrů (především velké zatížení a malá smykové rychlost třecích ploch), přičemž významnou roli hraje mikrogeometrie funkčních ploch, zejména tehdy, je-li mazivem kapalina s malou viskozitou. Teplota maziva ovlivňuje proces porušení mazacího filmu hlavně při větších zatíženích a rychlostech třecích ploch.

Smíšené tření představuje nejrozšířenější formu tření při výrobě výlisků karosářského typu a podíl jednotlivých složek (mezní tření a kapalinové tření) do značné míry ovlivňuje konečnou kvalitu zhotovovaného výrobku. Na obr.5.2.4.1. jsou schematicky znázorněny nejčastější způsoby tření při tváření výlisků nepravidelných tvarů.



Obr.5.2.4.1. Schematické znázornění nejčastějších způsobů tření při tváření výlisků nepravidelných tvarů

Na obr. 5.2.4.1 jsou zobrazeny stavy tření mezního (1), smíšeného (2) a kapalinného (3). Tyto schematické modely tření jsou zakresleny pro dva materiály s odlišnou drsností i tvrdostí povrchu. Spodní materiál (nástroj) má leštěný povrch a podléhá pouze elastické deformaci. Druhý člen soustavy má menší pevnost, větší drsnost povrchu a plasticky se deformuje.

Při mezním tření dochází k deformaci vrcholků nerovností (a), kovovému styku brání pouze mezní vrstva maziva. Přesto jsou ale místa, kde dochází k narušení mezní vrstvy (b), tvrdší materiál zde vniká do druhého a způsobuje porušení vrstvy materiálu. V oblasti smíšeného tření je značná část zatížení přenášena vrstvou mazadla a k meznímu tření dochází pouze místy. Možnost kovových kontaktů tak klesá na minimum. Při kapalinném tření je mazací film natolik únosný, že ke kontaktu materiálů již nedochází ani v místech nejvyšších nerovností.

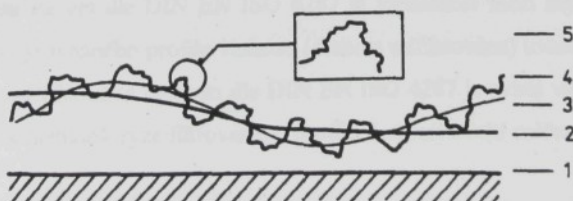
Kromě uvedených způsobů tření existují ještě další způsoby tření (jako je např. elastohydrodynamické tření, valivé tření atd.), ale vzhledem k tomu, že pro tváření nemají tyto duhy tření zásadnější význam, nebyly zde uváděny.

5.3. HODNOCENÍ GEOMETRIE POVRCHU

Tribologické procesy tření probíhají ve vrstvách, které vytvářejí povrch dotýkajících se těles.

Povrch tělesa je vnější ohraničení od okolí a zároveň vymezuje namáhané povrchové a podpovrchové vrstvy od základního nenamáhaného materiálu. Povrch třecích těles, jako prvků tribologického systému, musí mít určité geometrické, fyzikální, chemické a další vlastnosti, které souhrnně vyjadřujeme jako kvalita povrchu.

Reálné součásti a tělesa mají odchylky tvaru, polohy a drsnost, viz obr.5.3.1.



Obr.5.3.1. Schématické znázornění geometrie povrchu

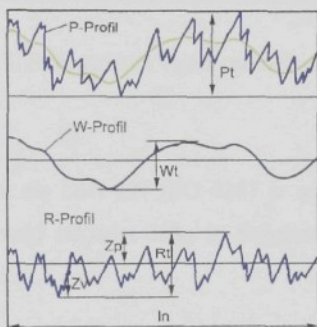
1-ideálně rovný povrch, 2-odchylky tvaru a polohy, 3-vlnitost povrchu,

4-mikroskopické drsnosti, 5-submikroskopické nerovnosti

Jedním ze základních způsobů hodnocení kvality povrchu je měření drsnosti povrchu. Drsnost sledované plochy je pak většinou charakterizována pomocí normou daných veličin. Základní parametry drsnosti sloužící pro hodnocení povrchu jsou:

1. Profil povrchu.

Pohybem snímače drsnoměru se získá dvoudimenzionální profil jako obraz zkoumaného povrchu. Filtrací podle DIN EN ISO 11562 se z nefiltrovaného primárního profilu (P-profil) získá profil drsnosti (R-profil) a profil vlnitosti (W-profil). Na těchto třech profilech jsou pak všechny veličiny definovány a podle profilu analogicky označeny P, R nebo W. Vztažnou čarou pro definici parametrů je uvnitř základní délky l_p , l_r , l_w střední čára. Pokud není stanoveno jinak je dovoleno měření pro zjištění parametrů drsnosti a vlnitosti přes $l_n = 5 l_r$ resp. $l_n = 5 l_w$ (l_p). Dvoudimenzionální profil povrchu získaný drsnoměrem je vidět na obr. 5.3.2.



Obr.5.3.2. Profil povrchu

Na takto nasnímaném povrchu se vyhodnocují veličiny:

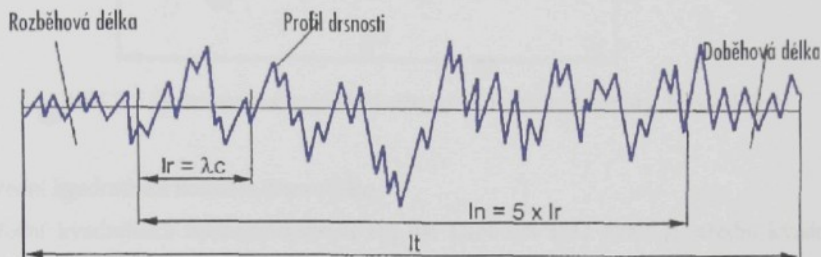
- P_t -hloubka profilu dle DIN EN ISO 4287 je nejmenší vzdálenost mezi dvěma rovnoběžnými mezními přímkami z nefiltrovaného profilu povrchu uvnitř měřené délky l_n ,
- W_t -hloubka vln dle DIN EN ISO 4287 je vzdálenost mezi nejvyšším a nejhlubším bodem vyrovnaného profilu vlnitosti (drsnost odfiltrována) uvnitř měřené délky l_n ,
- R_t -nejvyšší hloubka drsnosti dle DIN EN ISO 4287 je svislá vzdálenost od nejvyšší špičky k nejhlubší rýze filtrovaného profilu drsnosti uvnitř měřené délky l_n .

2. Měřené délky - mezní vlnové délky.

Profil drsnosti se skládá z elementů oddělených podle vlnové délky profilovým filtrem l_c (cut-off). Mezní vlnová délka charakterizuje způsob filtrace k oddělení vlnitosti a drsnosti.

Celková délka l_t je délka pohybu snímače během kterého se snímají úchyly tvaru

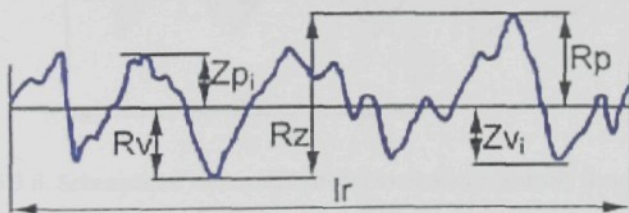
povrchu. Ta je delší než měřená délka l_n (vyhodnocovaná délka), ze které se pomocí filtru získá profil drsnosti. Až na určité výjimky jsou všechny parametry drsnosti definovány na základní délce l_r . Zjišťovány jsou však pravidelně jako střední hodnota 5 základních délek l_r . Základní délka l_r odpovídá mezní vlnové délce l_c . Schematické vyjádření měřených délek je na obr. 5.3.3.



Obr. 5.3.3. Schematické vyjádření měřených délek.

3. Maximální výška profilu R_z

Maximální výška profilu R_z dle DIN EN ISO 4287 je součet nejvyššího výstupku R_p a hloubky nejnižší rýhy R_v uvnitř základní délky l_r . Schematické vyjádření maximální výšky profilu R_z je vidět na obr.5.3.4..



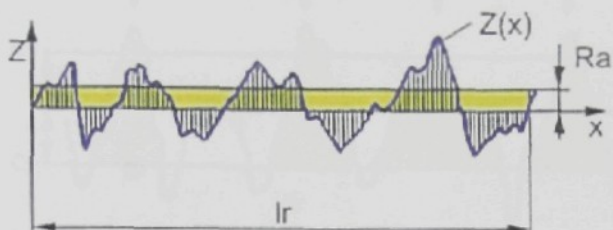
Obr.5.3.4. Schematické vyjádření maximální výšky profilu R_z .

4. Střední aritmetická hodnota drsnosti R_a

Střední aritmetická hodnota drsnosti R_a dle DIN EN ISO 4287 je aritmetický střed absolutních odchylek filtrovaného profilu drsnosti od střední čáry uvnitř základní délky l_r a je definována vztahem

$$R_a = \frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} |Z(x)| dx . \quad (187)$$

Schematické vyjádření střední aritmetické hodnoty drsnosti je vidět na obr.5.3.5..



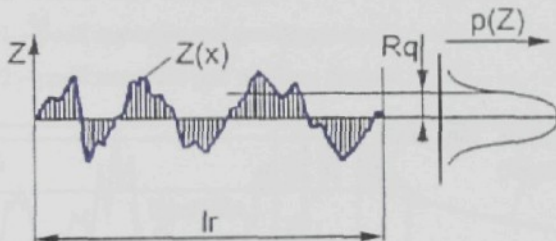
Obr.5.3.5. Schematické vyjádření střední aritmetické hodnoty drsnosti Ra.

5. Střední kvadratická hodnota drsnosti Rq

Střední kvadratická hodnota drsnosti Rq dle DIN EN ISO 4287 je střední kvadratická hodnota odchylek filtrovaného profilu drsnosti uvnitř základní délky lr a je dána vztahem

$$Rq = \sqrt{\frac{1}{lr} \int_0^{lr} Z^2(x) dx} . \quad (188)$$

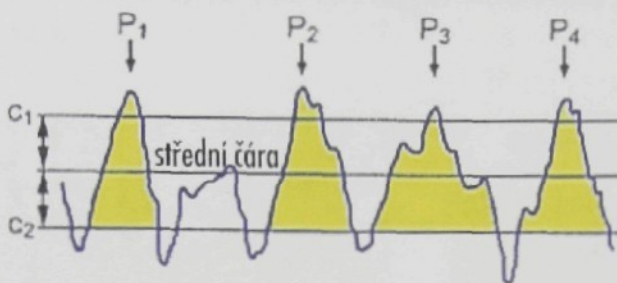
Schematické znázornění střední kvadratické hodnoty drsnosti Rq je vidět na obr. 5.3.6..



Obr. 5.3.6. Schematické znázornění střední kvadratické hodnoty drsnosti Rq.

6. Počet výstupků RPc

Počet výstupků RPc dle zkušebního listu STAHL-EISEN SEP 1940 je počet výstupků P na 10 mm vztažené délky. Pro vyhodnocení je třeba zadat hladiny řezu C₁, C₂. Schematické znázornění počtu výstupků RPc je vidět na obr. 5.3.7..

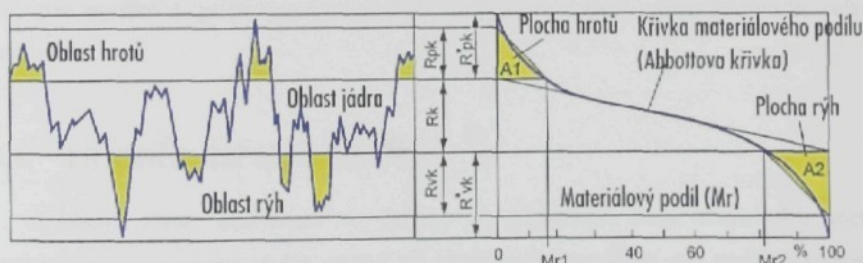


Obr. 5.3.7. Schematické znázornění počtu výstupků RPC.

7. Veličiny nosného podílu

Veličiny nosného podílu se určují dle DIN EN ISO 13565 a význam jednotlivých určovaných veličin je zřejmý z obr. 5.3.8., kde

- R_k - základní hloubka, hloubka profilu jádra drsnosti (zóna s největším nárůstem podílu materiálu nad určitou hodnotu),
- R_{pk} - redukovaná výška špiček,
- R_{vk} - redukovaná hloubka rýh
- Mr_1 - podíl materiálu nad profilem jádra
- Mr_2 - podíl materiálu pod profilem drsnosti



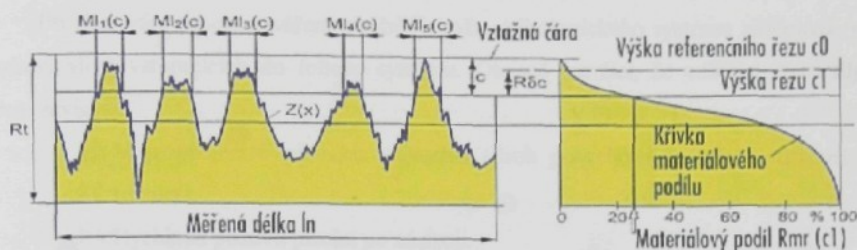
Obr. 5.3.8. Veličiny nosného podílu

8. Materiálový podíl drsnosti profilu $R_{mr}(c)$

Materiálový podíl drsnosti profilu $R_{mr}(c)$ se určuje dle DIN EN ISO 4287 a vyjadřuje procentuální podíl součtu délek materiálových přímek $MI(c)$ v dané výšce profilu k měřené délce ln a je dán vztahem

$$R_{mr}(c) = \frac{100}{ln} \sum_{i=1}^n MI_i(c) = \frac{MI(c)}{ln} \quad (189)$$

Křivka podílu materiálu udává pak podíl materiálu jako funkci hladiny (výšky) řezu a je vidět na obr.5.3.9..



Obr.5.3.9. Křivka materiálového podílu drsnosti povrchu

Problém hodnocení povrchů je velmi rozsáhlý a v současnosti se ukazuje, že momentálně používané kritéria hodnocení kvality povrchu podle příslušných norem na komplexní hodnocení povrchu z tribologického hlediska nestačí. Podle těchto norem nelze hodnotit velikost styčné plochy, její změnu při zatížení, vliv technologických parametrů atd..

Nejdokonalejší představu o reálném povrchu s jeho plošným tvarem a výskovou nerovnoměrností je možné získat pomocí vrstevnicových map a případným axonometrickým zobrazením naměřených hodnot. Vytvoření trojrozměrného modelu je však časově náročné a vyžaduje velmi drahé speciální měřicí zařízení. Pro sestavení Abbottovy křivky je pak možné použít percentuálního podílu součtu materiálových ploch v dané výšce profilu k celkové měřené ploše.

5.4. TRIBOLOGICKÉ ZKOUŠKY

V oblasti tření, opotřebení a mazání je k dispozici řada zkušebních metod. Je pochopitelné, že se nejvhodnější postup při výzkumu tribosoučástí volí podle důležitosti a složitosti daných reálných tribosystémů. Čím přesněji známe spektrum zatížení, tribostrukturu a velikost ztrát, tím cílevědoměji lze zvolit zkušební metodu.

Získat dokonalé informace o reálném tribosystému je vždy velmi obtížné. Na druhé straně existují problémy i s přenosem výsledků zkoušek, které byly získány na jednoduchých zkušebních vzorcích, na výrobek. Proto je mnohdy nutné dělat nejen zkoušky v laboratoři, ale i zkoušky na modelovém zkušebním zařízení a v závažných případech i přímo v provozu.



Obecně lze konstatovat, že čím je tribologický systém složitější, tím nákladnější je jeho zkoušení. Vysokou korelaci výsledků laboratorních měření a reálného tribosystému lze očekávat v tom případě, jestliže simulační zkoušky odpovídají provozním poměrům.

Při sledování procesu tváření plechů, jakožto tribologického systému zjišťujeme velké množství vlivů vstupujících do tohoto systému. Obecně lze říci, že velikost třecí síly při tváření závisí na:

- Mikrogeometrii povrchu substrátu (druh povrchové textury a drsnost této textury).
- Rychlosti posuvu plechu po nástroji.
- Deformaci materiálu (mechanické vlastnosti materiálu, vypínání plechu a posuvy plechu).
- Druhu použitého substrátu (nepokovený, typ pokovení, chemickém složení povrchu použitého substrátu).
- Druhu materiálu nástroje a stav jeho povrchu.
- Použitým mazivu při tažení.
- Velikostí kontaktního tlaku mezi materiálem a nástrojem.
- atd..

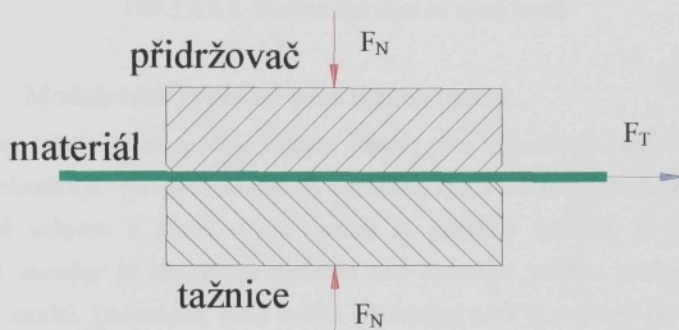
Je třeba si uvědomit, že každá z uvedených veličin se podílí na tribologických dějích ve sledované soustavě. Bohužel se však neuplatňují samostatně, ale vzájemně se ovlivňují. Je proto velmi obtížné výše uvedené vlivy hodnotit odděleně, a proto se často při vyhodnocování tribologických podmínek posuzují komplexně výsledky zkoušek pro soustavu nástroj-mazadlo-materiál-technologické podmínky. Tribologický výzkum v oblasti tváření plechů tak především probíhá na úrovni zkoumání makromodelu, kdy se zohledňuje celý funkční projev sledovaného modelu a tento výzkum lze charakterizovat tím, že získáváme údaje z vnějších měřitelných veličin tribologického systému. Mezi tyto veličiny především patří měření velikosti třecí síly při pohybu testovaného vzorku. Přehled v současnosti používaných testů při hodnocení tribologických vlastností materiálů a mazadel používaných v automobilovém průmyslu je uveden v dalších kapitolách.

5.4.1. Modelování tření mezi přidržovačem a tažnicí

Modelování procesu tření při posuvu tvářeného materiálu mezi přidržovačem a tažnicí je jeden z nejrozšířenějších testů. Tento test vyvinul Wojtowicz a jeho princip spočívá v protahování pásku testovaného materiálu mezi zkušebními čelistmi. Princip tohoto testu je

znázorněn na obr.5.4.1.1.. Zřejmou výhodou tohoto testu je snadné nastavení podmínek testu (rychlosti protahování pásku a velikosti normálního zatížení čelisti F_N) a snadné měření sledované veličiny F_T (třecí síly). Výpočet koeficientu tření je snadný a vypočte se z hodnot F_N a F_T .

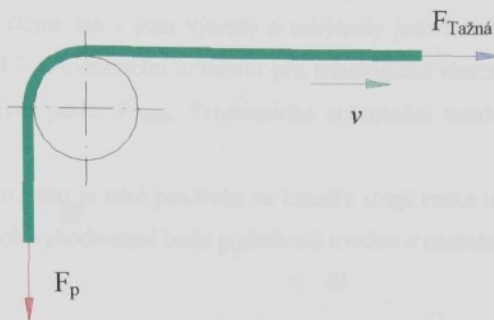
Nevýhodou tohoto testu je, že napjatost testovaného materiálu při zkoušce neodpovídá skutečné napjatosti materiálu pod přidržovačem a v průběhu zkoušky také nedochází k výrazné plastické deformaci testovaného materiálu, tak jako v případě reálného zhotovování výrobku tažením. Na velikost tažné síly má také vliv geometrie čelistí v místech, kde mezi ně materiál vstupuje.



Obr.5.4.1.1. Modelování tření mezi přidržovačem a tažnicí

5.4.2. Modelování tření na tažné hraně

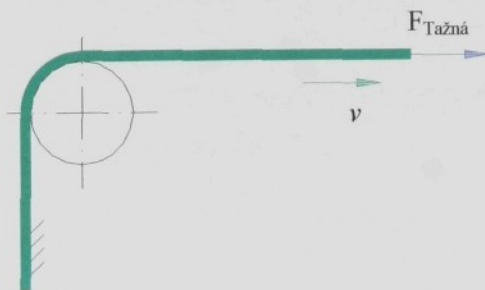
Princip tohoto testu spočívá v tažení zkušební vzorku přes tažnou hranu tažnice, která je zde reprezentována válečkem o zvoleném poloměru R . Vzorek je tažen konstantní rychlostí v . Měřítkem pro posouzení tribologických poměrů vznikajících na tažné hraně je zde velikost tažné síly $F_{Tažná}$. Velikost tažné síly závisí na velikosti protitahu brzdící síly F_P , délkou styku testovaného materiálu s tažnou hranou (tzv.úhlu opásání), koeficientem tření na tažné hraně a mechanickými vlastnostmi protahovaného vzorku. Schematické znázornění uspořádání tohoto testu je na obr. 5.4.2.1. Výhodou tohoto testu je snadné nastavení rychlosti protahování vzorku. Nevýhodou je špatná kontrola kontaktního tlaku mezi tažnou hranou a vzorkem. Pro určení koeficientu tření na tažné hraně je třeba zjistit velikost síly potřebné pro ohyb a narovnání pásku na tažné hraně.



Obr.5.4.2.1. Modelování tření na tažné hraně

5.4.3. Modelování vypínání přes tažnou hranu

Princip tohoto testu spočívá v tažení vzorku přes tažnou reprezentované válcovou plochou o poloměru R . Na rozdíl od metody popsané v kap.5.4.2. je zkušební vzorek na jedné straně pevně uchycen a druhá strana vzorku se pohybuje rychlostí v . Kriteriem pro vyhodnocení zkoušky je síla $F_{Tažná}$ potřebná pro vytvoření předem zvolené deformace testovaného vzorku. Deformace, která vzniká v kontaktní zóně je podobná té, která nastává při hlubokém tažení na čele tažníku. Nevýhodou tohoto testu je obtížná nastavitelnost kontaktního tlaku a kluzné rychlosti na tažné hraně. Schematické znázornění uvedeného testu je vidět na obr. 5.4.3.1.

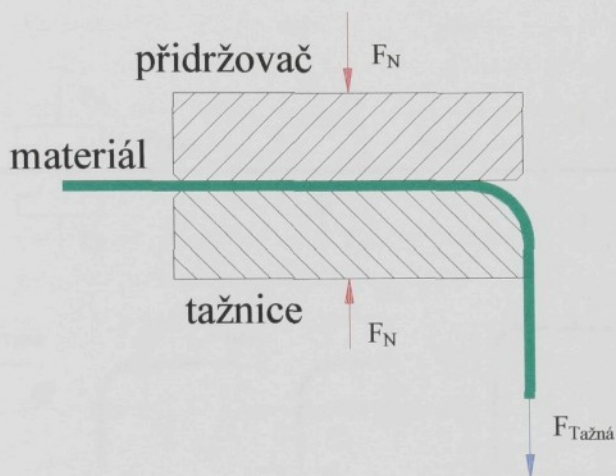


Obr. 5.4.3.1. Modelování vypínání přes tažnou hranu

5.4.4. Modelování tření mezi přidržovačem, tažnicí a tažnou hranou

Tento test a stejně tak i jeho výhody a nevýhody jsou kombinací metod popsaných v kap.5.4.1 a kap.5.4.2.. Hodnotícím kritériem pro tribologické vlastnosti je opět velikost síly potřebné pro protažení pásku $F_{Tažná}$. Schematické znázornění uvedeného testu je vidět na obr.5.4.4.1..

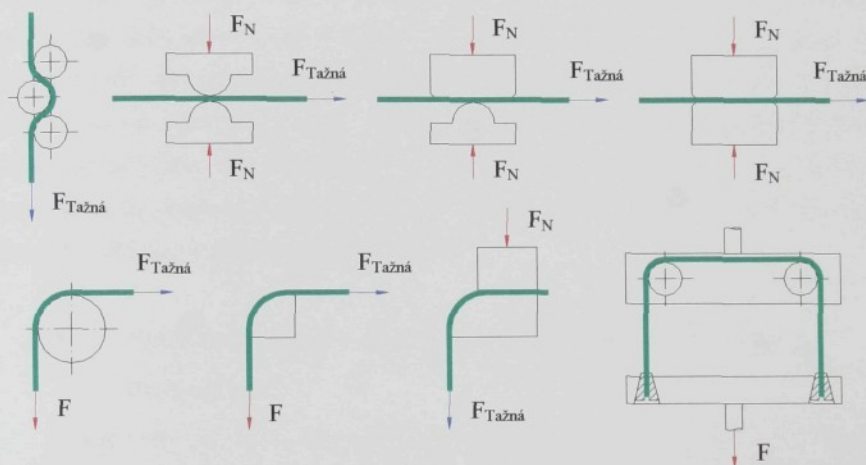
Princip tohoto testu je také používán na katedře strojírenské technologie TU v Liberci a jeho průběh a způsob vyhodnocení bude podrobněji uveden v následujících kapitolách.



Obr.5.4.4.1. Modelování tření mezi přidržovačem, tažnicí a tažnou hranou

5.4.5. Další způsoby tribologických zkoušek

Laboratorních zkoušek pro hodnocení tribologických vlastností testovaných mazadel a substrátů byla vyvinuta celá řada. Ve většině případů se však jedná o zkoušky technologické a výsledky z jednotlivých pracovišť nejsou porovnatelné. Každá ze zkoušek na základě určitých hodnotících kritérií porovnává mezi sebou výsledky jednotlivých zkoušek pro určitou kombinaci testovaný substrát-testované mazivo-technologické podmínky. Příklady některých dalších používaných zkoušek pro hodnocení tribologických vlastností jsou uvedeny, bez dalšího komentáře, na obr.5.4.5.1.



Obr.5.4.5.1. příklady tribologických zkoušek

5.5. MORFOLOGIE POVRCHU PLECHŮ POUŽÍVANÝCH V AUTOMOBILOVÉM PRŮMYSLU

V posledních letech značně vzrostly požadavky spotřebitelů na jakost protikorozní ochrany automobilových karoserií, neboť je známo, že životnost moderního automobilu je do značné míry ovlivněna životností ocelové karoserie. Z tohoto důvodu nacházejí stále větší uplatnění plechy s ochrannými povlaky na bázi zinku. Standardní nízkouhlíkové ocelové plechy se na stavbu karoserie dnes používají jen v malé míře.

Pomineme-li to, že materiál musí splňovat kritéria související s bezporuchovým lisováním (vznik trhlin a tvarových nepřesností), není korozní odolnost materiálů používaných v automobilovém průmyslu jediným omezujícím faktorem. Ukazuje se, že



v podmínkách moderního automobilového průmyslu vytváří vzhled a kvalita laku první a hlavní dojem, kterým automobil působí na zákazníka. Praktické zkušenosti dokázaly, že výsledný efekt lakování do značné míry ovlivňuje morfologie povrchu použitého plechu. Vzhledem k tomu, že morfologie povrchu výrazně ovlivňuje i tribologické podmínky, které mají vliv na rozvoj deformace, je třeba tento vliv dále zkoumat.

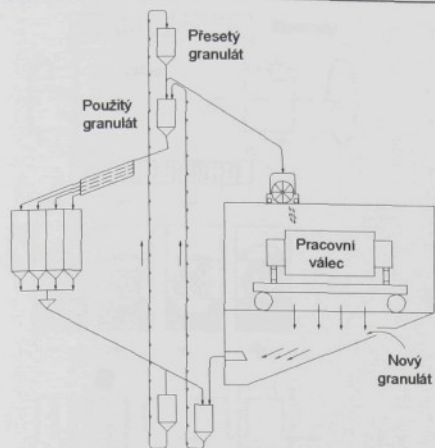
Problematikou vytváření morfologie povrchu plechu určeného na pohledové části karoserie automobilu se zabývají všichni přední světoví výrobci plechů. Vedle dnes již klasického opracování povrchu pracovních válců metodou mechanického otryskávání jemnozrnným granulem (metoda označovaná jako SBT-Shot Blast Texturing) a opracování pomocí elektrojiskrového výboje (metoda označovaná jako EDT-Electric Discharge Texturing) se dnes používají nové moderní způsoby texturování povrchu pracovních válců. K těmto novým metodám patří opracování povrchu pracovního válce pomocí laserového paprsku (metoda označovaná jako LT-Laser Texturing), elektronového paprsku (metoda označovaná jako EBT-Electron Beam Texturing) a opracování prostřednictvím chromování pracovního válce (metoda označovaná jako PRETEX proces). Princip texturování povrchu pracovního válce pro výrobu plechů je uveden dále.

5.5.1. Texturování pracovního válce metodou SBT (Shot Blast Texturing)

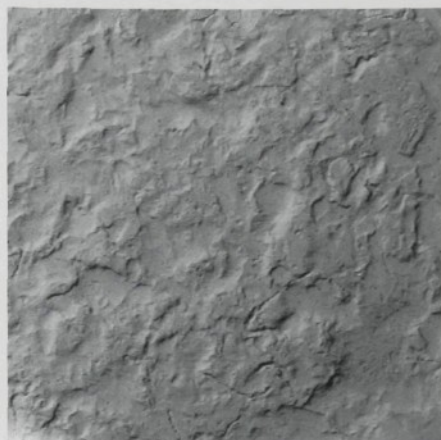
Texturování pracovního válce metodou SBT je založeno na otryskávání pracovního válce jemným granulem. Jemnozrnný granulát je na rotující povrch pracovního válce vrhán lopatkovým kolem. Povrch pracovního válce je přetvářen částečnou plastickou deformací za současného deformačního zpevnění. Výsledkem je charakteristická textura, vyznačující se náhodným rozdělením kráterů.

Drsnost válce může být regulována prostřednictvím obvodové rychlosti tryskacího kola, druhem a velikostí tryskacího granulátu nebo tvrdostí pracovního válce. Povrchy získané touto technologií matování pracovního válce jsou stochastické. Princip výroby válce je vidět na obr.5.5.1.1.

Střední aritmetická drsnost povrchu plechu, který je vyroben válcem s texturou SBT, se pohybuje v rozmezí $R_a = 1,0 \div 6,0 \mu\text{m}$. Charakteristický povrch žárově pozinkovaného plechu získaného touto metodou je vidět na obr.5.5.1.2



Obr.5.5.1.1. Princip texturování pracovního „SBT“ válce metodou SBT

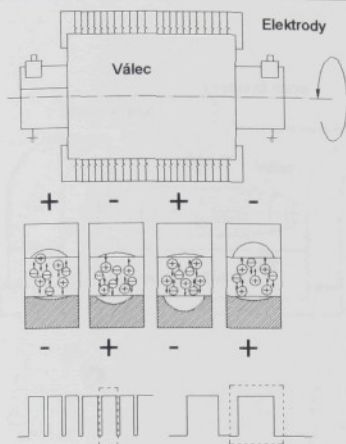


Obr.5.5.1.2 Charakteristický povrch plechu, zvětšeno 250x

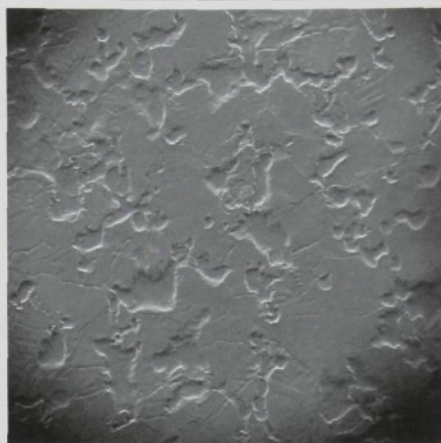
5.5.2. Texturování pracovního válce metodou EDT (Electric Discharge Texturing)

Texturování pracovního válce metodou EDT se uskutečňuje lokálním natavením povrchu válce v dielektrickém prostředí elektrickým výbojem mezi povrchem válce a elektrodou. Při vyjiskřovacím procesu je potřebné nastavit všechny parametry tak, aby byla dosažena maximální efektivita procesu. Drsnost válce lze měnit, bez ohledu na jeho tvrdost, jen velikostí napětí a vzdáleností elektrod. Oproti metodě SBT metoda EDT umožňuje dosáhnout větší počet vrcholů PC a nižší drsnost. Požadované parametry jsou snadněji reprodukovatelné. Povrchy získané touto technologií matování pracovního válce jsou stochastické. Princip výroby válce je vidět na obr.5.5.2.1.

Střední aritmetická drsnost povrchu plechu, který je vyroben válcem s texturou EDT, se pohybuje v rozmezí $R_a = 0,8 \div 10 \mu m$. Charakteristický povrch zároveň pozinkovaného plechu získaného touto metodou je vidět na obr.5.5.2.2..



Obr.5.5.2.1. Princip texturování pracovního válce metodou EDT



Obr.5.5.2.2 Charakteristický „EDT“ povrch plechu, zvětšeno 250x

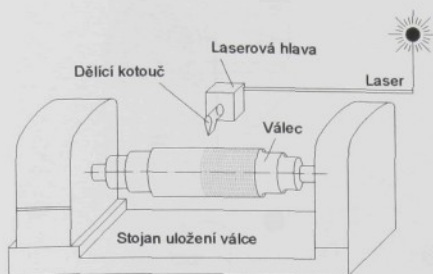
5.5.3. Texturování pracovního válce metodou LT (Laser Texturing)

Texturování povrchu pracovního válce metodou LT se provádí pomocí laserového paprsku. Laserový paprsek natavuje povrch pracovního válce a roztavený kov z kráteru se zachycuje jako obruba okolo kráteru. Pracovní válec rotuje a je pomalu posouván v axiálním směru. Drsnost je regulovaná prostřednictvím energie laserového paprsku, axiálním pohybem a otáčkami dělicího kotouče.

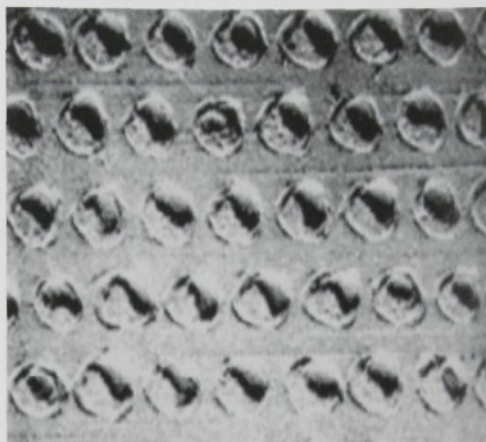
I když povrchy vytvářené touto metodou mají dobré vlastnosti, zkušenosti s touto metodou poukázaly na řadu nedostatků, jako je např. dlouhý čas matování, vysoké náklady, nízká účinnost laserového paprsku, snížená přilnavost obruby kráteru atd.. Z těchto důvodů tato metoda nenašla v praxi širší uplatnění.

Tato technologie umožňuje výrobu (semi)deterministických povrchů. Princip výroby válce je vidět na obr.5.5.3.1.

Střední aritmetická drsnost povrchu plechu, který je vyroben válcem s texturou LT, se pohybuje v rozmezí $R_a = 0,8 \div 10 \mu\text{m}$. Charakteristický povrch pracovního válce texturovaného metodou LT je vidět na obr.5.5.3.2..



Obr.5.5.3.1. Princip texturování pracovního válce metodou LT



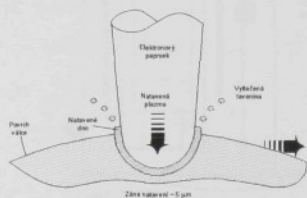
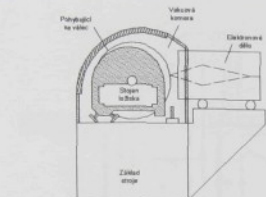
Obr.5.5.3.2 Charakteristický „LT“ povrch pracovního válce, zvětšeno 500x

5.5.4. Texturování pracovního válce metodou EBT (Electron Beam Texturing)

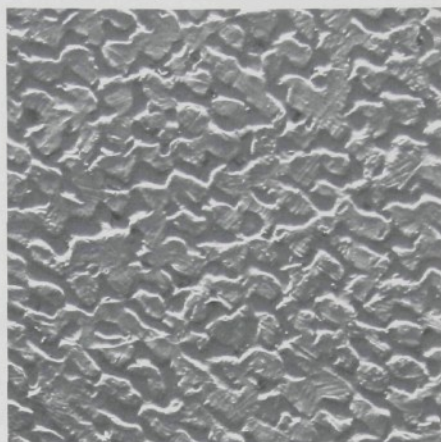
Princip texturování pracovního válce metodou EBT spočívá v natavování povrchu pracovního válce elektronovým paprskem. Proces je realizovaný ve vakuu, díky kterému má okraj kráteru čistý kovový charakter bez přítomnosti oxidů. Je možné regulovat a synchronizovat otáčení válce a frekvenci vystřelujícího elektronového paprsku tak, aby krátery měly rovnoměrné prostorové uspořádání ve všech směrech. U této metody, na rozdíl od jiných (např. LT), je možné zabezpečit pravidelnou geometrii uspořádání kráterů na povrchu válce i na velké vzdálenosti. Takovýto deterministický profil je odolný i vůči velkým smykovým silám při válcování na tandemové trati.

Tato technologie umožňuje výrobu deterministických povrchů. Princip výroby válce je vidět na obr.5.5.4.1.

Střední aritmetická drsnost povrchu plechu, který je vyroben válcem s texturou EBT, se pohybuje v rozmezí $R_a = 0,4 \div 5 \mu\text{m}$. Charakteristický povrch žárově pozinkovaného plechu získaného touto metodou je vidět na obr.5.5.4.2..



Obr.5.5.4.1. Princip texturování pracovního válce metodou EBT



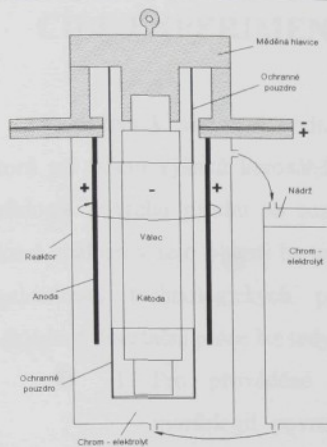
Obr.5.5.4.2 Charakteristický „EBT“ povrch plechu, zvětšeno 250x

5.5.5. Texturování pracovního válce metodou PRETEX (Preussag Texturing)

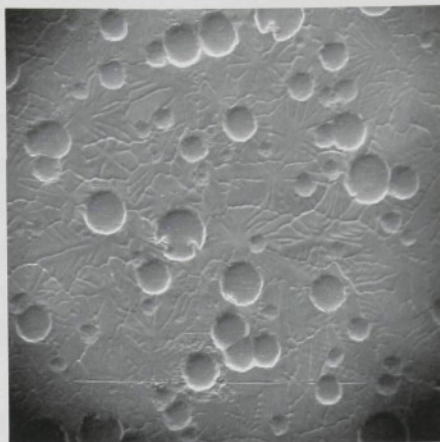
PRETEX proces texturování pracovního válce je založen na elektrolytickém vyloučení chromu na povrchu pracovního válce. Reaktor s náplní chromového elektrolytu tvoří anodovou klec a ionty chromu se vylučují na povrchu pracovního válce v kovové formě.

Tato technologie umožňuje výrobu stochastických povrchů. Princip výroby válce je vidět na obr.5.5.5.1.

Střední aritmetická drsnost povrchu plechu, který je vyroben válcem s texturou PRETEX, se pohybuje v rozmezí $R_a = 0,2 \div 20 \mu\text{m}$. Charakteristický povrch zároveň pozinkovaného plechu získaného touto metodou je vidět na obr.5.5.5.2..



Obr.5.5.4.1. Princip výroby pracovního válece metodou PRETEX



Obr.5.5.4.2 Povrch plechu „PRETEX“, zvětšeno 250x



6. CÍLE EXPERIMENTÁLNÍ ČÁSTI DISERTAČNÍ PRÁCE

Vzhledem k složitosti podmínek tažení a k ne zcela objasněnému působení mnoha faktorů při tažení výlisků karosářského typu, bude pozornost této práce zaměřena na vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace při tažení výlisků nepravidelných tvarů. Získané znalosti v této oblasti by měly vést k optimalizaci volby zpracovávaného materiálu a k optimalizaci technologických podmínek procesu tažení. Cíle experimentální části předkládané disertační práce lze tedy shrnout do následujících bodů:

1. Pro prováděné experimenty vybrat z dostupných materiálů s různou morfologií povrchu plechu ty materiály, které budou mít co nejmenší odlišnosti mechanických vlastností.
2. Pro vybrané testované materiály zjistit vliv morfologie povrchu plechu na koeficient tření při použití jednoduché laboratorní zkoušky.
3. U testovaných materiálů zjistit vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace při tažení výlisku jednoduchého tvaru.
4. Výsledky experimentu ověřit při lisování reálného výlisku karosářského typu (páté dveře Škoda Fabia Combi).
5. Ověření možnosti použití experimentálně zjištěných dat pro simulaci procesu tažení.

Řešení a diskuse jednotlivých bodů disertační práce jsou uvedeny v následujících kapitolách.



7. VOLBA MATERIÁLŮ PRO PROVÁDĚNÍ EXPERIMENTY

Jak již bylo uvedeno v kapitole 5.5. existují různé způsoby texturování povrchu pracovního válce a s tím související různé textury povrchu vyrobeného plechu. S ohledem na požadavky automobilového průmyslu se dnes v tomto odvětví převážně používají pro výrobu karoserie pozinkované materiály s morfologií povrchu EDT, EBT a PRETEX (viz. kap.5.5.). Materiály s morfologií povrchu plechu označované jako SBT se vzhledem k horší kvalitě laku používají pro pohledové části karoserie v omezené míře. Metoda texturování pracovního válce pomocí laseru (Laser Texturing) nenašla pro svoji náročnost širšího uplatnění a plechy vyrobené těmito válci se prakticky nepoužívají.

Pro plánované experimenty a praktické ověření výsledků experimentu v praxi byl zvolen žárově pozinkovaný plech St 06 Z 100 MBO o jmenovité tloušťce 0,8 mm. Tento materiál se v současné době používá pro výrobu pátých dveří Škoda Fabia Combi.

Vzhledem k tomu, že jednotlivé typy materiálů s různou morfologií povrchu plechu nevyrábí jeden výrobce, ukázal se výběr vhodného materiálu pro experiment jako velmi problematický a trvalo několik týdnů, než byly nalezeny vhodné materiály. Pro experimentální část předkládané disertační práce byly vybrány tyto materiály:

1. St 06 Z 100 MBO (označení dle VW 501 11)
DX 54 D+Z100 MBO (označení dle EN 10 142)
výrobce Salzgitter AG (Salzgitter Stahl GmbH)
morfologie povrchu PRETEX
jmenovitá tloušťka 0,8 mm (tolerance rozměrů dle EN 10 143)
skutečná tloušťka 0,77 mm
v textu dále označován jako Salzgitter PRETEX
2. St 06 Z 100 MBO (označení dle VW 501 11)
DX 54 D+Z100 MBO (označení dle EN 10 142)
výrobce ARCELOR S.A. Group (Sollac Steel)
morfologie povrchu EDT
jmenovitá tloušťka 0,8 mm (tolerance rozměrů dle EN 10 143)
skutečná tloušťka 0,8 mm
v textu dále označován jako Sollac EDT



3. St 06 Z 100 MBO (označení dle VW 501 11)

DX 54 D+Z100 MBO (označení dle EN 10 142)

výrobce Voest Alpine Eurostahl GmbH

morfologie povrchu EBT

jmenovitá tloušťka 0,8 mm (tolerance rozměrů dle EN 10 143)

skutečná tloušťka 0,78 mm

v textu dále označován jako Voest EBT

Hodnocení mechanických vlastností a kvality povrchu testovaných plechů je uvedeno v následujících kapitolách.



8. CHARAKTERISTIKA MATERIÁLŮ POUŽITÝCH PRO EXPERIMENTY

8.1. ZJIŠTĚNÍ MECHANICKÝCH HODNOT TESTOVANÝCH MATERIÁLŮ

8.1.1. Statická zkouška tahem

Základní materiálové charakteristiky testovaných materiálů byly stanoveny zkouškou tahem. Zkušební tyče byly odebrány ve směrech 0°, 45°, 90° vůči směru válcování. Pro testované materiály jsou hodnoty materiálových charakteristik vždy stanoveny ze souboru 8 vzorků.

Tvar a rozměry zkušebních tyčí jsou v souladu s EN 10002-1. Zkušební vzorky byly zhotoveny frézováním a následným broušením na konečný rozměr vzorku. Rovněž metodika provedení zkoušky je v souladu s výše uvedenou normou EN 10002-1.

Zkouška tahem byla provedena na stroji TIRAtest 2300 s použitím vyhodnocení naměřených dat pomocí software Labtest 4.01, který vyhodnocuje všechny základní mechanické hodnoty testovaného materiálu ($R_{p0,2}$, R_m , A_{80} , A_g). Součinitel normálové anizotropie r byl stanoven v souladu s EN 10130:1991 při hodnotě deformace $\varepsilon = 20\%$. Stanovení exponentu deformačního zpevnění n a míry přetvárné pevnosti C bylo provedeno dle:

➤ EN 10130:1991 v intervalu deformací $\varepsilon = 10\%$ až 20%

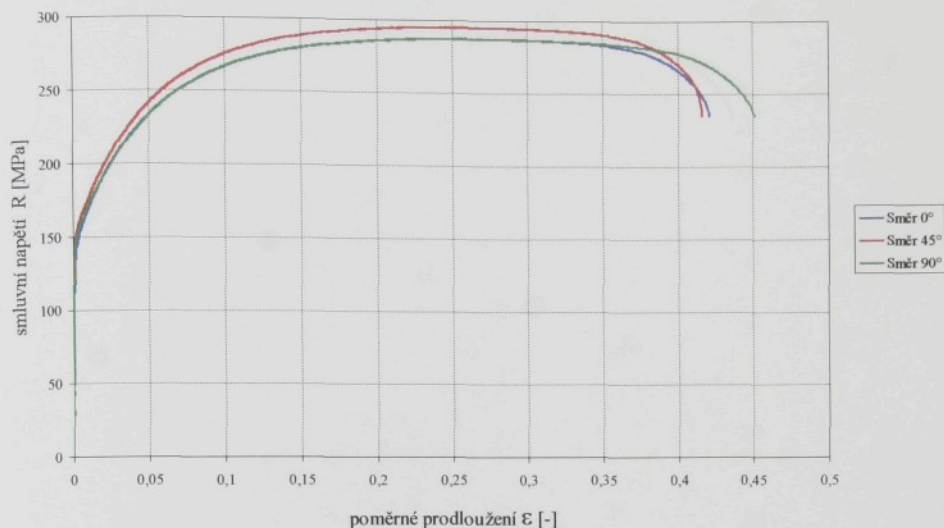
➤ ČSN 420436 v intervalu deformací $\varepsilon = 5\%$ až A_g .

Hodnoty materiálových charakteristik zjištěné výše popsaným způsobem byly pro jednotlivé materiály zpracovány do tabulek Tab.1 až Tab.6, kde jsou uvedeny střední hodnoty sledovaných charakteristik (výběrové průměry) a směrodatné odchylky výběru s . V tabulkách je dále pro jednotlivé charakteristiky uvedena i hodnota směrově střední daná vztahem (190),

$$x_s = \frac{(x_0 + 2x_{45} + x_{90})}{4} \quad (190)$$

Pracovní diagramy ze statické zkoušky tahem testovaných materiálů jsou zachyceny na obr.8.1.1.1. až obr.8.1.1.3..

Protokoly ze statické zkoušky tahem jsou uvedeny v příloze P1 až P9. Veškeré soubory v elektronické formě související s výpočtem jednotlivých materiálových charakteristik jsou uloženy na přiloženém CD.



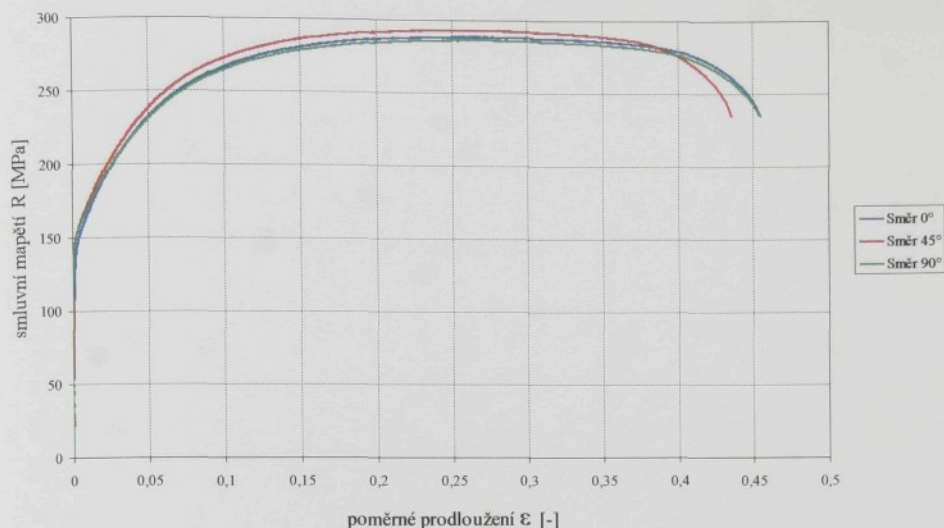
Obr. 8.1.1.1. Diagram statické zkoušky tahem pro materiál Salzgitter PRETEX.

Tabulka 1. Tabulka mechanických hodnot materiálu Salzgitter PRETEX tl. 0,77 mm

směr	Rp0,2 [MPa]	Rm [MPa]	A80 [%]	Ag [%]	r [-]
	s	s	s	s	s
0°	150,19 1,01	287,94 1,10	42,11 1,21	25,48 0,78	1,9440 0,01173
45°	157,12 0,72	295,45 0,39	41,61 0,66	24,70 0,55	1,7301 0,01015
90°	153,98 0,81	287,29 0,27	45,11 0,54	25,41 0,63	2,4099 0,02625
x _s	154,6	291,53	42,61	25,07	1,9535

Tabulka 2. Exponenty deformačního zpevnění n a míry přetvárné pevnosti C
mat. Salzgitter PRETEX tl. 0,77 mm

směr	dle EN 10130:1991			dle ČSN 420436		
	n [-]	C [MPa]	ϕ_0 [-]	n [-]	C [MPa]	ϕ_0 [-]
	s	s	s	s	s	s
0°	0,2373 0,00567	514,79 3,463	0,003615 0,000422	0,2464 0,00474	523,03 2,647	0,004374 0,000376
45°	0,2308 0,00069	523,38 0,665	0,003492 0,000092	0,2414 0,00104	533,33 0,689	0,004384 0,000091
90°	0,2348 0,00173	511,99 1,756	0,004043 0,000086	0,2450 0,00229	521,2 2,29	0,004959 0,000115
x _s	0,2334	518,39	0,003661	0,2436	527,72	0,004525



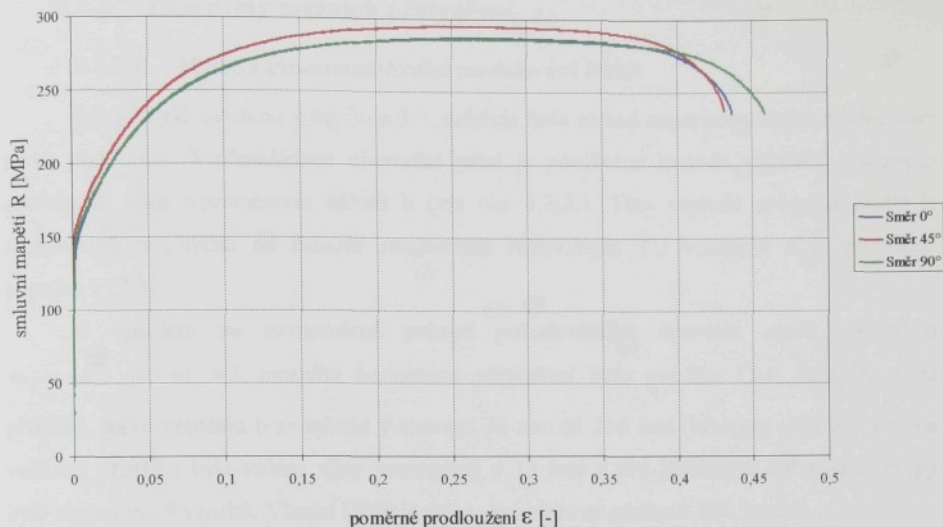
Obr. 8.1.1.2 Diagram statické zkoušky tahem pro materiál Sollac EDT.

Tabulka 3. Tabulka mechanických hodnot materiálu Sollac EDT tl. 0,8 mm

směr	Rp0,2 [MPa]	Rm [MPa]	A80 [%]	Ag [%]	r [-]
	s	s	s	s	s
0°	147,19 0,37	288,90 0,46	45,59 0,65	25,93 0,45	1,8744 0,01852
45°	155,17 2,1	295,56 2,15	43,61 0,53	25,34 0,49	1,6771 0,02232
90°	151,80 1,28	285,80 0,61	45,38 0,54	26,21 0,70	2,3132 0,02572
x _s	152,33	291,46	44,55	25,71	1,8855

Tabulka 4. Exponenty deformačního zpevnění **n** a míry přetvárné pevnosti **C**
mat. Sollac EDT tl. 0,8 mm

směr	dle EN 10130:1991			dle ČSN 420436		
	n [-]	C [MPa]	φ ₀ [-]	n [-]	C [MPa]	φ ₀ [-]
	s	s	s	s	s	s
0°	0,2448 0,00160	522,26 0,960	0,00371 0,000128	0,2541 0,00217	530,7 1,461	0,00448 0,000182
45°	0,2349 0,00233	526,62 2,336	0,003548 0,000109	0,2449 0,00259	536,0 2,202	0,004391 0,000118
90°	0,2417 0,00198	514,25 0,496	0,004477 0,000057	0,2508 0,00182	522,30 0,355	0,005301 0,000062
x _s	0,2391	522,44	0,003821	0,2487	531,25	0,004641



Obr. 8.1.1.3. Diagram statické zkoušky tahem pro materiál Voest EBT.

Tabulka 5. Tabulka mechanických hodnot materiálu Voest EBT tl. 0,78 mm

směr	Rp0,2 [MPa]	Rm [MPa]	A80 [%]	Ag [%]	r [-]
	s	s	s	s	s
0°	149,43 0,98	287,07 1,13	43,83 1,27	26,52 0,82	1,9761 0,0283
45°	156,23 0,67	294,57 0,41	43,31 0,69	25,71 0,59	1,7886 0,02167
90°	153,46 0,80	286,43 0,29	45,83 0,58	25,82 0,56	2,3586 0,01097
x _s	153,84	290,66	44,07	25,94	1,9780

Tabulka 6. Exponenty deformačního zpevnění **n** a míry přetvárné pevnosti **C**
mat. Voest EBT tl. 0,78 mm

směr	dle EN 10130:1991			dle ČSN 420436		
	n [-]	C [MPa]	φ ₀ [-]	n [-]	C [MPa]	φ ₀ [-]
	s	s	s	s	s	s
0°	0,2439 0,00572	518,11 3,418	0,004167 0,000445	0,2518 0,00477	525,04 2,567	0,004861 0,00039
45°	0,2376 0,00079	526,98 0,929	0,004044 0,00011	0,2469 0,00103	535,47 0,774	0,004862 0,000106
90°	0,2375 0,00191	512,47 1,849	0,004291 0,000089	0,2472 0,00247	521,09 2,426	0,005178 0,000125
x _s	0,2392	521,14	0,004137	0,2482	529,27	0,004941

8.1.2. Diagramy mezních přetvoření

8.1.2.1. Metoda experimentálního modelování DMP

Jak již bylo uvedeno v kapitole 3.3. existuje řada metod experimentálního modelování stavů přetvoření. V předkládané disertační práci je používána metoda vypínání tvarových zkušebních těles s proměnnou šířkou b (viz obr 3.3.2.). Tato metoda určování DMP je dlouhodobě používána na katedře strojírenské technologie TU v Liberci a je podrobně popsána v [2,3].

S ohledem na rovnoměrné pokrytí požadovaného intervalu stavů přetvoření $m_\varphi = -0,5$ až $m_\varphi = 1$ mezními hodnotami přetvoření bylo použito 13-ti různých tvarů přístřihů. Šířka přístřihu b se měnila v rozmezí 30 mm až 210 mm (kruhový přístřih). Změna velikosti přístřihu byla volena vždy konstantně o 15 mm a pro jednotlivé deformační stopy bylo zhotoveno 8 vzorků. Vlastní DMP je pak tedy získán ze souboru 104 vzorků.

Zkušební zařízení pro vypínání tvarových zkušebních těles se skládá ze speciálního nástroje umístěného na hydraulickém dvojčinném lisu CBA 300, kde nástřihy pevně sevřené v oblasti příruby jsou vypínány polokulovým tažníkem o průměru 100 mm. Ke sledování procesu plastického přetvoření slouží uzavřený televizní okruh. Kriterialem pro ukončení zkoušky je vznik trhliny na testovaném vzorku.

Výběr elementů deformační sítě, které byly použity pro zhotovení DMP a odpovídají přijaté definici mezního stavu, je popsán v kapitole 3.3..

Orientace použitých vzorků pro zhotovení DMP byla volena tak, aby směr hlavní normální deformace φ_{1k} byl vždy kolmo vůči směru válcování.

8.1.2.2. Vytváření deformační sítě a stanovení hodnot hlavních normálních přetvoření

Základním předpokladem pro získání diagramu mezních přetvoření je optimální zvládnutí metod vytváření a vyhodnocování povrchových deformačních sítí. V současné době existuje řada způsobů vytváření povrchových deformačních sítí, z nichž nejznámější jsou metody: sítotisk, ofsetový tisk, gumostereotypie, rytí, fotografická metoda (pozitivní a negativní), chemické leptání, vyjiskřování, síť vytvořená laserem, elektrochemické (elektrolytické) leptání, apod.. Při výběru metody vytváření deformačních sítí je nutné brát na zřetel určité omezující faktory, jako jsou přesnost sítě, složitost vytváření, dostupnost potřebného zařízení, spolehlivost získaných údajů o velikosti zkoumaného přetvoření.

Využitelnost diagramů mezních přetvoření ve vztahu k analýze přetvoření reálného výlisku předpokládá použití sítě se stejným elementem jak pro výlisek, tak pro zkušební laboratorní tělesa. Tento fakt je důležitý z důvodu existence gradientu přetvoření a výskytu lokálního ztenčení. Čím menší bude parametr sítě, tím větší bude procentuální zastoupení lokálního ztenčení, tím větší bude změřené mezní přetvoření a naopak. Tento fakt je dán tím, že pomocí deformační sítě s elementem určité velikosti nelze změřit přetvoření v bodě, ale lze zjistit pouze „průměrné“ přetvoření v ploše zkoumaného elementu. Tato skutečnost ovlivňuje hlavně velikost většího mezního přetvoření φ_1 . Poměrná chyba měření se zmenšuje naopak s rostoucí velikostí elementu. Pro splnění podmínky rovnoměrnosti přetvoření v jím ohraničené oblasti je zase nezbytné použít elementu co nejmenšího. Parametr sítě je tak dán kompromisem mezi těmito protichůdnými požadavky.

Prakticky nejmenší používaný rozměr elementu deformační sítě v podmínkách lisovny je udáván [2] 2,5 mm. Dále pro snížení vlivu gradientu přetvoření, který u polokulových tvarů je vždy, je doporučován poměr průměru tažníku d k parametru sítě L_0 větší než 40, $d/L_0 \geq 40$ [3]. V případě použití tažníku o průměru 100 mm je pro parametr sítě $L_0=2,5$ mm tato podmínka splněna. Z těchto důvodů byla pro analýzu deformace zvolena deformační síť z překrývajících se kruhových elementů o průměru 2,5 mm.

Nejvyšší přesnosti deformační sítě se dosáhne kombinací negativní fotografické metody s elektrolytickým leptáním. Tento postup je však značně náročný na vybavení, je velmi pracný a lze ho aplikovat jak pro malé, tak i pro velké (s určitými obtížemi) nástřihy. Obojí ovšem v laboratorních podmínkách. Pokud není vyžadována velmi vysoká přesnost deformační sítě, je jednodušší a produktivnější použít pro výrobu deformačních sítí metodu elektrolytického leptání pomocí speciálních textilních sítí s vytvořeným požadovaným obrazem sítě, tzv. šablon. Tento postup je využitelný nejen v laboratoři, ale i v podmínkách lisovny a odpadá tak často složitá manipulace s rozměrnými přístřihy. Zaleptaná síť se nesetře tak snadno jako síť vytvořená barvou (např. síťotisk, gumostereotypie). S ohledem na charakter řešené problematiky byla volena pro výrobu deformačních sítí právě metoda elektrochemického leptání pomocí textilních šablon. Detailní pohled na použitou deformační síť je vidět na obr. 8.1.2.2.1.

Po realizaci plastického přetvoření nástřihu ve zkušebním nástroji jsou kruhové elementy přetvořeny na „elipsy“ s hlavními osami o délkách L_2 (menší rozměr) a L_1 (větší rozměr). Pomocí hodnot L_1 a L_2 vybraného elementu deformační sítě, který vyhovuje zvolené

definici mezního stavu (kapitola 3.3.), jsou spočtena s použitím vztahu (191) hlavní normální (mezní) přetvoření φ_{1k} a φ_{2k} .

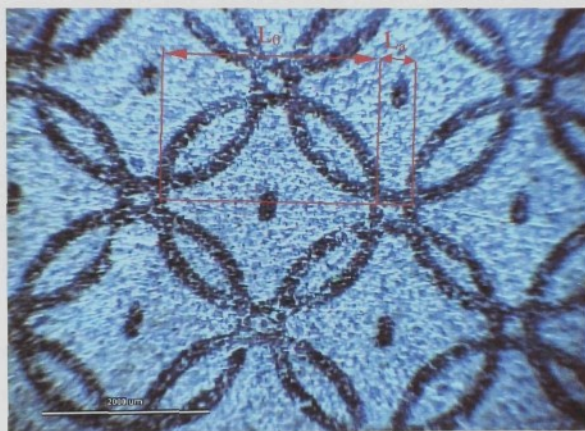
$$\varphi_{2k,1k} = \ln \frac{L_{2,1}}{L_0}, \quad (191)$$

kde L_0 je průměr výchozího elementu

$L_{2,1}$ jsou rozměry hlavních os sledovaného elementu po přetvoření

Vlastní měření rozměrů $L_{2,1}$ se provádělo na upraveném dílenském mikroskopu připojeného k PC. Měřicí pracoviště pro zjištění deformace je vidět v příloze P31.

Velikost vyleptaného elementu deformační sítě o výchozím rozměru L_0 byla určena jako výběrový průměr z 40 náhodně vybraných nedeformovaných elementů sítě. Tímto měřením byla zjištěna počáteční hodnota $L_0 = 2,646$ mm s výběrovou směrodatnou odchylkou $s = 0,0081$ mm.



Obr. 8.1.2.2.1. Detailní pohled na použitou deformační síť

8.1.2.3. Diagramy mezních přetvoření testovaných materiálů

Základní formou diagramů mezních přetvoření (DMP) je pásmo bodů o souřadnicích $[\varphi_{2kj}, \varphi_{1kj}]$ představujících mezní přetvoření, kde φ_{2k} , resp. φ_{1k} jsou definována dle (191) jako logaritmická přetvoření, $j = 1 \dots N$ je počet bodů v pásmu. Toto experimentálně zjištěné pásmo mezních přetvoření (PMP) je pomocí regresní analýzy proloženo křivkou mezních přetvoření. Pro regresi pravé i levé větve DMP byla volena polynomická křivka druhého řádu (192)

$$\varphi_{1kj} = a + b \varphi_{2kj} + c \varphi_{2kj}^2. \quad (192)$$

K posouzení rozptylu hodnot φ_{1k} kolem regresní křivky lze využít reziduální směrodatné odchylky s_R . Při určování křivky mezních přetvoření jako střední hodnoty souboru náhodného výběru (jako dvourozměrný odhad parametru základního souboru) je tato výběrová charakteristika náhodnou veličinou a její odhad (resp. odhad vektoru regresních koeficientů **a**, **b**, **c**) je zatížen příslušnou chybou. Přesnost, s jakou tento odhad odhaduje parametr základního souboru, popisuje konfidenční interval. V případě křivky mezních přetvoření ve tvaru polynomu druhého řádu dle (192), lze střední hodnotu mezní deformace φ_{1kj} očekávat (na hladině významnosti α) v rozmezí

$$\varphi_{1kj} \pm t_{\alpha}(n-p)s_R \sqrt{S}, \quad \text{kde } S = f_j(X^T X)^{-1} f_j^T, \quad (193)$$

kde $t_{\alpha}(n-p)$ je kritická hodnota Studentova rozdělení s $(n-p)$ stupni volnosti,

s_R je reziduální směrodatná odchylka,

f_j je vektor rovný j -tému řádu matice X , která obsahuje funkce nezávisle proměnné φ_{2k} .

Pro praktické účely často postačuje tzv. zjednodušený konfidenční interval ve tvaru

$$\varphi_{1kj} \pm t_{\alpha}(n-p)s_R \sqrt{\frac{1}{N}}, \quad (194)$$

kde N je počet měření. Šířka tohoto intervalu je podél regresní křivky konstantní a odpovídá šířce konfidenčního intervalu stanoveného pro střed (těžiště) příslušné větve regresní křivky. Tento zjednodušený typ konfidenčního intervalu je použit při vyhodnocení DMP zkoumaných materiálů.

Vedle konfidenčního intervalu lze stanovit i oboustranné toleranční meze (toleranční pásmo) dle vztahu

$$\varphi_{1kj} \pm k_1 s_R, \quad (195)$$

kde k_1 je tabelováno v [32] v závislosti na N , P , γ , kde N je počet měření, P je podíl bodů základního souboru zahrnutého do tolerančních mezí s pravděpodobností γ .

Regresní koeficienty **a**, **b**, **c** pro testované materiály (pro levou a pravou větev DMP) jsou uvedeny v tabulce 7.

Diagramy mezních přetvoření představované pásmem experimentálně zjištěných hodnot $[\varphi_{2kj}, \varphi_{1kj}]$ doplněných regresními křivkami mezních přetvoření jsou pro testované materiály uvedeny na obr. 8.1.2.3.1, obr.8.1.2.3.3. a obr.8.1.2.3.5..

DMP představované konfidenčním a tolerančním intervalem jsou pro testované materiály uvedeny na obr. 8.1.2.3.2, obr.6.3.2.3.4. a obr.8.1.2.3.6.. Hladina významnosti pro



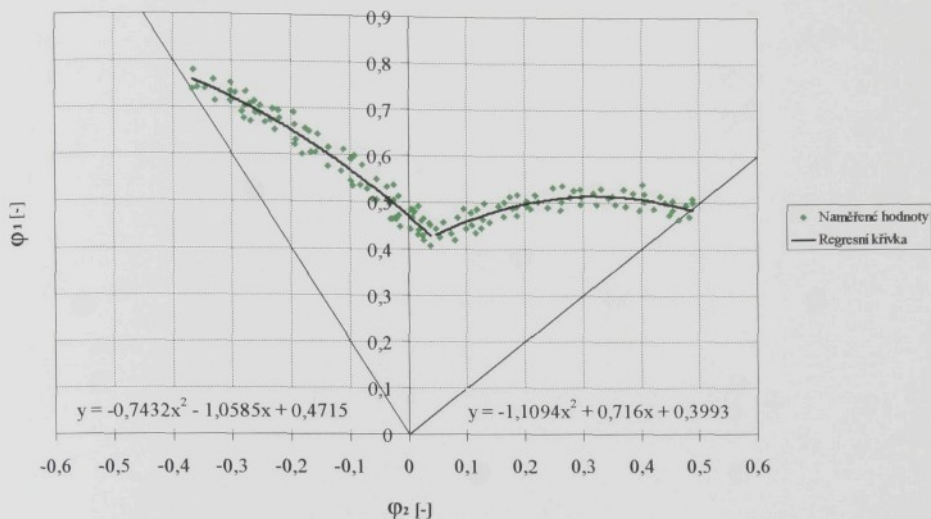
zhotovení konfidenčního intervalu byla volena $\alpha = 5\%$. Pro zhotovení tolerančního intervalu byly voleny parametry $P = 95\%$, $\gamma = 95\%$.

Porovnání diagramů mezních přetvoření testovaných materiálů, které je provedeno pomocí konfidenčních a tolerančních intervalů, je vidět na obrázku

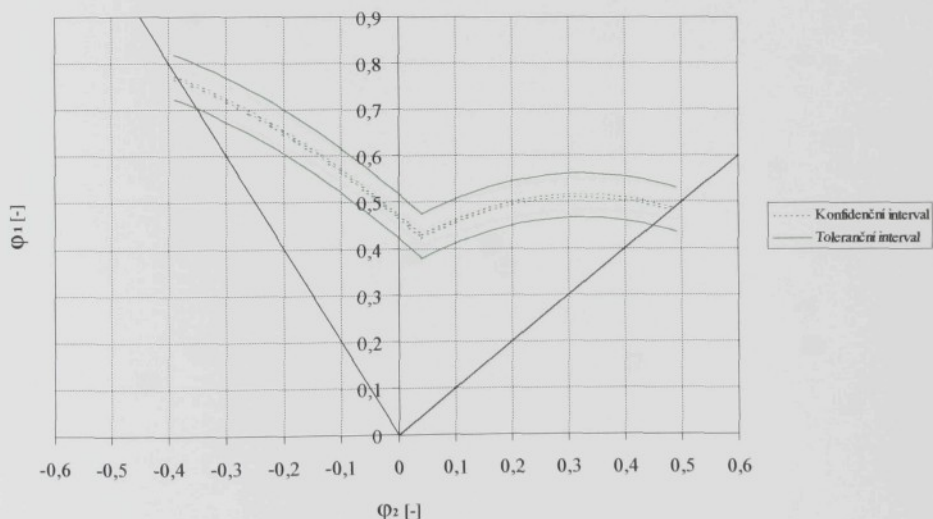
Tabulka 7. Tabulka regresních koeficientů KMP pro testované materiály

Materiál	Levá větev DMP			Pravá větev DMP		
	a	b	c	a	b	c
Salzgitter PRETX	0,4715	-1,0585	-0,7432	0,3993	0,716	-1,1094
Sollac EDT	0,4828	-1,0219	-0,8061	0,4173	0,5963	-0,8995
Voest EBT	0,4746	-1,0891	-0,7656	0,3839	0,844	-1,2855

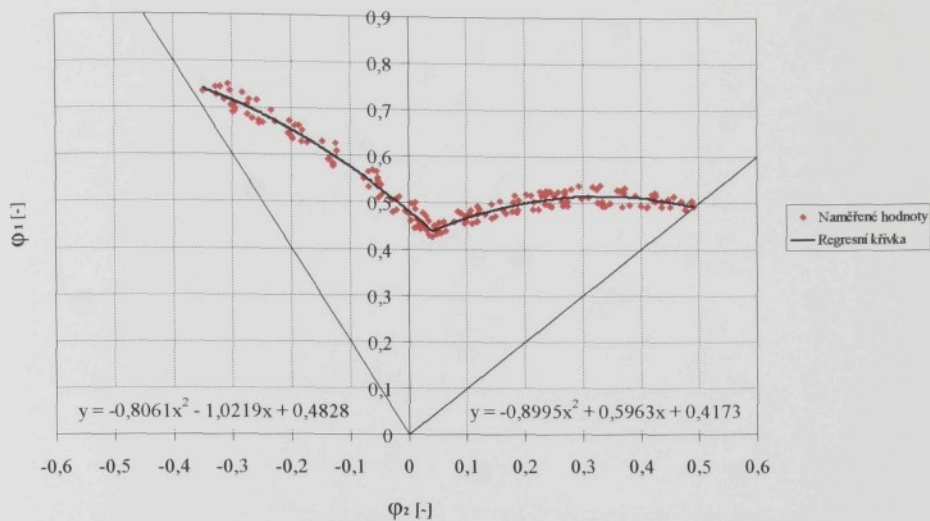
Veškeré soubory v elektronické formě související s výpočtem a konstrukcí diagramů mezních přetvoření pro testované materiály jsou uloženy na přiloženém CD.



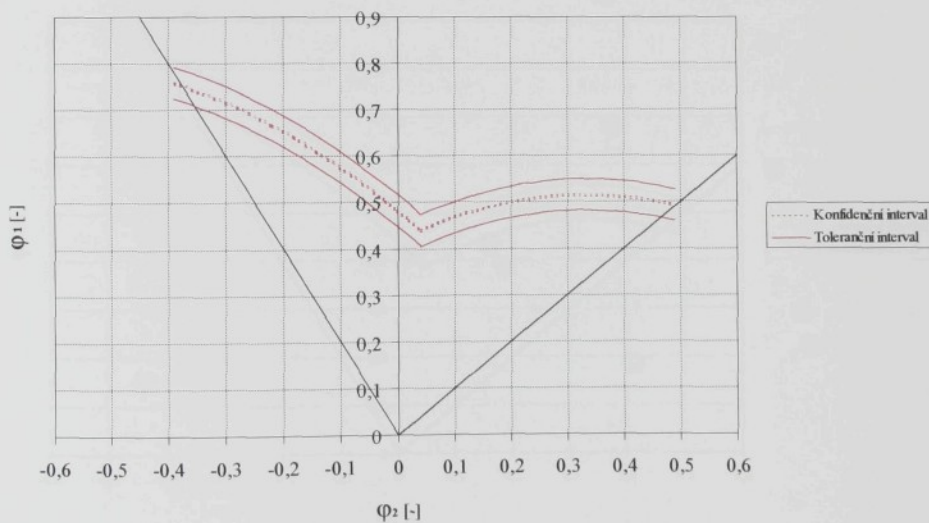
Obr. 8.1.2.3.1. Hodnoty mezních přetvoření s odpovídající KMP, materiál Salzgitter PRETEX



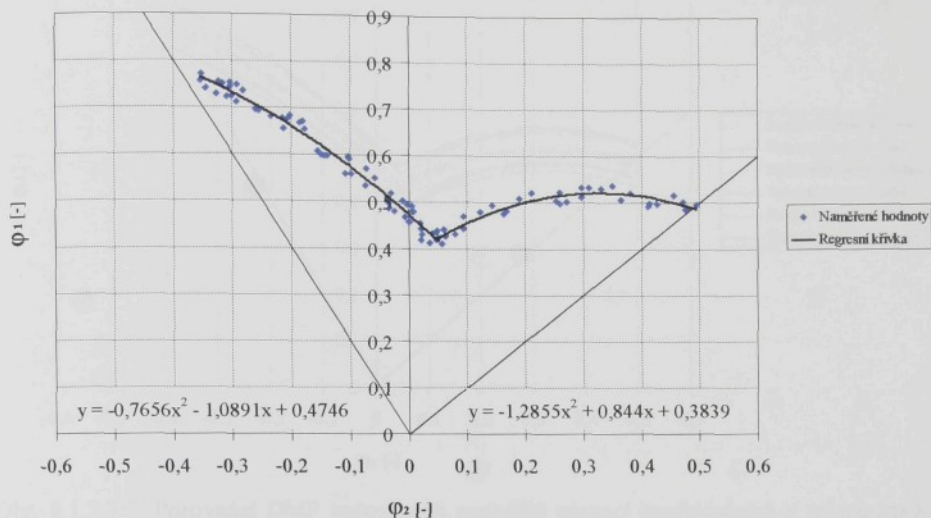
Obr. 8.1.2.3.2. Oboustranné konfidenční a toleranční intervaly pro DMP Salzgitter PRETEX



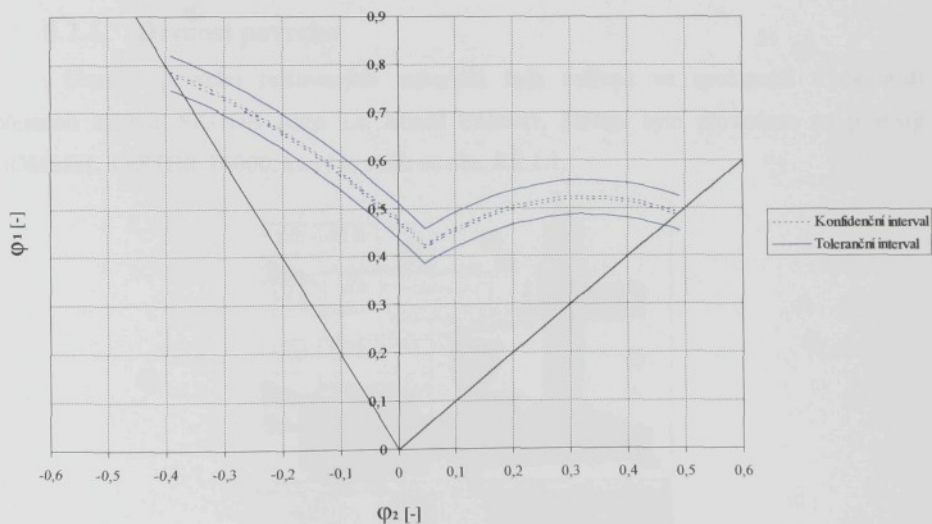
Obr. 8.1.2.3.3. Hodnoty mezních přetvoření s odpovídající KMP, materiál Sollac EDT



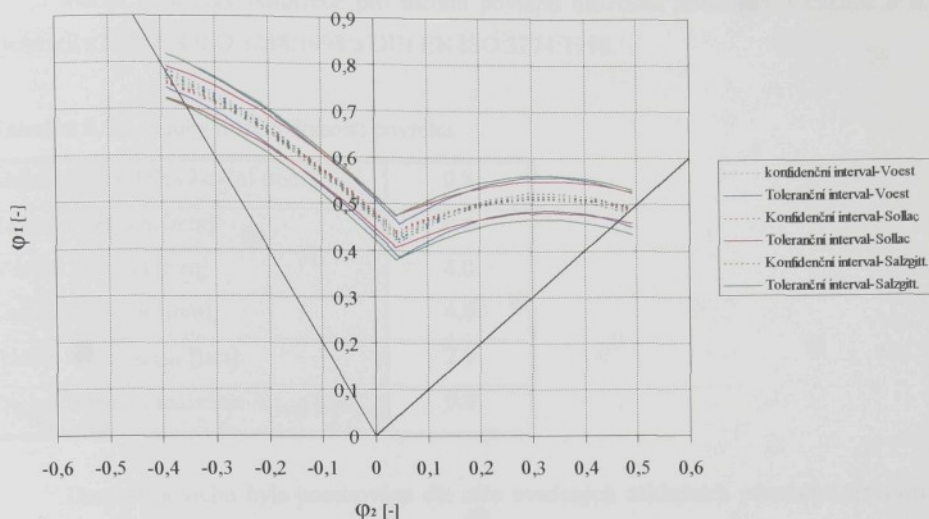
Obr. 8.1.2.3.4. Oboustranné konfidenční a toleranční intervaly pro DMP Sollac EDT



Obr. 8.1.2.3.5. Hodnoty mezních přetvoření s odpovídající KMP, materiál Voest EBT



Obr. 8.1.2.3.6. Oboustranné konfidenční a toleranční intervaly pro DMP Voest EBT



Obr. 8.1.2.3.7. Porovnání DMP testovaných materiálů pomocí konfidenčních a tolerančních intervalů

8.2. MORFOLOGIE POVRCHU PLECHU

8.2.1. Drsnost povrchu

Drsnost povrchu testovaných materiálů byla měřena ve spolupráci s laboratoří přesného měření ŠKODA Auto a.s. Mladá Boleslav. Měření bylo provedeno na přístroji HOMMEL TESTER T6000, který je vidět na obr. 8.2.1.1.



Obr. 8.2.1.1. Drsnoměr HOMMEL TESTER T6000



Měřicí podmínky nastavené pro měření povrchu materiálů jsou vidět v tabulce 8 a vycházejí z DIN EN ISO 4288:1998 a DIN EN ISO 3274:1998.

Tabulka 8. Podmínky měření drsnosti povrchu

Mezní vlnová délka λ_c (lc) [mm]	0.8
Základní délka l_r [mm]	0.8
Měřená délka l_n [mm]	4.0
Celková délka l_t [mm]	4.8
Rádus hrotu $r_{Sp\ max}$ [μm]	2.0
Digitalizovaná vzdálenost Δx_{max} [μm]	0.5

Drsnost povrchu byla posuzována dle níže uvedených základních parametrů drsnosti (viz. kapitola 5.3.):

- P_t -hloubka profilu,
- W_t -hloubka vln,
- R_t -nejvyšší hloubka drsnosti,
- R_z -maximální výška profilu,
- R_a -střední aritmetická hodnota drsnosti,
- RP_c -Počet výstupků.

Pro podrobnější hodnocení morfologie povrchu testovaných materiálů byly pro jednotlivé materiály zjišťovány pomocí tzv. Abbottovy křivky i veličiny materiálového nosného podílu (viz. kapitola 5.3.).

Drsnost byla zjišťována pro obě strany plechu kolmo na směr válcování a měření bylo provedeno pokaždé v deseti náhodně vybraných místech. Parametry drsnosti pro jednotlivé materiály jsou uvedeny v tabulce 9 až 11, kde jsou uvedeny střední hodnoty sledovaných charakteristik (výběrové průměry) a výběrové směrodatné odchylky s .

**Tabulka 9.** Naměřené hodnoty drsnosti pro materiál Salzgitter PRETEX tl. 0,77 mm.

Měřené veličiny	Strana A s	Strana B s
hloubka profilu	7,28	7,31
Pt [μm]	0,027	0,031
hloubka vln	0,89	0,90
Wt [μm]	0,0022	0,0041
nejvyšší hloubka drsnosti	7,10	7,13
Rt [μm]	0,016	0,023
maximální výška profilu	6,46	6,48
Rz [μm]	0,028	0,013
střední aritmetická hodnota drsnosti Ra [μm]	1,13	1,15
	0,013	0,009
počet výstupků	76	79
RPc [cm^{-1}]	1,64	1,79
základní hloubka	2,03	2,06
Rk [μm]	0,012	0,017
redukováná výška špiček	0,45	0,46
Rpk [μm]	0,0032	0,0041
R [*] pk [μm]	0,74	0,72
	0,0064	0,0051
redukováná hloubka rýh	2,82	2,80
Rvk [μm]	0,028	0,036
R [*] vk [μm]	4,39	4,36
	0,041	0,034
Podíl materiálu nad profilem jádra Mr1 [%]	6,7	6,5
	0,25	0,16
Podíl materiálu pod profilem drsnosti Mr2 [%]	71,5	71,8
	1,24	0,89

**Tabulka 10.** Naměřené hodnoty drsnosti pro materiál Sollac EDT tl. 0,8 mm.

Měřené veličiny	Strana A	Strana B
	s	s
hloubka profilu	7,56	7,48
Pt [μm]	0,033	0,026
hloubka vln	1,06	1,11
Wt [μm]	0,0037	0,0031
nejvyšší hloubka drsnosti	7,33	7,28
Rt [μm]	0,013	0,025
maximální výška profilu	6,56	6,51
Rz [μm]	0,026	0,019
střední aritmetická hodnota drsnosti Ra [μm]	1,11	1,14
počet výstupků	80	82
RPc [cm^{-1}]	1,03	0,96
základní hloubka	2,04	2,07
Rk [μm]	0,009	0,011
redukovaná výška špiček	0,42	0,46
Rpk [μm]	0,0036	0,0034
R [*] pk [μm]	0,68	0,71
	0,0055	0,0063
redukovaná hloubka rýh	2,88	2,90
Rvk [μm]	0,031	0,038
R [*] vk [μm]	4,49	4,42
	0,041	0,037
Podíl materiálu nad profilem jádra Mr1 [%]	4,3	4,1
	0,34	0,21
Podíl materiálu pod profilem drsnosti Mr2 [%]	72,1	72,4
	0,96	1,02

**Tabulka 11.** Naměřené hodnoty drsnosti pro materiál Voest EBT tl. 0,78 mm.

Měřené veličiny	Strana A s	Strana B s
hloubka profilu	7,39	7,41
Pt [μm]	0,023	0,032
hloubka vln	0,97	1,05
Wt [μm]	0,0013	0,0021
nejvyšší hloubka drsnosti	7,16	7,21
Rt [μm]	0,017	0,019
maximální výška profilu	6,52	6,54
Rz [μm]	0,026	0,019
střední aritmetická hodnota drsnosti Ra [μm]	1,12	1,16
	0,007	0,008
počet výstupků	75	73
RPc [cm^{-1}]	0,54	0,75
základní hloubka	2,02	2,05
Rk [μm]	0,011	0,009
redukována výška špiček	0,44	0,45
Rpk [μm]	0,0029	0,0035
R*pk [μm]	0,72	0,74
	0,0038	0,0046
redukována hloubka rýh	2,79	2,81
Rvk [μm]	0,022	0,027
R*vk [μm]	4,42	4,46
	0,035	0,032
Podíl materiálu nad profilem jádra Mr1 [%]	4,1	3,9
	0,23	0,25
Podíl materiálu pod profilem drsnosti Mr2 [%]	72,9	72,4
	0,83	0,91

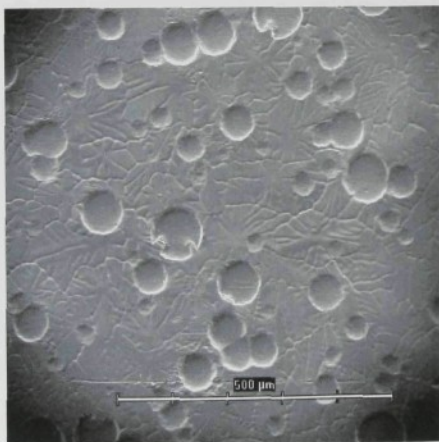
8.2.2. Snímky povrchu materiálu

Pro hodnocení povrchu plechů z hlediska jejich tribologických vlastností je důležité znát charakter a typ povrchové textury zkoumaných materiálů. Vedle 2D hodnocení pomocí mikogeometrie povrchu (drsnost povrchu), které je z obecného hlediska snadno měřitelné, je třeba si uvědomit, že tento 2D popis povrchu plechu má ke skutečným makrogeometrickým poměrům při lisování poměrně daleko. Z tohoto důvodu byly pořízeny fotografie povrchu zkoumaných plechů pomocí rastrovacího elektronového mikroskopu VEGA TS 5130, který je vidět na obr. 8.2.2.1..

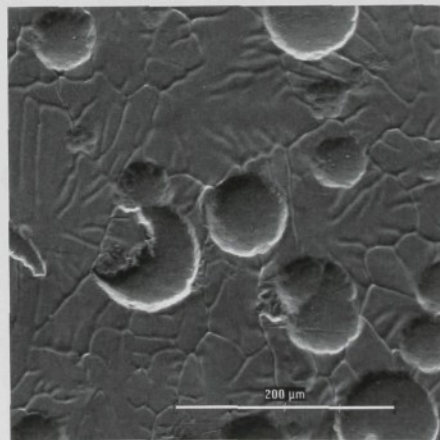


Obr. 8.2.2.1. Rastrovací elektronový mikroskop VEGA TS 5130

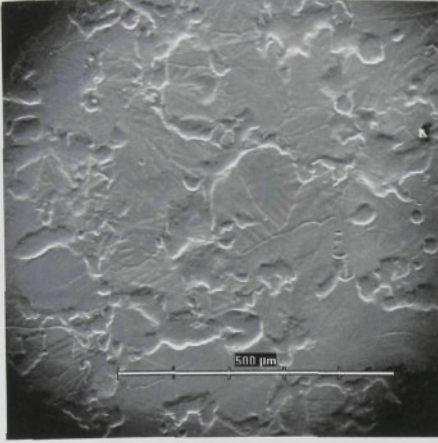
Fotografie povrchů pro jednotlivé materiály jsou vidět na obr. 8.2.2.2. až 8.2.2.7..



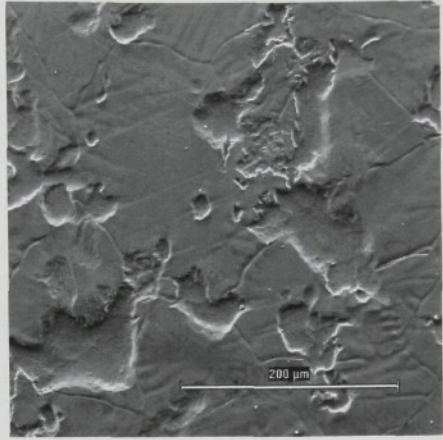
Obr.8.2.2.2. Fotografie povrchu materiálu Salzgitter PRETEX, zvětšeno 250x



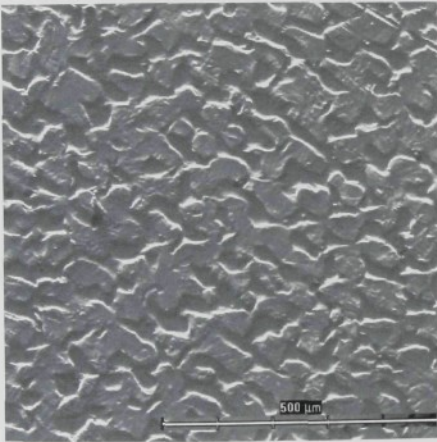
Obr.8.2.2.3. Fotografie povrchu materiálu Salzgitter PRETEX, zvětšeno 500x



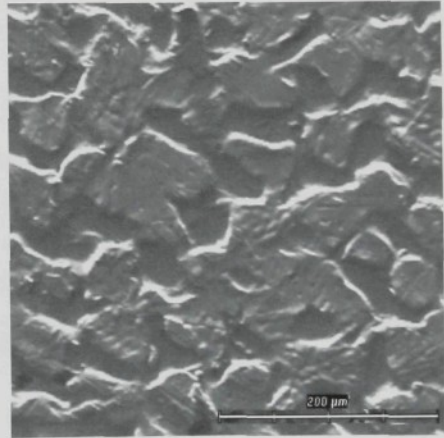
Obr.8.2.2.4. Fotografie povrchu materiálu
Sollac EDT, zvětšeno 250x



Obr.8.2.2.5. Fotografie povrchu materiálu
Sollac EDT, zvětšeno 500x



Obr.8.2.2.6. Fotografie povrchu materiálu
Voest EBT, zvětšeno 250x



Obr.8.2.2.7. Fotografie povrchu materiálu
Voest EBT, zvětšeno 500x

8.3. DÍLČÍ ZÁVĚRY

Pro objektivní posouzení vlivu morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace při tažení výlisků je nutné, aby posuzované materiály měly v co největší míře shodné mechanické vlastnosti. Z hlediska posouzení vlivu různého texturování pracovního válce je dále nutné, aby materiály měly pokud možno stejnou drsnost povrchu. Vzhledem k tomu, že výrobci plechů pro automobilový průmysl nepoužívají všechny známé způsoby texturování pracovního válce, ale ve většině případů pouze jednoho z nich, je velmi problematické nalézt materiály, které splňují všechny výše popsané parametry. Výběr materiálu pro plánované experimenty se tak ukázal velmi komplikovaný a před vlastním měřením bylo nutno udělat značné množství časově náročných „předtestů“ pro nalezení vhodných materiálů pro vlastní experimenty.

Pomocí statistické analýzy vektoru středních hodnot a analýzy rozptylu jednotlivých sledovaných charakteristik mechanických vlastností bylo na hladině významnosti 5% zjištěno, že materiály vybrané pro experiment se navzájem statisticky liší. Vzhledem k tomu, že výsledky zkoumaných charakteristik (mechanických vlastností) se uvnitř jednotlivých úrovní liší jen minimálně, byl tento fakt očekáván. Z hlediska technické praxe je však absolutní rozdíl sledovaných charakteristik (kromě tažnosti materiálu A80, Ag) testovaných materiálů minimální. Při procentuálním porovnání mechanických hodnot jednotlivých materiálů je brána za základ vždy nejvyšší průměrná hodnota sledované charakteristiky a k této hodnotě jsou vztaženy ostatní materiály. Z tohoto porovnání ($R_{p0,2}$, R_m , C , n , r) je patrný minimální rozdíl mezi jednotlivými materiály, který nepřesahuje 2%. Materiál Salzgitter PRETEX vykazuje nižší tažnost A80 a Ag než oba zbývající materiály. Předpokládaná deformace u plánovaných experimentů by však neměla přesáhnout 25% a proto by neměla tato skutečnost významně ovlivnit výsledky dále prováděných experimentů.

Pomocí statistické analýzy vektoru středních hodnot a analýzy rozptylu při posuzování shodnosti morfologie povrchu zkoumaných materiálů bylo na hladině významnosti 5% zjištěno, že lze přijmout hypotézu o rovnosti vektoru středních hodnot jednotlivých parametrů drsnosti. Z hlediska drsnosti lze tedy materiály považovat za shodné.

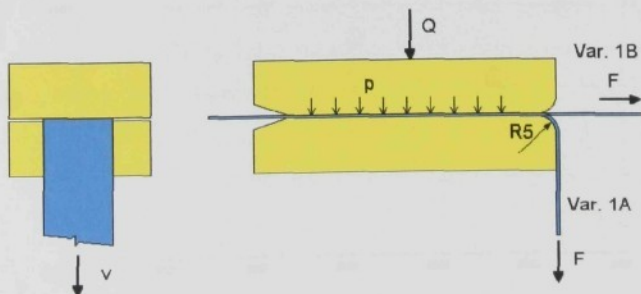
Na první pohled zcela zřejmě odlišnosti ve způsobu texturování povrchu plechu jsou vidět na fotografiích znázorněných v kap.8.2.2.. Ve všech případech jde o typickou morfologii povrchu plechu odpovídající různému způsobu texturování pracovního válce (viz. kapitola 5.5.).

9. EXPERIMENTÁLNÍ ZJIŠTĚNÍ KOEFICIENTU TŘENÍ

Cílem této části disertační práce bylo stanovit pro testované materiály závislost koeficientu tření μ na velikosti kontaktního tlaku p při dané rychlosti posuvu v zkoumaného materiálu.

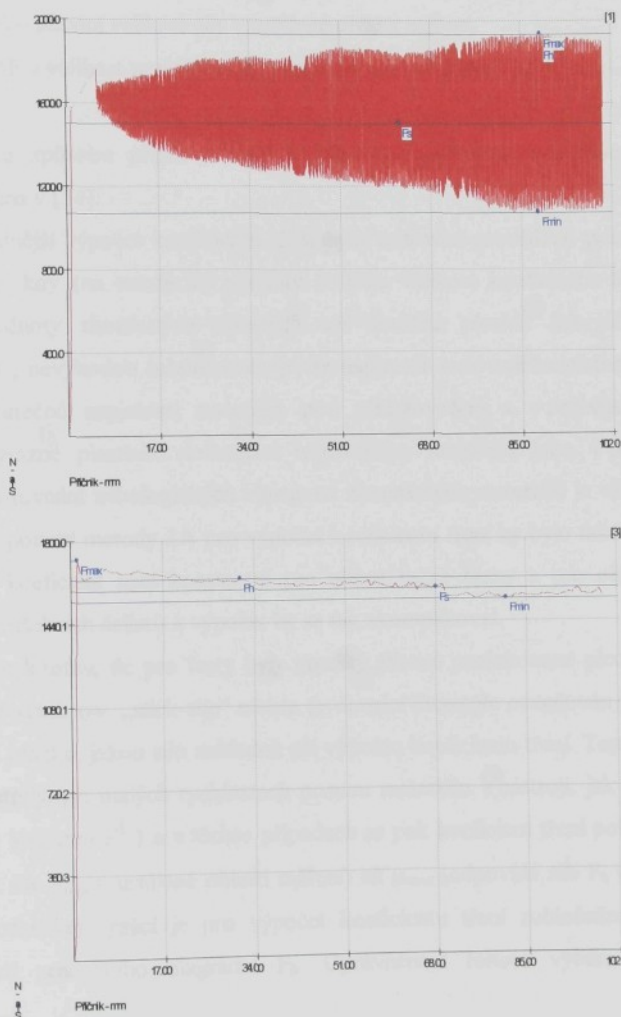
9.1. METODIKA MĚŘENÍ

Pro hodnocení morfologie povrchu plechu, konzervačních a technologických mazadel bylo na katedře strojírenské technologie Technické univerzity v Liberci ve spolupráci s ŠKODA AUTO a.s. Mladá Boleslav vyvinuto zkušební zařízení, které je konstruováno jako přídavné zařízení na trhací zařízení TIRATEST 2300. Konstrukce zkušební přípravku vychází z metod měření popsaných v kapitole 5.4.1. a 5.4.2.. Funkčními částmi zařízení jsou dvě výměnné čelisti z materiálu GGG70L (případně ČSN 19312) používaného na výrobu nástrojů pro tažení výlisků karosářského typu. Jedna čelist je pevná a druhou lze ovládat pomocí hydraulického systému, který umožňuje vyvození požadovaného kontaktního tlaku při vlastním tribologickém testu. Zkoumaný materiál (pásek plechu) o šířce 20 mm je protahován konstantní rychlostí mezi čelistmi zkušební přípravku. Velikost kontaktní plochy je dána šířkou pásku (20 mm) a délkou funkční části čelistí (76 mm). Rychlost posuvu v lze měnit s ohledem na trhací stroj Tiratest 2300/1 v rozsahu $v = 0$ až 10 mm s^{-1} . Protahovaná délka pásku je 100 mm a tato měřená vzdálenost odpovídá kritériím Škoda Auto a.s. ze dne 30.10. 2000. Konstrukce přípravku umožňuje modelovat podmínky v oblasti tažné hrany tažnice (varianta 1A) a v oblasti přidržovače (varianta 1B). Funkční část zkušební přípravku a princip zkoušky je patrný z obr.9.1.1.. Uspořádání pracoviště je vidět v příloze P31.2.



Obr. 9.1.1. Funkční část zkušební přípravku a princip zkoušky pro zjištění koeficientu tření

Výsledkem měření je diagram závislosti síla – posuv, který slouží jako podklad pro vyhodnocení tribologických vlastností soustavy testované mazivo-testovaný substrát-nástroj, případně pro zjištění koeficientu tření. Na obr. 9.1.2. je vidět typický pracovní diagram zkoušky protahování pásu při rychlosti 1 mm s^{-1} (znázorněno nahoře) a při rychlosti 10 mm s^{-1} (znázorněno dole).



Obr.9.1.2. Typické průběhy pracovních diagramů zkoušky protahování pásu při rychlosti posuvu $v=1 \text{ mm s}^{-1}$ (nahore) a při $v=10 \text{ mm s}^{-1}$ (dole)



Při hodnocení vlastností mazadel a testovaných materiálů jsou zohledňovány následující charakteristiky (viz obr. 9.1.2.):

- $F_{\max}$ – maximální velikost síly, které bylo dosaženo při zkoušce,
- F_h – maximální velikost síly, které bylo dosaženo po protažení 30 mm pásku (ustálená část diagramu),
- $F_{\min}$ – minimální velikost síly, které bylo dosaženo po protažení 30 mm pásku (ustálená část diagramu),
- F_s – střední velikost síly v ustálené oblasti měření,
- ΔF – velikost rozkmitu síly v ustálené oblasti měření $\Delta F = F_{\max} - F_{\min}$.

Metodika způsobu přípravy vzorků, vlastního měření a vyhodnocení zkoušky je podrobně popsána v [34].

Pro snadnější výpočet koeficientu tření bylo testování prováděno pouze metodou 1B (viz obr.9.1.1.), kdy (na rozdíl od varianty 1A) na velikost koeficientu tření nemají vliv mechanické hodnoty zkoušených materiálů ani tloušťka plechu. Jak již bylo uvedeno v kapitole 5.4.1., nevýhodou tohoto testu je, že napjatost testovaného materiálu při zkoušce neodpovídá skutečné napjatosti materiálu pod přidržovačem a v průběhu zkoušky také nedochází k výrazné plastické deformaci testovaného materiálu jako v případě reálného lisování. Pro porovnání tribologických vlastností zkoumaných materiálů je však tato zkouška dostačující. Při použití metody 1A pro výpočet koeficientu tření by bylo také nutno zohlednit fakt, že tento koeficient není konstantní pro oblast tažné hrany a pro oblast přidržovače (rovinná část zkušebních čelistí) a výpočet by se tak zkomplikoval.

Vzhledem k tomu, že pro testy byly použity zároveň pozinkované plechy, pro které je charakteristické vznik tzv. „stick-slip“ efektu (v domácí literatuře označován jako zadírání), je třeba si položit otázku, jakou sílu zohlednit při výpočtu koeficientu tření. Tento nepříznivý jev se zvláště uplatňuje při malých rychlostech posuvu materiálu v nástroji, jak je také patrné z obr.9.1.2. (pro $v=1 \text{ mm s}^{-1}$) a v těchto případech se pak koeficient tření pohybuje v rozmezí $\mu_{\min}$ (odpovídá síle $F_{\min}$ v ustálené oblasti měření) až $\mu_{\max}$ (odpovídá síle F_h v ustálené oblasti měření). V předkládané práci je pro výpočet koeficientu tření zohledněna maximální síla v ustálené části pracovního diagramu F_h . Oprávněnost tohoto výběru je diskutována v kapitole 9.5..

Výpočet koeficientu tření při použití zkoušky protahování pásku metodou 1B je pak pro jednotlivé podmínky testu dán vztahem jednoduchým vztahem (196)

$$\mu = \frac{F_h}{2Q}, \quad (196)$$

kde F_h je největší síla, které bylo dosaženo v ustálené části pracovního diagramu (viz obr. 9.1.2.),
 Q je normálová přitlačná síla.

9.2. PODMÍNKY ZKOUŠKY

9.2.1. Rychlost posuvu

Vzhledem k tomu, že zkušební přípravek je konstruován jako přídavné zařízení na trhací zařízení TIRA Test 2300/1, je rozsah rychlostí použitelných pro zkoušku protahováním pásky velmi omezen. Pro test byla volena rychlost posuvu testovaného materiálu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$ a $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$ (maximální rychlost trhacího zařízení). Tyto rychlosti neodpovídají reálným rychlostem posuvu materiálu v nástroji při tažení výlisků karosářského typu (při použití moderních lisů dosahuje tato rychlost hodnoty $v = 500 \text{ mm s}^{-1}$), ale dlouholeté praktické zkušenosti ukázaly, že výsledky měření získané při malých rychlostech posuvu mají poměrně vysokou vypovídací hodnotu a pro posouzení kvality mazadla a použitého materiálu je tato zkouška dostačující.

V současné době probíhá na katedře strojírenské technologie TU v Liberci stavba nového zařízení pro tribologické zkoušky, kde je plánován použitelný rozsah rychlostí pro tuto zkoušku v rozmezí $v = 1$ až 500 mm s^{-1} .

9.2.2. Kontaktní tlak

Kontaktní tlak pro zkoušku protahování pásky byl volen v rozsahu $p=0,5$ až 8 MPa , což je rozsah přídržovacích tlaků, který se běžně používá v praxi. Kontaktní tlak se zvyšoval vždy o hodnotu $0,5 \text{ MPa}$. Maximální kontaktní tlak $p=8 \text{ MPa}$ byl volen s ohledem na maximální přídržovací tlaky používané v automobilovém průmyslu, viz. [35]. Tento kontaktní tlak je také, s ohledem na použité testované materiály, mezním přídržovacím tlakem, kdy nedochází ještě k přetržení zkoumaného vzorku. Pro rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$ je hodnota tohoto mezního tlaku zhruba 1 MPa nižší.

9.2.3. Použité mazadlo

Při zkoumání tribologických vlastností jednotlivých materiálů s různou morfologií povrchu byly použity tyto dva rozdílné typy mazadel používané v ŠKODA Auto a.s. Mladá Boleslav:

1. Prací olej Anticorit AC PL 3802-39LV, výrobce Fuchs-Europe Schmierstoffe GmbH Co. KG.
2. Tažný olej AP 167/22, výrobce Pfänder GmbH & Co.

Stručná charakteristika použitých mazadel je uvedena v tabulce 12. Materiálové listy těchto mazadel jsou uloženy v elektronické formě na přiloženém CD.

Tabulka 12. Stručná charakteristika použitých mazadel

Název oleje	Kinematická viskozita při 40°C [mm^2s^{-1}]	Měrná hmotnost při 15°C [kg m^{-3}]	Bod vzplanutí [°C]
AC PL 3802-39LV	17	890	150
AP 167/22	160	910	>200

Jedním z rozhodujících vlivů pro výrobu kvalitního výlisku je volba použitého maziva a množství maziva naneseného na povrch taženého materiálu. Z hlediska kvality povrchu je při lisování pohledových částí karoserií nezbytně nutné zbavit povrch plechu nečistot a z tohoto důvodu se materiál před vlastním lisováním zbavuje pomocí pracího oleje nečistot. Kvalita pracích olejů je v současné době zpravidla tak vysoká, že prací olej současně slouží jako technologické mazadlo pro vlastní výrobu výlisku. Pro extrémně náročné výlisky, kde prací olej svými mazacími vlastnostmi nevyhovuje, se používá přimazávání tzv. tažným olejem. Výše uvedená, a při testech používaná, maziva jsou typickými představiteli pracích a tažných olejů.

Jak již bylo uvedeno, nezbytnou podmínkou pro výrobu výlisku karosářského typu je přítomnost maziva. Přítomnost maziva na povrchu výlisku však komplikuje následné operace jako jsou svařování, lepení, lakování atd.. Z tohoto důvodu (pomineme-li spotřebu mazadla) je snahou výrobce používat mazadla v co nejmenším množství. Snaha minimalizovat množství mazadla na výlisku tak vede k tomu, že množství nanášeného maziva se pohybuje u pracích olejů v rozmezí 1 až 1,5 g m⁻² a u tažných olejů 2 až 2,5 g m⁻².

S ohledem na praktické podmínky lisování bylo voleno množství pracího oleje při zkoušce protahováním pásku $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$. Prací olej byl nanášen pomocí bavlněné tkaniny a množství oleje bylo kontrolováno na analytických laboratorních vahách.

Vzhledem k tomu že tažné oleje se nanášejí v praxi zcela odlišným způsobem než prací oleje, bylo nutné vyřešit způsob nanášení tažného oleje v laboratorních podmínkách. Tažné oleje se nenanášejí na povrch materiálu samostatně, ale vždy v kombinaci základní prací olej +tažný olej, který je na povrch plechu nanesen nástřikem. Nanesení tažného oleje v laboratorních podmínkách pomocí bavlněné tkaniny se ukázalo jako velmi problematické a z důvodu stírání základní vrstvy pracího oleje bylo od tohoto způsobu nanášení upuštěno.

V rámci řešení předkládané disertační práce proto bylo sestrojeno mazací zařízení pro nanášení technologických maziv na povrch vzorků. Zařízení se skládá z lineárního pneumatického pohonu, nízkotlaké rozprašovací trysky, trysek pro tzv. unášecí vzduch a pneumatického řídicího obvodu. Schéma použitého pneumatického obvodu je znázorněno v příloze P10. Tryska pro rozprašování tažného maziva je shodná s tryskami používanými v ŠKODA Auto a.s.. Výrobce rozprašovací trysky je firma Amtec Kistler GmbH. Dodavatelem ostatních pneumatických zařízení je firma FESTO spol. s r.o..

Lineární pohon zajišťuje pohyb stolu s upnutým vzorkem plechu. Vzorek projíždí olejovou clonou, která vzniká rozprašováním oleje pomocí nízkotlaké stacionární trysky. Množství oleje je regulováno pomocí tlaku oleje, tlaku rozprašovacího (unášecího) vzduchu, velikosti otevření trysky a pomocí rychlosti posuvu vzorku. Pomocí tohoto zařízení lze velmi přesně regulovat množství nanášeného maziva a způsob nanášení odpovídá reálně používanému způsobu nanášení maziva, kdy nedochází k vytvoření souvislé vrstvy tažného oleje, ale olej je rozptýlen na povrchu ve formě malých kapiček. Velikost těchto kapiček je dána nastavením mazacího zařízení. Mazací zařízení je vidět v příloze P11.

S ohledem na praktické podmínky lisování bylo voleno množství tažného oleje nanášeného na základní prací olej $2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$. Množství základního pracího oleje bylo shodné, jako při testování samotného pracího oleje tj. $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$. V tomto případě tedy byly testovány tribologické vlastnosti kombinace prací olej+tažný olej spolu s materiály s různou morfologií povrchu.



9.3. TRIBOLOGICKÁ ZKOUŠKA PROTAHOVÁNÍM PÁSKU

Zkouška probíhala dle metodiky popsané v kapitole 9.1.a podrobně uvedené v [34]. Použité podmínky zkoušky jsou uvedeny v kapitole 9.2.. Koeficient tření μ_l pro jednotlivé kombinace je vypočítán dle vztahu (196). Naměřené hodnoty a výsledky měření jsou prezentovány ve formě přehledných tabulek (tabulka 13 až tabulka 18), kde jsou uvedeny střední hodnoty sledovaných charakteristik (výběrové průměry) a směrodatné odchylky výběru s . Vzhledem k tomu, že koeficient tření μ_l je vypočítán z maximální velikosti síly dosažené v ustáleném stavu F_h , jsou v tabulkách v následujícím textu prezentovány pouze hodnoty této síly. Střední hodnoty (výběrové průměry) dalších měřených veličin F_{max} , F_{min} , F_s a ΔF jsou pro jednotlivé podmínky testu uvedeny v příloze P12 až P29.

Průměrná hodnota sledované charakteristiky pro každou jednotlivou kombinaci nastavení vstupních parametrů testu byla stanovena vždy ze souboru 8 měřených vzorků. Při změně nastavení vstupních parametrů se tak jedná o 1488 zkoušek (3 testované materiály s různou morfologií, 16 různých kontaktních tlaků, 2 rychlosti posuvu materiálu, 2 maziva). Z tohoto důvodu jsou výsledky jednotlivých zkoušek prezentovány pouze formou uložených souborů Microsoft Excel na příloženém CD.

Z naměřených a vypočítaných hodnot byly pro jednotlivé materiály sestrojeny závislosti koeficientu tření μ_l na velikosti kontaktního tlaku pro danou rychlost posuvu sledovaného vzorku. Hledaná závislost koeficientu tření byla zjištěna pomocí regresní křivky naměřenými body. Grafické znázornění výsledků měření pro jednotlivé materiály spolu s regresní křivkou a rovnicí regresní křivky je vidět na obr.9.3.1., obr. 9.3.3., obr. 9.3.5., obr.9.3.7., obr. 9.3.9. a obr. 9.3.11..

Statistické vyhodnocení výsledků měření koeficientu tření je provedeno formou zhotovení konfidenčních a tolerančních intervalů vypočítaných dle vztahů (194) a (195). Tyto intervaly jsou pro testované materiály vidět na obr.9.3.2., obr. 9.3.4., obr. 9.3.6., obr.9.3.8., obr. 9.3.10. a obr. 9.3.12.. Hladina významnosti pro zhotovení konfidenčního intervalu byla volena $\alpha = 5\%$. Pro zhotovení tolerančního intervalu byly voleny parametry $P = 95\%$, $\gamma = 95\%$.

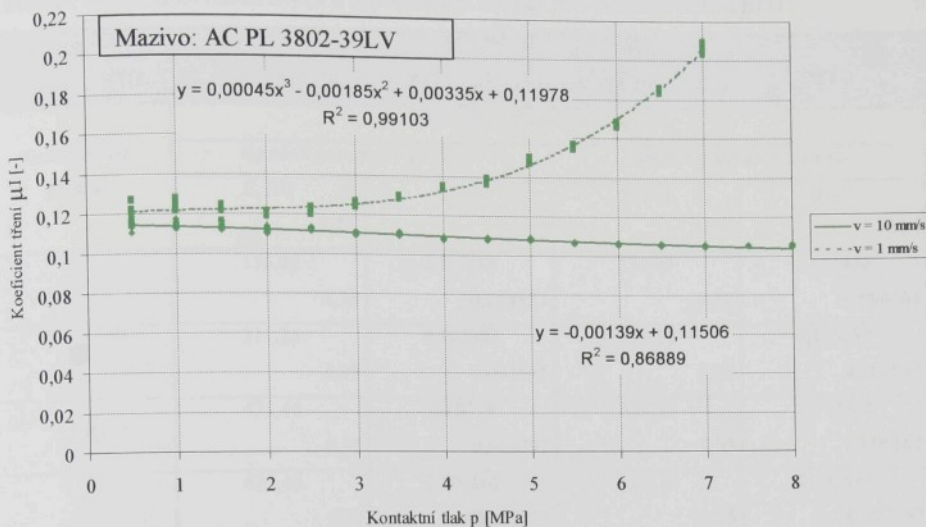
Vzájemné porovnání závislostí koeficientu tření μ_l na velikosti kontaktního tlaku je pro testované materiály vidět na obr.9.3.13. až 9.3.14..

Diskuse k naměřeným výsledkům je uvedena v kapitole 9.5..

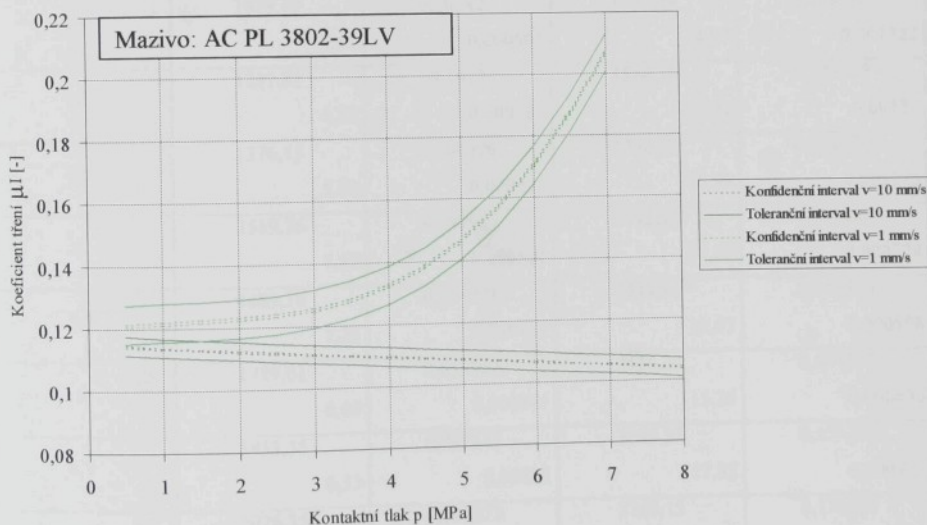
**Tabulka 13.** Tabulka naměřených a vypočtených hodnot pro materiál Salzgitter PRETEX.

Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Materiál čelisti ČSN 19 312 (kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelisti $R_a = 0,22 \text{ } \mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \text{ } \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$

Kontaktní tlak $p \text{ [MPa]}$	Naměřené a vypočítané hodnoty			
	Rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$		Rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$	
	$F_h \text{ [N]}$	$\mu\text{l [-]}$	$F_h \text{ [N]}$	$\mu\text{l [-]}$
	s [N]	s [-]	s [N]	s [-]
0,5	173,90	0,114405	183,00	0,120392
	4,23	0,002785	7,62	0,005011
1	347,84	0,11442	376,55	0,123865
	5,23	0,001721	8,65	0,002846
1,5	518,58	0,113724	558,24	0,12242
	7,16	0,001571	11,92	0,002614
2	681,47	0,112083	732,38	0,120457
	7,82	0,001286	6,23	0,001024
2,5	852,86	0,112219	924,64	0,121663
	5,02	0,00066	11,97	0,001575
3	1006,91	0,110407	1143,01	0,12533
	6,82	0,000748	10,23	0,001121
3,5	1174,18	0,110356	1373,84	0,129121
	7,30	0,000686	9,98	0,000938
4	1314,81	0,108126	1633,27	0,134315
	7,67	0,000631	12,63	0,001039
4,5	1481,97	0,108331	1875,62	0,137106
	7,61	0,000556	20,30	0,001484
5	1647,63	0,108397	2248,66	0,147938
	7,52	0,000495	18,87	0,001242
5,5	1780,85	0,10651	2601,09	0,155567
	4,47	0,000268	17,58	0,001052
6	1935,33	0,106104	3052,06	0,167328
	6,82	0,000374	23,46	0,001286
6,5	2081,85	0,105357	3646,75	0,184552
	6,38	0,000323	21,28	0,001077
7	2238,49	0,105192	4406,73	0,207083
	5,88	0,000276	44,30	0,002082
7,5	2404,51	0,105461		
	6,51	0,000285		
8	2567,47	0,10557		
	8,96	0,000368		



Obr.9.3.1. Průběh závislosti $\mu_l = f(p)$ při rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1}
 materiál Salzgitter PRETEX

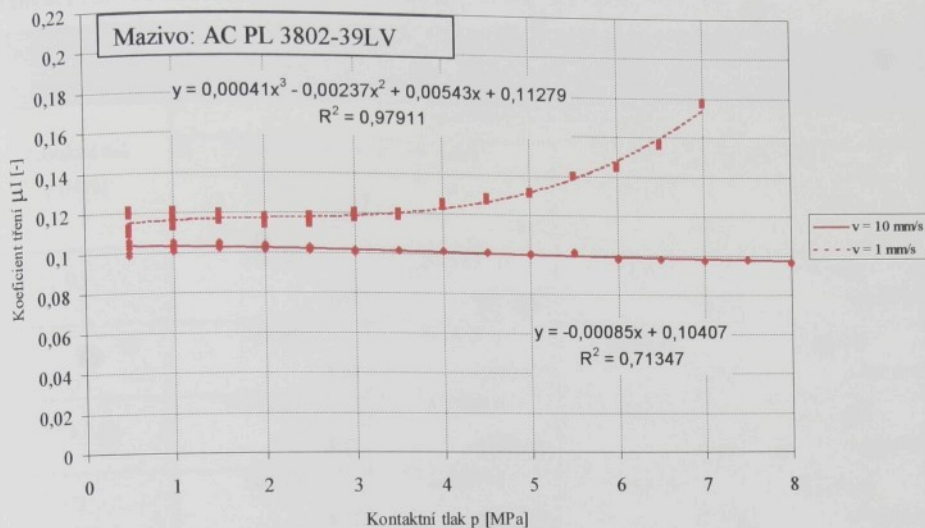


Obr. 9.3.2. Oboustranné konfidenční a toleranční intervaly pro $\mu_l = f(p)$,
 rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1} , materiál Salzgitter PRETEX

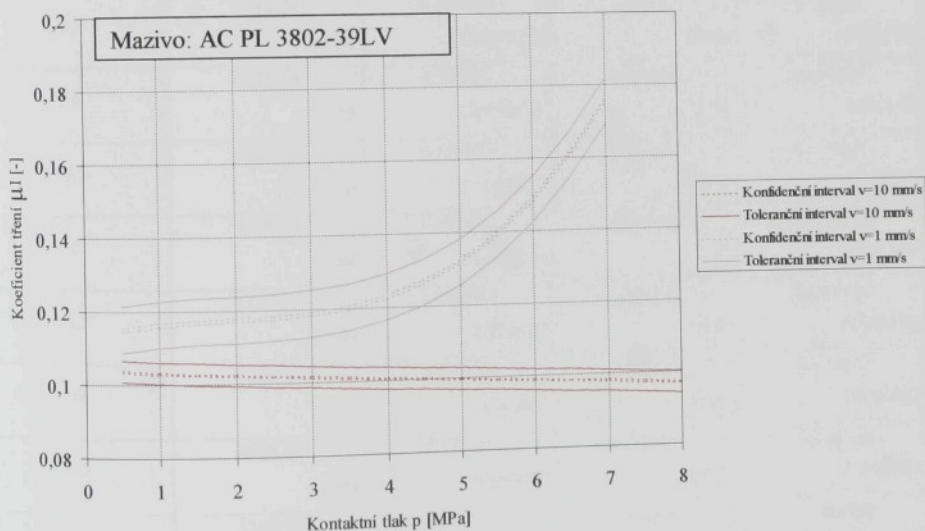
**Tabulka 14.** Tabulka naměřených a vypočtených hodnot pro materiál Sollac EDT.

Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Materiál čelisti ČSN 19 312 (kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelisti $R_a = 0,22 \text{ } \mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \text{ } \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$

Kontaktní tlak $p \text{ [MPa]}$	Naměřené a vypočítané hodnoty			
	Rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$		Rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$	
	$F_h \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\mu l \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$	$F_h \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\mu l \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$
0,5	156,09	0,102688	175,47	0,115438
	4,75	0,003127	7,09	0,004664
1	311,26	0,102387	353,21	0,116188
	5,77	0,001898	8,96	0,002947
1,5	471,46	0,10339	536,79	0,117718
	6,37	0,001397	7,39	0,00162
2	625,40	0,102862	705,19	0,115985
	5,54	0,000912	13,15	0,002162
2,5	776,79	0,102209	885,45	0,116506
	6,34	0,000834	15,35	0,00202
3	922,29	0,101128	1082,50	0,118695
	6,98	0,000766	13,30	0,001458
3,5	1079,19	0,101427	1272,29	0,119576
	6,43	0,000605	14,07	0,001322
4	1231,81	0,1013	1520,36	0,125029
	4,72	0,000388	15,94	0,00131
4,5	1376,15	0,100596	1750,20	0,127939
	5,62	0,000411	15,39	0,001125
5	1519,76	0,099984	1992,52	0,131087
	7,62	0,000501	11,83	0,000778
5,5	1689,18	0,101028	2344,91	0,140246
	7,21	0,000431	11,67	0,000698
6	1789,01	0,098082	2636,54	0,144547
	8,60	0,000471	15,25	0,000836
6,5	1933,35	0,097841	3085,37	0,156142
	6,33	0,00032	17,92	0,000907
7	2076,35	0,097573	3766,15	0,176981
	7,50	0,000352	14,52	0,000683
7,5	2237,09	0,098118		
	6,66	0,000292		
8	2351,57	0,096693		
	8,64	0,000355		



Obr.9.3.3. Průběh závislosti $\mu_l = f(p)$ při rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1}
 materiál Sollac EDT



Obr. 9.3.4. Oboustranné konfidenční a toleranční intervaly pro $\mu_l = f(p)$,
 rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1} , materiál Sollac EDT.

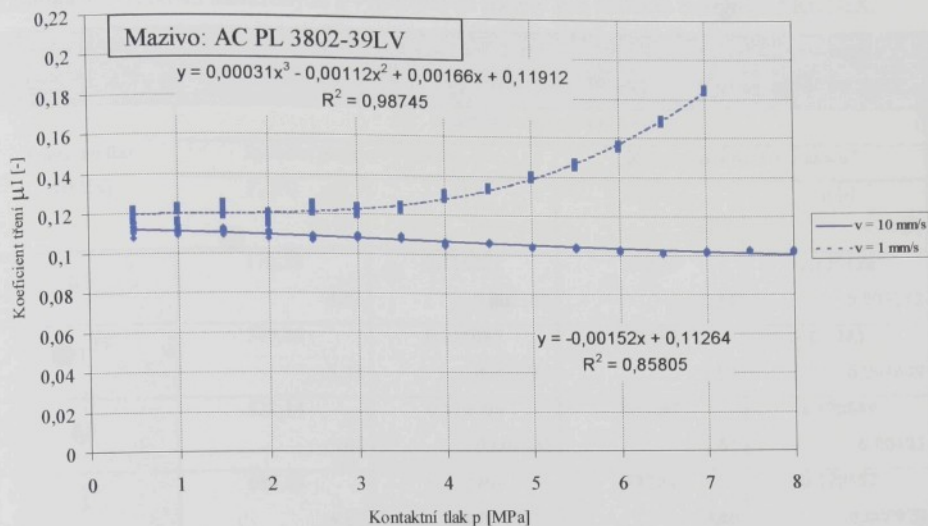
Tabulka 15. Tabulka naměřených a vypočtených hodnot pro materiál Voest EBT.

Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Materiál čelisti ČSN 19 312

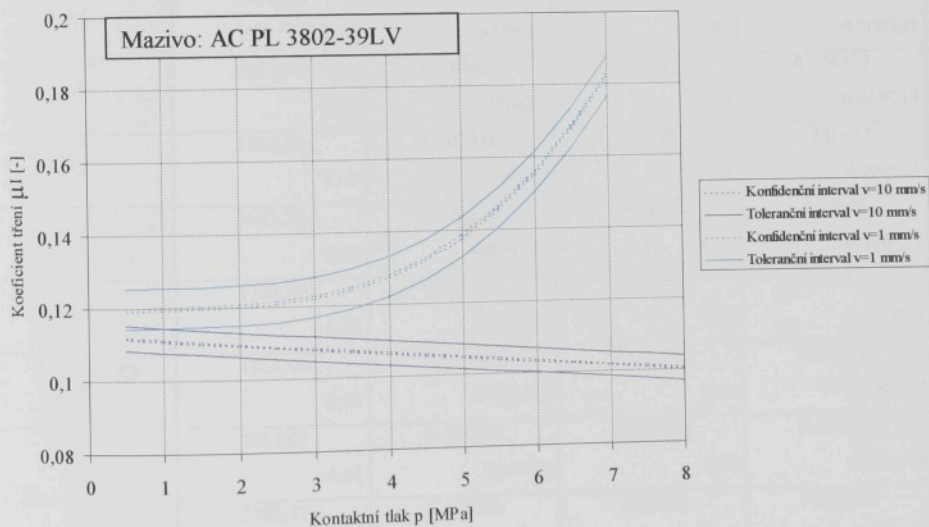
(kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelisti $Ra = 0,22 \text{ } \mu\text{m}$, $Rz = 1,87 \text{ } \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$

Kontaktní tlak $p \text{ [MPa]}$	Naměřené a vypočítané hodnoty			
	Rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$		Rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$	
	$F_h \text{ [N]}$	$\mu l \text{ [-]}$	$F_h \text{ [N]}$	$\mu l \text{ [-]}$
	$s \text{ [N]}$	$s \text{ [-]}$	$s \text{ [N]}$	$s \text{ [-]}$
0,5	170,42 4,01	0,112115 0,002638	181,79 3,93	0,1196 0,002588
1	339,61 5,63	0,111712 0,001853	364,76 11,04	0,119986 0,003631
1,5	508,07 5,31	0,111419 0,001165	556,34 13,53	0,122004 0,002968
2	666,19 8,37	0,109571 0,001376	714,70 12,33	0,117549 0,002028
2,5	820,07 7,92	0,107904 0,001042	932,06 14,35	0,12264 0,001888
3	988,46 9,11	0,108384 0,000999	1107,60 18,76	0,121448 0,002057
3,5	1149,34 7,68	0,108021 0,000722	1314,36 16,56	0,12353 0,001556
4	1285,19 9,38	0,10569 0,000772	1579,53 17,15	0,129895 0,00141
4,5	1451,11 7,79	0,106075 0,00057	1825,01 14,31	0,133407 0,001046
5	1579,21 6,88	0,103895 0,000453	2116,39 17,08	0,139236 0,001124
5,5	1729,15 10,09	0,103418 0,000604	2436,58 18,50	0,145729 0,001106
6	1866,34 11,85	0,102321 0,00065	2838,26 18,61	0,155607 0,00102
6,5	2004,69 9,94	0,101452 0,000503	3326,12 23,75	0,168326 0,001202
7	2165,74 13,42	0,101774 0,000631	3924,44 23,82	0,184419 0,001119
7,5	2346,14 10,59	0,102901 0,000464		
8	2489,00 17,69	0,102344 0,000727		

Experimentální část



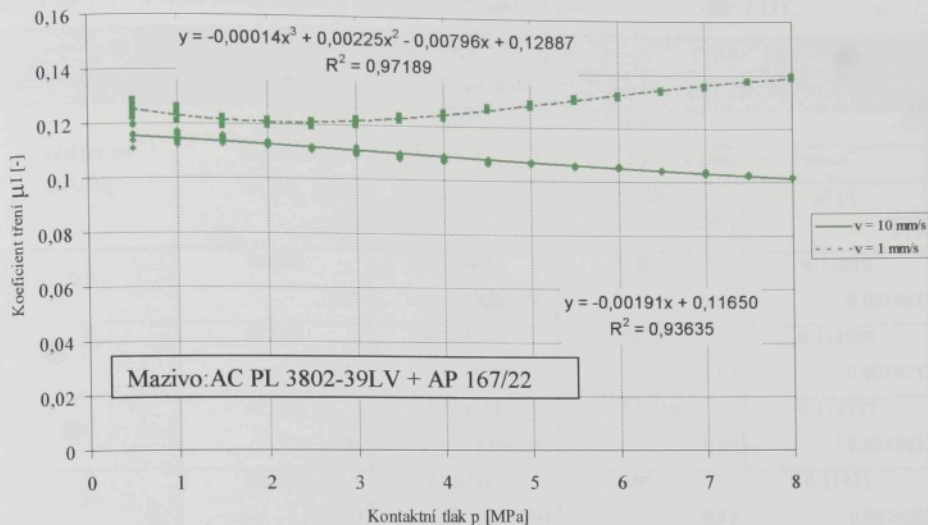
Obr.9.3.5. Průběh závislosti $\mu_l = f(p)$ při rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1}
 materiál Voest EBT



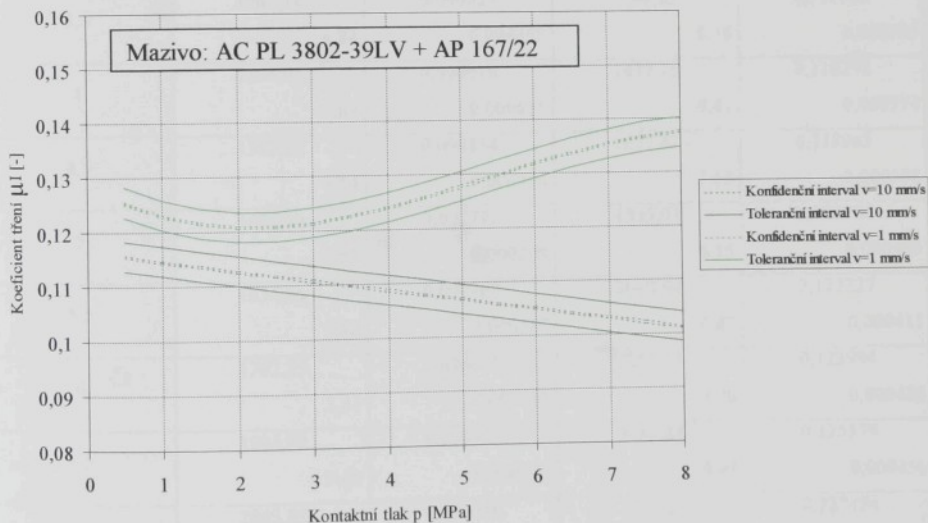
Obr. 9.3.6. Oboustranné konfidenční a toleranční intervaly pro $\mu_l = f(p)$,
 rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1} , materiál Voest EBT.

**Tabulka 16.** Tabulka naměřených a vypočtených hodnot pro materiál Salzgitter PRETEX.

Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) + AP167/22 (množství maziva $2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) Materiál čelisti ČSN 19 312 (kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelisti $R_a = 0,22 \mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$				
Kontaktní tlak $p \text{ [MPa]}$	Naměřené a vypočítané hodnoty			
	Rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$		Rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$	
	$F_h \text{ [N]}$ s [N]	$\mu\text{I} [-]$ s [-]	$F_h \text{ [N]}$ s [N]	$\mu\text{I} [-]$ s [-]
0,5	176,75	0,116285	190,20	0,125128
	4,82	0,003168	3,51	0,002312
1	349,86	0,115085	377,87	0,1243
	5,33	0,001754	5,01	0,001649
1,5	522,14	0,114504	551,07	0,120849
	5,04	0,001105	5,61	0,00123
2	685,63	0,112769	732,96	0,120552
	4,61	0,000759	5,65	0,000929
2,5	845,11	0,111199	914,71	0,120356
	4,38	0,000576	7,27	0,000956
3	1006,48	0,110359	1106,52	0,121329
	8,25	0,000905	9,25	0,001014
3,5	1157,03	0,108743	1307,11	0,122848
	7,16	0,000673	7,82	0,000735
4	1313,30	0,108001	1511,87	0,124332
	8,41	0,000692	8,74	0,000719
4,5	1468,63	0,107356	1734,85	0,126817
	8,65	0,000632	7,18	0,000525
5	1623,70	0,106823	1953,05	0,12849
	5,76	0,000379	8,00	0,000527
5,5	1768,29	0,105759	2180,90	0,130436
	4,87	0,000291	7,24	0,000433
6	1924,40	0,105504	2411,55	0,132212
	6,48	0,000355	9,44	0,000517
6,5	2055,67	0,104032	2644,82	0,133847
	4,54	0,00023	6,90	0,000349
7	2203,77	0,103561	2885,63	0,135603
	10,23	0,000481	8,83	0,000415
7,5	2339,84	0,102625	3136,09	0,137548
	6,27	0,000275	7,65	0,000335
8	2474,09	0,10173	3385,03	0,139187
	6,34	0,000261	7,60	0,000313



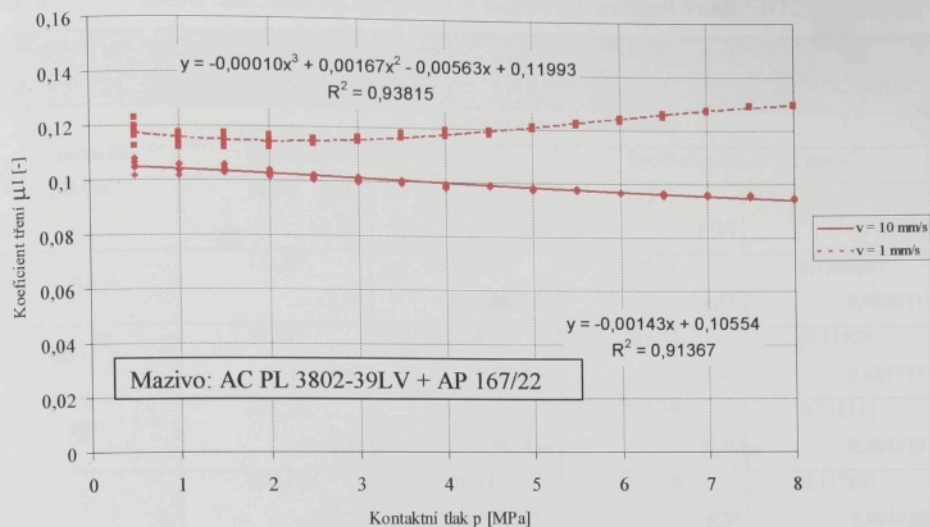
Obr.9.3.7. Průběh závislosti $\mu_l = f(p)$ při rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s⁻¹
materiál Salzgitter PRETEX



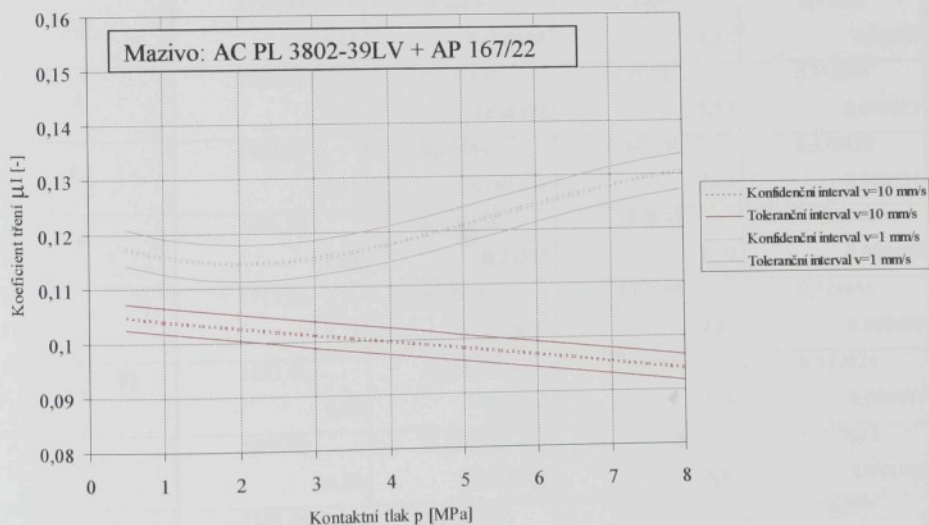
Obr. 9.3.8. Oboustranné konfidenční a toleranční intervaly pro $\mu_l = f(p)$,
rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s⁻¹, materiál Salzgitter PRETEX

**Tabulka 17.** Tabulka naměřených a vypočtených hodnot pro materiál Sollac EDT.

Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) + AP167/22 (množství maziva $2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) Materiál čelisti ČSN 19 312 (kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelisti $R_a = 0,22 \mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$				
Kontaktní tlak $p \text{ [MPa]}$	Naměřené a vypočítané hodnoty			
	Rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$		Rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$	
	$F_h \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\mu I \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$	$F_h \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\mu I \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$
0,5	161,16 3,34	0,106029 0,002197	180,65 5,26	0,11885 0,003462
1	317,02 4,42	0,104282 0,001453	347,74 5,99	0,114389 0,001971
1,5	475,64 5,21	0,104308 0,001143	521,38 8,59	0,114337 0,001883
2	622,49 6,04	0,102383 0,000994	695,13 9,95	0,11433 0,001636
2,5	771,00 5,33	0,101448 0,000702	873,44 5,33	0,114926 0,000702
3	918,34 7,57	0,100695 0,00083	1053,80 6,45	0,115548 0,000707
3,5	1063,18 4,84	0,099923 0,000455	1246,01 8,35	0,117106 0,000785
4	1204,03 7,67	0,099016 0,000631	1437,75 9,41	0,118236 0,000774
4,5	1352,32 4,64	0,098854 0,000339	1627,41 7,63	0,118963 0,000558
5	1486,12 6,07	0,097771 0,000399	1835,04 6,16	0,120726 0,000405
5,5	1634,66 5,80	0,097767 0,000347	2043,64 6,87	0,122227 0,000411
6	1762,25 3,31	0,096615 0,000181	2261,65 8,80	0,123994 0,000483
6,5	1904,02 9,41	0,096357 0,000476	2481,44 9,01	0,125579 0,000456
7	2043,85 6,01	0,096046 0,000282	2712,21 5,65	0,127454 0,000265
7,5	2182,60 8,81	0,095728 0,000386	2941,81 4,78	0,129027 0,00021
8	2296,90 9,83	0,094445 0,000404	3150,88 6,42	0,129559 0,000264



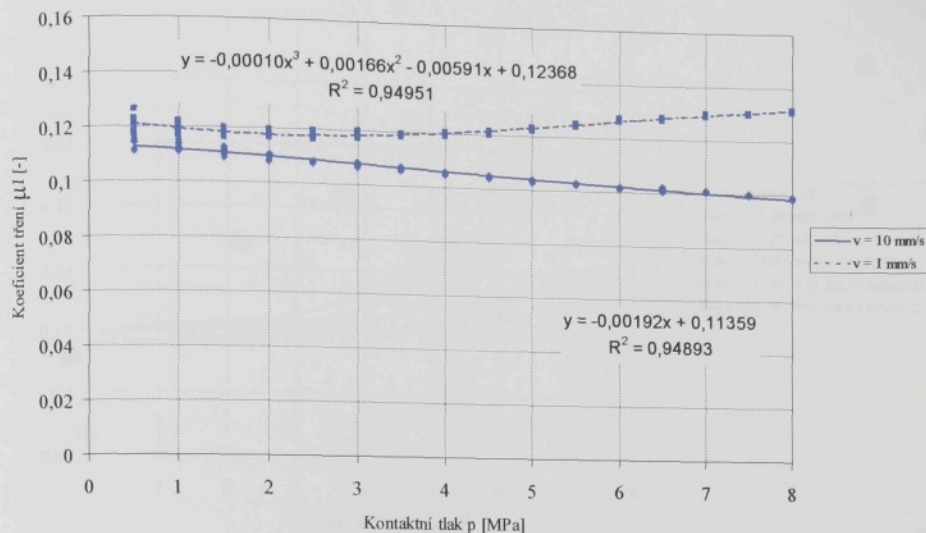
Obr.9.3.9. Průběh závislosti $\mu_I = f(p)$ při rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s⁻¹
materiál Sollac EDT



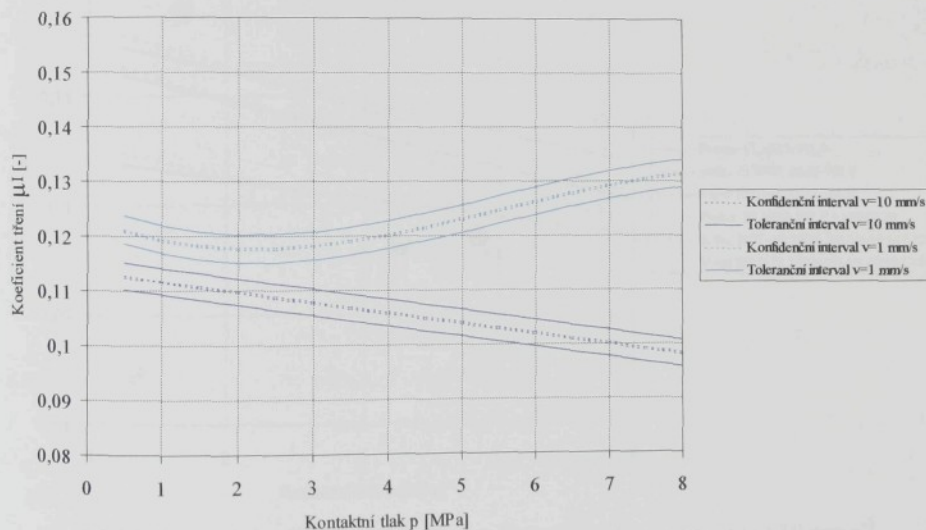
Obr. 9.3.10. Oboustranné konfidenční a toleranční intervaly pro $\mu_I = f(p)$,
rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s⁻¹, materiál Sollac EDT

**Tabulka 18.** Tabulka naměřených a vypočtených hodnot pro materiál Voest EBT.

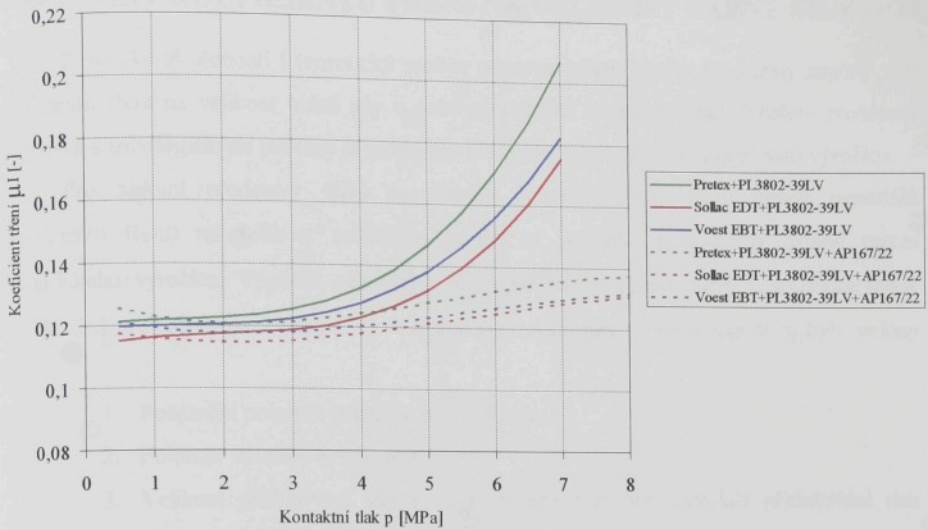
Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) + AP167/22 (množství maziva $2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) Materiál čelisti ČSN 19 312 (kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelisti $R_a = 0,22 \text{ } \mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \text{ } \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$				
Kontaktní tlak $p \text{ [MPa]}$	Naměřené a vypočítané hodnoty			
	Rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$		Rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$	
	$F_h \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\mu\text{l [-]}$ $s \text{ [-]}$	$F_h \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\mu\text{l [-]}$ $s \text{ [-]}$
0,5	173,27 2,80	0,113993 0,001844	183,71 4,58	0,120864 0,003011
1	342,35 4,61	0,112613 0,001515	363,52 5,41	0,11958 0,001779
1,5	506,25 6,55	0,111019 0,001436	538,59 6,46	0,118111 0,001417
2	663,62 5,19	0,109149 0,000853	716,78 6,20	0,117891 0,001019
2,5	821,17 2,53	0,108049 0,000333	895,36 7,35	0,117811 0,000967
3	977,10 7,35	0,107138 0,000806	1081,97 8,45	0,118637 0,000927
3,5	1131,99 6,47	0,10639 0,000608	1264,45 4,57	0,11884 0,00043
4	1280,91 5,33	0,105338 0,000439	1457,33 7,57	0,119847 0,000623
4,5	1429,03 6,18	0,104461 0,000452	1652,93 7,13	0,120828 0,000521
5	1570,70 8,67	0,103336 0,00057	1870,33 7,59	0,123048 0,000499
5,5	1717,26 6,18	0,102707 0,00037	2084,90 7,67	0,124695 0,000459
6	1853,46 6,93	0,101615 0,00038	2316,92 7,50	0,127024 0,000411
6,5	2005,88 14,19	0,101512 0,000718	2527,58 8,87	0,127914 0,000449
7	2143,08 6,61	0,100709 0,000311	2753,12 8,65	0,129376 0,000406
7,5	2275,01 5,99	0,099781 0,000263	2966,92 6,47	0,130128 0,000284
8	2402,20 10,99	0,098775 0,000452	3193,19 7,55	0,131299 0,000311



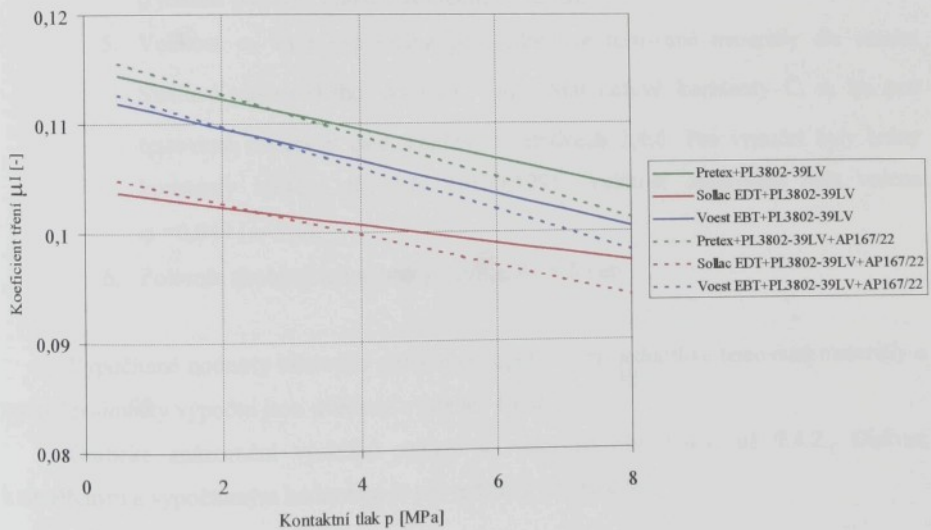
Obr.9.3.11. Průběh závislosti $\mu_I = f(p)$ při rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1} materiál Voest EBT



Obr. 9.3.12. Oboustranné konfidenční a toleranční intervaly pro $\mu_I = f(p)$, rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1} , materiál Voest EBT.



Obr.9.3.13. Porovnání průběhů závislosti $\mu_I = f(p)$ při rychlosti posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$.



Obr.9.3.14. Porovnání průběhů závislosti $\mu_I = f(p)$ při rychlosti posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$.

9.4. VLIV KOEFICIENTU TŘENÍ NA VELIKOST TAŽNÉ SÍLY

Praktické zkušenosti i teoretický rozbor procesu tažení plechu prokázaly značný vliv koeficientu tření na velikost tažné síly a s tím související stupeň tažení. Vyřešení problémů spojených s tribologickými procesy je jednou ze základních podmínek lisovatelnosti výrobku.

Pro získání představ o vlivu morfologie povrchu plechu testovaných materiálů (koeficientu tření) na velikost radiálního napětí σ_r poslouží jednoduchý případ tažení cylindrického výrobku. Výpočet celkového tahového napětí σ_t na okraji cylindrické stěny výtažku byl proveden dle vztahu (34). Vstupní podmínky pro výpočet napětí σ_r byly voleny takto:

1. Počáteční poloměr přístřihu $b = 100 \text{ mm}$.
2. Poloměr výtažku $a = 50 \text{ mm}$.
3. Velikost přidržovací síly F_p byla volena tak, aby vyvolala přidržovací tlak $p = 0,5 \div 8 \text{ MPa}$.
4. Koeficient tření byl dosazován dle naměřených hodnot ze zkoušky protahováním pásku pro jednotlivé testované materiály a počáteční podmínky (rychlost posuvu, velikost kontaktního tlaku).
5. Velikost σ_k byla vypočítána pro jednotlivé testované materiály dle vztahu Swifta-Krupkowského $\sigma = C(\varphi_0 + \varphi)^n$. Materiálové konstanty C , n , φ_0 pro testované materiály jsou uvedeny v tabulkách 2,4,6. Pro výpočet byly brány konstanty zjištěné dle EN 10130:1991. Velikost deformace byla volena $\varphi = 0,049$ ($\varepsilon = 5\%$).
6. Poloměr zaoblení tažné hrany tažnice $R_T = 5 \text{ mm}$.

Vypočítané hodnoty tahového radiálního napětí σ_r pro jednotlivé testované materiály a vstupní podmínky výpočtu jsou uvedeny v tabulce 19 až 21.

Grafické znázornění výsledků měření je vidět na obr. 9.4.1. až 9.4.2.. Diskuse k naměřeným a vypočítaným hodnotám je provedena v kapitole 9.5.

Tabulka 19. Tabulka vypočtených hodnot radiálního tahového napětí σ_r pro materiál Salzgitter PRETEX.

Kontaktní tlak p [MPa]	Vypočítané hodnoty radiálního tahového napětí σ_r			
	Mazivo AC PL3802-39LV		Mazivo AC PL3802-39LV AP 167/22	
	Rychlost posuvu $v=1 \text{ mm s}^{-1}$	Rychlost posuvu $v=10 \text{ mm s}^{-1}$	Rychlost posuvu $v=1 \text{ mm s}^{-1}$	Rychlost posuvu $v=10 \text{ mm s}^{-1}$
0,5	269,39	266,22	271,50	266,78
1	276,39	272,04	277,10	272,54
1,5	283,33	277,78	282,94	278,18
2	290,39	283,43	289,14	283,70
2,5	297,82	289,00	295,77	289,10
3	306,00	294,47	302,88	294,38
3,5	315,39	299,86	310,50	299,54
4	326,53	305,16	318,64	304,59
4,5	340,14	310,38	327,27	309,51
5	357,04	315,50	336,34	314,32
5,5	378,26	320,55	345,76	319,01
6	405,09	325,50	355,43	323,58
6,5	439,10	330,37	365,21	328,04
7	482,32	335,16	374,93	332,38
7,5		339,86	384,38	336,61
8		344,48	393,32	340,72

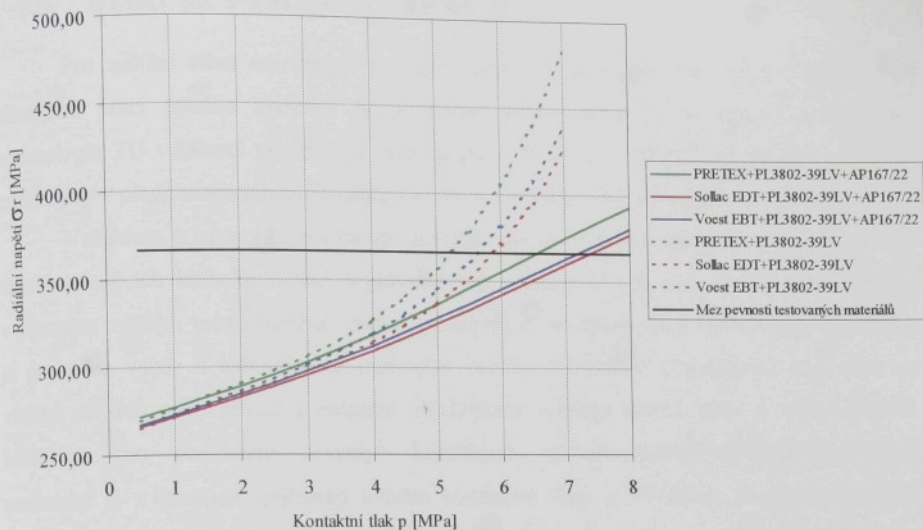


Tabulka 20. Tabulka vypočtených hodnot radiálního tahového napětí σ_r pro materiál Sollac EDT.

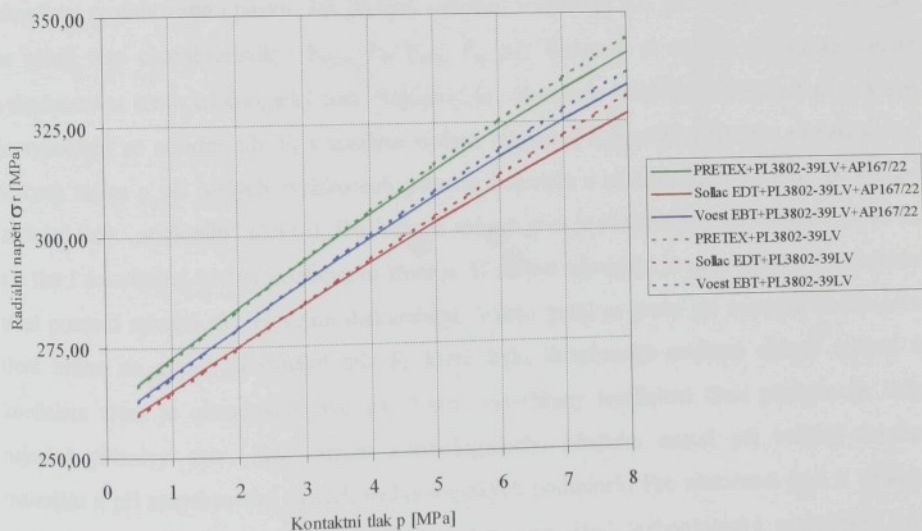
Kontaktní tlak p [MPa]	Vypočítané hodnoty radiálního tahového napětí σ_r			
	Mazivo AC PL3802-39LV		Mazivo AC PL3802-39LV AP 167/22	
	Rychlost posuvu $v=1 \text{ mm s}^{-1}$	Rychlost posuvu $v=10 \text{ mm s}^{-1}$	Rychlost posuvu $v=1 \text{ mm s}^{-1}$	Rychlost posuvu $v=10 \text{ mm s}^{-1}$
0,5	264,92	259,67	266,12	260,21
1	271,61	264,76	271,40	265,23
1,5	278,12	269,81	276,89	270,16
2	284,56	274,81	282,66	275,00
2,5	291,08	279,75	288,76	279,77
3	297,94	284,65	295,25	284,44
3,5	305,47	289,49	302,14	289,04
4	314,09	294,29	309,44	293,55
4,5	324,28	299,03	317,14	297,98
5	336,67	303,73	325,20	302,32
5,5	352,00	308,37	333,58	306,58
6	371,15	312,97	342,22	310,76
6,5	395,22	317,52	351,01	314,86
7	425,56	322,02	359,85	318,87
7,5		326,46	368,61	322,80
8		330,86	377,14	326,66

Tabulka 21. Tabulka vypočtených hodnot radiálního tahového napětí σ_r pro materiál Voest EBT.

Kontaktní tlak p [MPa]	Vypočítané hodnoty radiálního tahového napětí σ_r			
	Mazivo AC PL3802-39LV		Mazivo AC PL3802-39LV AP 167/22	
	Rychlost posuvu $v=1 \text{ mm s}^{-1}$	Rychlost posuvu $v=10 \text{ mm s}^{-1}$	Rychlost posuvu $v=1 \text{ mm s}^{-1}$	Rychlost posuvu $v=10 \text{ mm s}^{-1}$
0,5	266,42	262,75	267,09	263,10
1	273,02	268,31	272,68	268,60
1,5	279,60	273,78	278,44	273,98
2	286,29	279,15	284,47	279,25
2,5	293,29	284,43	290,81	284,39
3	300,85	289,62	297,52	289,42
3,5	309,31	294,71	304,61	294,33
4	319,05	299,71	312,09	299,13
4,5	330,55	304,62	319,95	303,81
5	344,36	309,43	328,16	308,37
5,5	361,17	314,15	336,67	312,81
6	381,79	318,78	345,40	317,15
6,5	407,20	323,32	354,26	321,36
7	438,60	327,77	363,14	325,47
7,5		332,13	371,90	329,46
8		336,40	380,39	333,33



Obr. 9.4.1. Grafické znázornění závislosti radiálního tahového napětí σ_r na velikosti přidržovacího tlaku p , rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$.



Obr. 9.4.2. Grafické znázornění závislosti radiálního tahového napětí σ_r na velikosti přidržovacího tlaku p , rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$.



9.5. DISKUSE VÝSLEDKŮ MĚŘENÍ

Pro zjištění vlivu morfologie povrchu plechu na koeficient tření byla v předkládané disertační práci použita zkouška protahováním pásku, která se na katedře strojírenské technologie TU v Liberci používá již několik let. Výhody a nevýhody této zkoušky byly již zmiňovány v předcházejících kapitolách, a proto jim nebude věnována další pozornost.

Vzhledem k tomu, že neexistuje závazná norma pro provádění tribologických testů charakterizujících hluboké tažení nepravidelných výlsků, je pro tyto tribologické zkoušky v obecném měřítku velmi důležité, jakým způsobem je proveden vlastní test a jakým způsobem je proveden výběr a vyhodnocení měřených veličin. Prováděné tribologické testy jsou ve většině případů porovnávací a nalezení objektivního měřítka tohoto testu je velmi obtížné. Měřítkem pro posouzení „kvality“ kombinace mazadlo-materiál-nástroj-technologické podmínky je v literatuře nejčastěji uváděn koeficient tření μ . Praktické zkušenosti v oboru tváření však ukázaly, že tento koeficient je ovlivňován velkým množstvím faktorů a posuzovat z tribologického hlediska danou soustavu pomocí koeficientu tření je často velmi zavádějící.

Na obr. 9.1.2. jsou vidět dva typické průběhy síly v závislosti na dráze získané zkouškou protahováním pásku. Jak již bylo uvedeno v kapitole 9.1. při provádění tohoto testu se určují tyto charakteristiky: $F_{\max}$, F_h , $F_{\min}$, F_s , ΔF . Položme si otázku, jakým způsobem vyhodnocovat tento tribologický test. Nejčastěji je v literatuře uváděn koeficient tření μ , který je vypočítán ze střední síly F_s v ustálené oblasti měření. Při použití materiálu s povrchovou vrstvou zinku a při malých rychlostech posuvu materiálu v nástroji však dochází ke vzniku zadírání (tzv. „stick-slip“ efektu). Důsledkem tohoto jevu je kolísání síly v rozmezí $F_{\min}$ až F_h a s tím i související změna koeficientu tření μ . U těchto materiálů je pak výpočet koeficientu tření pomocí střední síly F_s velmi diskutabilní. V této práci je proto při výpočtu koeficientu tření brána na zřetel maximální síla F_h které bylo dosaženo v ustálené oblasti měření a koeficient tření je označován jako μI . Takto vypočítaný koeficient tření představuje tedy nejméně příznivý stav, který může z tribologického hlediska nastat při tváření daného materiálu a při respektování daných technologických podmínek. Pro názornost jsou v příloze P14 až P29 sestrojeny grafy závislostí $\mu = f(p)$ pro dané technologické podmínky, kdy koeficient tření je vypočítán ze střední síly v ustálené oblasti měření F_s a tento koeficient tření je pak označován jako μII .

Při porovnání tribologických vlastností různých kombinací mazadel, testovaných materiálů a technologických podmínek je také velmi důležité zohlednit velikost síly, které je



třeba pro uvedení materiálu do pohybu (přechod mezi třením za klidu a za pohybu). Tato charakteristika je zvláště důležitá při použití vyšších rychlostí posuvu materiálu, kdy tato síla je maximální silou, které bylo při zkoušce dosaženo. Tato síla může způsobit tzv. „namožení“ výlisku, které se neprojeví ihned, ale v průběhu dalšího tváření často inicializuje vznik trhliny na výlisku. Z tohoto důvodu je „namožení“ výlisku velmi nebezpečné a ve většině případů se jeho vznik i velmi obtížně určuje.

K dalším problémům, který je v odborné veřejnosti v souvislosti s tímto použitým testem protahováním pásku často diskutován, je velikost měřené délky (doba testu) a počet opakování měření. V zahraničí (např. na univerzitě Mannheim) je používána měřená délka protahování 500÷1000 mm a počet opakování je zpravidla velmi malý. Mnohdy se protahuje pouze jeden vzorek s následným čištěním zkušebních čelistí na jejichž povrchu dochází k ulpívání zinku spolu se znečištěným mazadlem. Podmínky testu jsou v tomto případě přesně definovány, ale neodpovídají reálnému stavu při lisování, kdy zadírání zinkové vrstvy má zásadní vliv na další průběh lisování a na kvalitu zhotovovaného dílu. Vzhledem k tomu, že posuv materiálu (okraje příruby) při tvářecích operacích je ve většině případů menší než 100 mm, je vhodnější tribologickou zkoušku protahováním pásku provádět na větším počtu bezprostředně po sobě následujících vzorků a na dráze, která nepřesahuje 200 mm. S ohledem na tyto skutečnosti byla také volena metodika a vyhodnocení zkoušky protahováním pásku popsána v [34] a používaná na katedře strojírenské technologie TU v Liberci.

Z naměřených výsledků zkoušky protahováním pásku a sestrojených grafů pro jednotlivé testované materiály vyplývají tyto závěry:

- Pro všechny testované kombinace technologických podmínek (tlak, rychlost posuvu, použité mazadlo) byl naměřen nejvyšší koeficient tření u materiálu DX 54 D+Z100 MBO výrobce Salzgitter AG (Salzgitter Stahl GmbH) s morfologií povrchu plechu PRETEX, nejnižší hodnoty koeficientu tření byly ve všech případech naměřeny u materiálu DX 54 D+Z100 MBO výrobce ARCELOR S.A. Group (Sollac Steel) s morfologií povrchu plechu EDT.
- Při použití rychlosti posuvu pásku $v=10 \text{ mm s}^{-1}$ lze závislost $\mu=f(p)$ v oblasti použitých přídržovacích tlaků aproximovat přímkou, směrnice přímky má pro všechny testované materiály zápornou hodnotu, tzn. při použití vyšších kontaktních tlaků při této rychlosti dochází k poklesu koeficientu tření. Tento fakt je v souladu s tzv. Hertzovou teorií, kdy celkový počet mikrokontaktů je téměř úměrný zatížení F_N a skutečná plocha styku je úměrná počtu

mikrokontaktů (viz. kapitola 5.1.). Koeficient tření má tak při určitém tlaku minimum.

- Při použití rychlosti posuvu pásku $v=1 \text{ mm s}^{-1}$ lze závislost $\mu=f(p)$ aproximovat polynomicou funkcí třetího stupně (s ohledem na rozsah použitých tlaků).
- V oblasti nízkých přidržovacích tlaků (viz. obr. 9.3.13. a obr. 9.3.14.) je zjištěný koeficient tření menší při použití praciho oleje Anticorit AC PL 3802-39LV, než při použití kombinace praciho oleje Anticorit AC PL 3802-39LV+ tažného oleje AP 167/22. Tento jev je způsoben vysokou kinematickou viskozitou tažného oleje AP 67/22 ($160 \text{ mm}^2 \text{ s}^{-1}$ u maziva AP 167/22 oproti $17 \text{ mm}^2 \text{ s}^{-1}$ u maziva Anticorit AC PL 3802-39LV). V oblasti nízkých přidržovacích tlaků vyšší viskozita způsobuje nárůst koeficientu tření. Vzhledem k tomu, že ve většině případů se při tažení vylisků nepravidelného tvaru používají přidržovací tlaky vyšší než 3 MPa je možno tuto oblast nízkých tlaků považovat za nevýznamnou a v oblasti reálně používaných přidržovacích tlaků je tak u všech testovaných materiálů s různou morfologií povrchu naměřen nižší koeficient tření při použití kombinace praciho oleje Anticorit AC PL 3802-39LV+ tažného oleje AP 167/22. Tento fakt je v souladu s prakticky ověřenými poznatky, kdy se lepších tribologických výsledků dosahuje s mazivem o vyšší viskozitě.

Zkouška protahováním pásku prokázala zřejmý vliv morfologie povrchu testovaných plechů na koeficient tření a z hlediska tribologie se tedy proto pro hluboké tažení jako nevhodnější jeví materiál s morfologií povrchu označovanou jako EDT. Z tohoto pohledu nejméně vhodný je pak testovaný materiál s morfologií povrchu PRETEX. Materiál s morfologií povrchu EBT představuje pro všechny testované kombinace „mezistupeň“ mezi morfologií PRETEX a EDT, který se však svými vlastnostmi a chováním přibližuje spíše morfologii EDT.

Zásadní vliv koeficientu tření na lisovatelnost výrobku je patrný z kapitoly 9.4., kde bylo na modelovém příkladu tažení cylindrického výtazku vypočítáno radiální tahové napětí σ_r na okraji cylindrické stěny výtazku. Výpočet byl proveden s použitím vztahu (34) ze kterého je také patrný značný vliv koeficientu tření na velikost radiálního tahového napětí σ_r . Pro výpočet velikosti radiálního napětí byl použit koeficient tření získaný ze zkoušky protahováním pásku, čímž se dopouštíme určitého zkreslení výsledku, neboť podmínky



zkoušky neodpovídají skutečným podmínkám tažení cylindrického výtazku. Tento jednoduchý příklad však poměrně dobře dokumentuje vliv morfologie povrchu tvářeného materiálu na velikost radiálního napětí σ_r a tím i na velikost deformace stěny výtazku. Velké rozdíly mezi jednotlivými materiály jsou patrné zvláště při použití pracího oleje Anticorit AC PL 3802-39LV a při rychlosti posuvu materiálu $v=1 \text{ mm s}^{-1}$, kdy vypočítané radiální napětí σ_r je od určité hranice přidržovacího tlaku vyšší než napětí na mezi pevnosti testovaných materiálů a došlo by tak ke vzniku trhliny tvářeného výrobku. Hranice mezního přidržovacího tlaku se mění s morfologií testovaných materiálů a nejvyšší přidržovací tlak lze použít pro materiál Sollac s morfologií EDT. Nejmenší přidržovací tlak pak pro materiál Salzgitter s morfologií povrchu PRETEX. Hranice použitelnosti přidržovacího tlaku při rychlosti $v=1 \text{ mm s}^{-1}$ pro jednotlivé testované materiály je vidět na obr. 9.4.1. a obr.9.4.2.. Vzhledem k tomu, že velikost přidržovacího tlaku má zásadní vliv na kvalitu zhotovovaného výrobku (zvláště při výrobě výlisků karosářského typu) je mezní hodnota přidržovacího tlaku pro jednotlivé materiály velmi důležitá.

10. EXPERIMENTÁLNÍ ZJIŠTĚNÍ Vlivu MORFOLOGIE POVRCHU PLECHU NA ROZVOJ DEFORMACE PŘI TAŽENÍ VÝLISKU

Jak již bylo řečeno v kapitole 2, při zhotovování výlisků nepravidelných tvarů se při deformaci materiálu uplatňují jak posuvy tak i vypínání. Tyto dva způsoby jsou krajní polohy přetvoření plechu, ke kterým dochází při výrobě výlisku. Nutno podotknout, že při praktickém lisování se oba tyto mezní případy objevují současně se vzájemným proměnným podílem, v závislosti na tvaru výlisku a technologických podmínkách tažení. Z tohoto důvodu bylo provedeno experimentální zjištění vlivu morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace jak při tažení výlisku, kdy dochází převážně k posuvům materiálu, tak i pro případ, kdy dochází převážně k deformaci materiálu vypínáním.

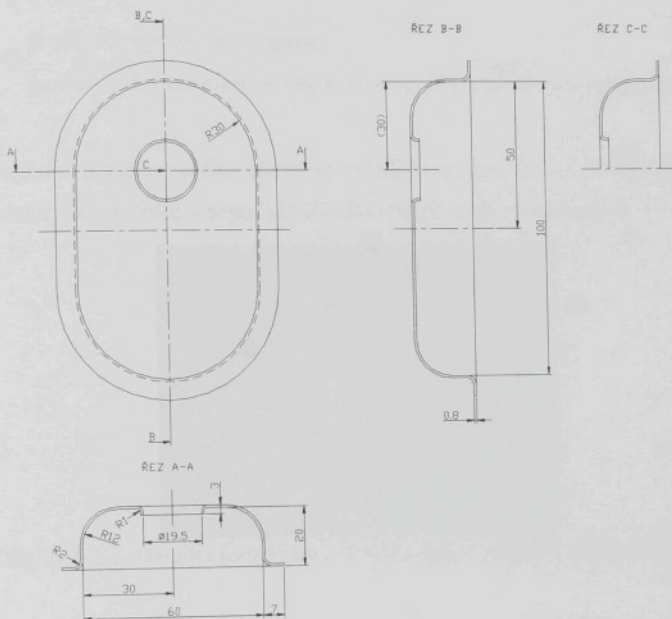
Pro experiment byly použity, tak jako v předchozích případech, materiály Salzgitter s morfologií povrchu PRETEX, materiál Sollac s morfologií EDT a materiál Voest s morfologií EBT (označení a charakteristika jednotlivých materiálů je uvedena v kapitole 7 a 8).

10.1. EXPERIMENTÁLNÍ ZJIŠTĚNÍ DEFORMACE MATERIÁLU PŘI PŘEVLÁDAJÍCÍCH POSUVECH MATERIÁLU

10.1.1. Tvar výrobku a stručná charakteristika nástroje pro experiment

Experimentální zjištění vlivu morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace při tažení bylo provedeno na výlisku jednoduchého tvaru. Tímto výliskem byl plášť sacího koše mazacího systému motorů starších typů automobilů Škoda. Nástroj pro výrobu tohoto dílu byl zapůjčen pro potřeby experimentu firmou Wagon Automotive s.r.o. a experiment tak mohl být realizován na katedře strojírenské technologie TU v Liberci. Tvar a rozměry výlisku použitého pro experiment jsou vidět na obr. 10.1.1.1.. Vlastní tvářecí operace byla realizována v dílnách katedry strojírenské technologie na hydraulickém lisu CUP 25 se spodním hydraulickým přidržovačem. Konstrukce nástroje je řešena tak, že výtažek se zhotovuje v tzv. obrácené poloze, kdy tažník je pevně uchycen na stůl stroje a tažnice je připevněna na upínací plochu beranu stroje. Přidržovač nástroje je ovládán pomocí hydraulického přidržovače, který

je umístěn v propadu stolu lisu a není tak součástí vlastního tvářecího nástroje. Funkční části nástroje tj. tažník, tažnice a přidržovač jsou zhotoveny z nástrojové oceli ČSN 19 312 kalené na 60 ± 2 HRC, střední aritmetická drsnost činných ploch nástroje je $Ra=0,26 \mu m$, maximální výška profilu $Rz=2,17 \mu m$. Fotografie tažného nástroje upnutého na stůl hydraulického lisu CUP 25 je vidět v příloze P30.



Obr. 10.1.1.1. Tvar a rozměry výlisku použitého pro experiment

10.1.2. Experimentální zjištění deformace výtažku

Deformace výtažku byla zjišťována pomocí deformační sítě vytvořené elektrochemickým leptáním na povrchu zkoumaných materiálů s různou morfologií povrchu plechu. Parametry použité deformační sítě jsou shodné s parametry deformační sítě použité při zhotovení diagramů mezních přetvoření a tyto parametry jsou uvedeny v kapitole 8.1.2.2..

Velikost deformace byla zjišťována u všech testovaných vzorků v místě řezu označeném na obr. 10.1.1.1. jako řez C-C. Orientace a poloha nanesené deformační sítě byla volena u všech testovaných vzorků tak, aby se okraj prvního elementu deformační sítě dotýkal okraje přístříhu a středy elementů deformační sítě ležely v ose řezu C-C budoucího výlisku.

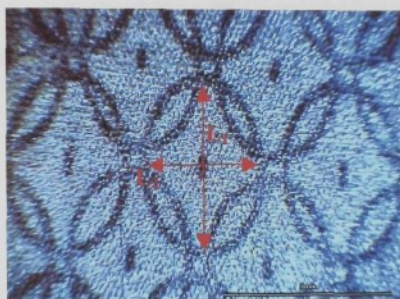
při splnění této podmínky leží hlavní osy přetvořených elementů (elips) deformační sítě v ose řezu C-C. Pro takto jednoduchý výlisek a volený řez je tato podmínka poměrně dobře splnitelná (při praktické analýze výlisku nepravidelného tvaru je však tato podmínka vzhledem ke složitosti tvaru a značně složitému toku materiálu v nástroji prakticky nesplnitelná). Výpočet hlavních logaritmických deformací φ_1 φ_2 je proveden dle vztahu (197)

$$\varphi_{2,1} = \ln \frac{L_{2,1}}{L_0}, \quad (197)$$

kde L_0 je průměr výchozího elementu

$L_{2,1}$ jsou rozměry hlavních os elipsy sledovaného elementu po přetvoření.

Detailní fotografie deformovaného elementu je vidět na obr. 10.1.2.1.. Dílenský mikroskop pro zjištění deformace výlisku a uspořádání pracoviště je vidět v příloze P31.



Obr.10.1.2.1. Detailní fotografie deformovaného elementu deformační sítě

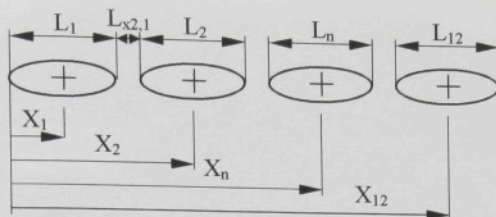
V místě řezu C-C bylo měřeno vždy dvanáct elementů deformační sítě a prvním měřeným element byl element dotýkající se okraje výlisku. Deformace výlisku φ_1 φ_2 byla měřena v závislosti na vzdálenosti od okraje zhotoveného výlisku, přičemž tato vzdálenost je měřena podél povrchu sledovaného řezu a je označena jako x . Vzhledem k tomu, že bylo měřeno vždy dvanáct elementů bezprostředně následujících za sebou, byla vzdálenost středu elementu od okraje výlisku vypočítána dle vztahu (198) (viz obr. 10.1.2.3.)

$$x_1 = \frac{1}{2} L_0 e^{\varphi_1}$$

$$x_n = x_{n-1} + \frac{1}{2} L_0 (e^{\varphi_{n-1}} + e^{\varphi_n}) + L_a e^{\frac{\varphi_{n-1} + \varphi_n}{2}}, \quad (198)$$

kde L_0 je počáteční rozměr elementu deformační sítě

L_a je počáteční vzdálenost okrajů elementů deformační sítě (viz. obr.8.1.2.2.1.).

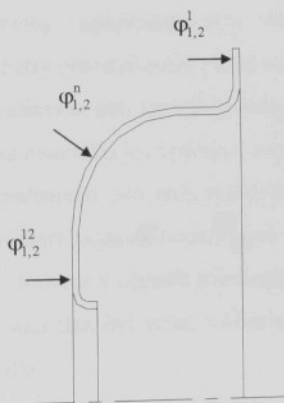


Obr. 10.1.2.3.. Princip výpočtu odlehlosti středu měřeného elementu od okraje výlisku

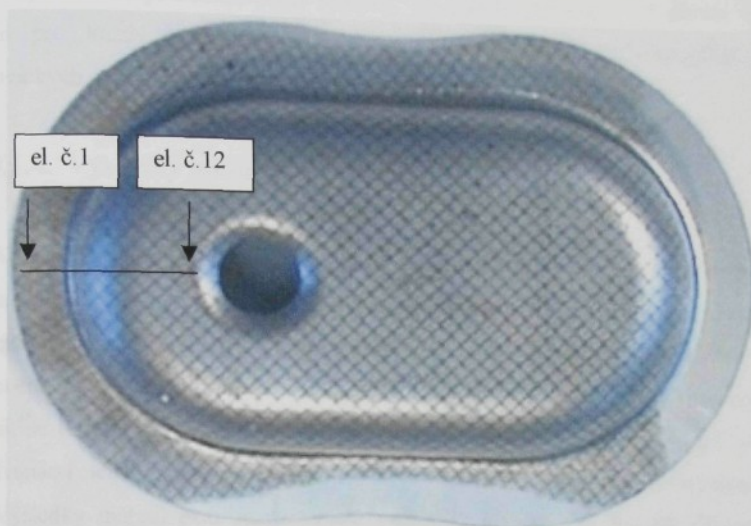
Poloha počátečního $\varphi_{1,2}^1$ a konečného $\varphi_{1,2}^{12}$ měřeného elementu deformační sítě je patrná z obr. 10.1.2.4. a obr. 10.1.2.5..

Logaritmické deformace φ_1 a φ_2 a vzdálenosti od okraje výlisku jsou přiřazeny vždy středům jednotlivých měřených elementů deformační sítě, čímž se dopouštíme určitého zkreslení, jelikož hodnoty φ_1 a φ_2 jsou integrálními hodnotami a tato hodnota by se měla přiřadit celému elementu (elipse).

ŘEZ C-C



Obr.10.1.2.4.. Schématické znázornění měřených míst na výlisku



Obr.10.1.2.5.. Znáznornění měřených míst na výlisku

10.1.3. Podmínky experimentu

Technologické podmínky experimentu byly voleny v návaznosti na již provedené tribologické zkoušky a parametry pro zhotovení pláště sacího koše byly voleny tedy takto:

1. Experiment byl realizován pro materiály Salzgitter PRETEX, Sollac EDT a Voest EBT, celé označení materiálů je uvedeno v kapitole 7..
2. Experiment byl realizován pro dvě rychlosti posuvu beranu $v_n=1$ a 10 mm s^{-1} s vědomím, že rychlost posuvu beranu není totožná s rychlostí posuvu materiálu v nástroji, tak jako tomu je v případě tribologické zkoušky protahováním pásku.
3. Kontaktní přidržovací tlak byl volen s ohledem na skutečně používané přidržovací tlaky $p=2, 4$ a 6 MPa .
4. Použité mazivo
 - a) prací olej Anticorit AC PL 3802-39LV, množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$
 - b) prací olej Anticorit AC PL 3802-39LV ($1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) v kombinaci s tažným olejem AP 167/22 ($2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$).

Nanášení maziva na vzorky bylo totožné jako v případě tribologických testů a je popsáno v kapitole 9.2.3..



Z výše uvedených skutečností vyplývá, že rozvoj deformace při tažení výlisku byl zjišťován pro každý testovaný materiál při dvanácti různých nastaveních vstupních technologických podmínek.

10.1.4. Výsledky měření

Vzhledem k charakteru zhotovovaného výlisku a předpokládaným malým deformacím zkoumané oblasti byl počet zhotovovaných vzorků pro každou kombinaci technologických podmínek volen $n = 30$ vzorků. Tento počet by měl být dostačující i pro objektivní statistické vyhodnocení výsledků. Při uvažování všech testovaných materiálů a technologických podmínek se tedy jedná o 1080 vzorků. Vzhledem k tomu, že zkoumaný řez C – C je dále tvořen dvanácti elementy deformací sítě, bylo nutno provést značné množství měření.

Výsledky měření jsou zaznamenány ve formě přehledných tabulek (Tabulka 22 až Tabulka 33), kde jsou uvedeny střední hodnoty naměřených deformací spolu s odpovídajícími výběrovými směrodatnými odchylkami. Z naměřených a vypočítaných hodnot jsou sestrojeny grafy průběhů deformace pro jednotlivé testované materiály ve voleném řezu C-C (viz obr. 10.1.1.1.). Vzhledem k značnému množství dat jsou všechna měření deformace výlisku uložena v elektronické formě na příloženém CD a jednotlivá měření nejsou prezentována v disertační práci. V předkládané práci jsou na obr. 10.1.4.1. až 10.1.4.12. v grafické formě znázorněny průběhy deformací φ_1 , φ_2 a φ_3 v závislosti na odlehlosti od okraje výlisku při respektování jednotlivých kombinací vstupních technologických podmínek. Deformace φ_3 nebyla měřena, ale byla spočítána pomocí deformace φ_1 a φ_2 . Pro názornost jsou v každém grafu porovnány všechny testované materiály s různou morfologií povrchu. Vzhledem k omezenému rozsahu práce je podrobné srovnání naměřených křivek průběhů deformace (pro různé kombinace vstupních podmínek) k nahlédnutí v elektronických souborech uložených na příloženém CD, kde je prezentováno dalších 36 grafů.

V sestrojených grafech je vzhledem k dlouhému názvu jednotlivých použitých mazadel použita zkrácená forma označení mazadla a to:

- Zkratka PL – prací olej Anticorit AC PL 3802-39LV.
- Zkratka AP – kombinace pracího oleje Anticorit AC PL 3802-39LV + tažný olej AP 167/22.

Statistické vyhodnocení experimentu a rozbor výsledků měření je proveden v kapitole 10.3..

Tabulka 22. Tabulka naměřených a vypočítaných hodnot deformace

Mazivo: Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Teplota: $20 \pm 2^\circ\text{C}$
 Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 1 \text{ mm s}^{-1}$. Kontaktní přidržovací tlak $p = 2 \text{ MPa}$.
 Materiál čelistí ČSN 19 312 ($60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost nástroje $R_a = 0,26 \mu\text{m}$, $R_z = 2,17 \mu\text{m}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Vost EBT		
	x [mm]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]	x [mm]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]	x [mm]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]
	s	s	s	s	s	s	s	s	s
1	0	0,1946 0,025	-0,2268 0,0078	0	0,1863 0,008	-0,2371 0,008	0	0,1898 0,0085	-0,2332 0,0117
2	3,7869	0,1761 0,015	-0,2242 0,0095	3,7491	0,1644 0,0052	-0,233 0,0084	3,7622	0,1678 0,0056	-0,2291 0,0118
3	7,4754	0,1418 0,0121	-0,2122 0,0102	7,3969	0,1313 0,0065	-0,218 0,007	7,4231	0,1351 0,0075	-0,2139 0,0081
4	11,3795	0,2856 0,013	-0,1744 0,0169	11,2494	0,2698 0,0094	-0,1694 0,0088	11,2871	0,2721 0,0069	-0,17 0,008
5	15,2835	0,2268 0,0082	-0,1127 0,0074	15,1019	0,217 0,0061	-0,1071 0,0088	15,1511	0,2203 0,005	-0,1091 0,0082
6	19,1414	0,1807 0,0126	-0,0604 0,0087	18,9325	0,1764 0,0045	-0,0548 0,0065	18,9929	0,179 0,0078	-0,0572 0,0071
7	22,8046	0,1229 0,0087	-0,0182 0,0094	22,5718	0,1141 0,0062	-0,015 0,0074	22,6455	0,1189 0,0053	-0,0156 0,009
8	26,211	0,0345 0,0141	0,0074 0,0099	25,9738	0,0413 0,0074	0,0119 0,0076	26,0502	0,0377 0,0061	0,0111 0,0077
9	29,4471	0,0219 0,0083	0,0193 0,0083	29,2312	0,0282 0,0078	0,0244 0,0089	29,2964	0,0249 0,007	0,0213 0,0066
10	32,6625	0,0217 0,0058	0,0205 0,0083	32,4656	0,0272 0,0071	0,0263 0,0075	32,5193	0,0234 0,0097	0,0229 0,0093
11	35,8753	0,0204 0,0062	0,0211 0,0066	35,6975	0,0266 0,0074	0,0264 0,0069	35,7384	0,0225 0,0064	0,0226 0,009
12	39,0858	0,0203 0,0069	0,0202 0,0072	38,9277	0,0263 0,0078	0,0266 0,0082	38,956	0,0225 0,0052	0,0228 0,007

**Tabulka 23.** Tabulka naměřených a vypočítaných hodnot deformace

Mazivo: Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Teplota: $20 \pm 2^\circ\text{C}$
 Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 1 \text{ mm s}^{-1}$. Kontaktní přidržovací tlak $p = 4 \text{ MPa}$.
 Materiál čelistí ČSN 19 312 ($60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost nástroje $R_a = 0,26 \mu\text{m}$, $R_z = 2,17 \mu\text{m}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
	s	s	s	s	s	s	s	s	s
1	0	0,1964 0,0083	-0,2264 0,0105	0	0,1883 0,0077	-0,2293 0,0098	0	0,1928 0,0077	-0,2318 0,0113
2	3,7958	0,179 0,006	-0,2215 0,0107	3,753	0,1644 0,0065	-0,2261 0,0097	3,7737	0,1709 0,0055	-0,2263 0,0103
3	7,5166	0,1565 0,0064	-0,2098 0,0158	7,4292	0,147 0,0058	-0,2174 0,0107	7,47	0,1514 0,008	-0,215 0,0087
4	11,5168	0,3184 0,0095	-0,1725 0,0124	11,3847	0,3056 0,005	-0,1682 0,0067	11,441	0,3092 0,0089	-0,1703 0,0114
5	15,5171	0,2591 0,0074	-0,1122 0,0102	15,3401	0,2483 0,0075	-0,1084 0,0076	15,412	0,2516 0,0087	-0,1077 0,011
6	19,4761	0,1999 0,0072	-0,0646 0,0067	19,2568	0,1892 0,0054	-0,0554 0,0071	19,3432	0,1933 0,0071	-0,0574 0,0094
7	23,2135	0,144 0,0101	-0,0145 0,006	22,9504	0,131 0,0094	-0,0157 0,0085	23,0557	0,1372 0,0073	-0,0138 0,0077
8	26,6859	0,0517 0,0079	0,0093 0,0103	26,4054	0,0552 0,0059	0,0114 0,0094	26,5142	0,0506 0,0107	0,0138 0,0077
9	29,961	0,0286 0,0075	0,0205 0,0105	29,6915	0,0318 0,0073	0,025 0,0069	29,7838	0,0263 0,007	0,0227 0,008
10	33,1896	0,0232 0,0077	0,0236 0,0067	32,9363	0,03 0,0044	0,0296 0,0074	33,0126	0,0257 0,0076	0,0255 0,008
11	36,4092	0,023 0,0085	0,0228 0,0086	36,178	0,03 0,0078	0,0304 0,0069	36,24	0,0254 0,0059	0,0267 0,0068
12	39,6276	0,0224 0,0095	0,0223 0,0122	39,4219	0,0313 0,0093	0,0321 0,0096	39,4669	0,0254 0,0071	0,0257 0,0076



Tabulka 24. Tabulka naměřených a vypočítaných hodnot deformace

Mazivo: Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Teplota: $20 \pm 2^\circ\text{C}$
 Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 1 \text{ mm s}^{-1}$. Kontaktní přidržovací tlak $p = 6 \text{ MPa}$.
 Materiál čelistí ČSN 19 312 ($60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost nástroje $R_a = 0,26 \mu\text{m}$, $R_z = 2,17 \mu\text{m}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
	s	s	s	s	s	s	s	s	s
1	0	0,2034 0,0064	-0,2175 0,0121	0	0,1907 0,0067	-0,2339 0,0101	0	0,1958 0,0085	-0,2256 0,0106
2	3,818	0,1837 0,0077	-0,2151 0,0099	3,7666	0,1693 0,0065	-0,2297 0,0112	3,7831	0,1729 0,005	-0,2226 0,0115
3	7,5733	0,1704 0,008	-0,2092 0,0128	7,481	0,1628 0,0047	-0,217 0,0092	7,4996	0,1604 0,0065	-0,2149 0,0094
4	11,7824	0,4007 0,0073	-0,1688 0,0108	11,611	0,3722 0,0049	-0,1638 0,0101	11,651	0,3837 0,0058	-0,1652 0,0091
5	15,9914	0,3078 0,0076	-0,1121 0,0132	15,741	0,3043 0,0054	-0,1071 0,0079	15,8024	0,3047 0,0052	-0,1096 0,0111
6	20,147	0,2481 0,0081	-0,0605 0,0092	19,8758	0,2415 0,0053	-0,0537 0,0098	19,94	0,2425 0,0059	-0,058 0,0094
7	24,0259	0,1694 0,0082	-0,015 0,0083	23,7441	0,1708 0,0055	-0,0118 0,0059	23,8089	0,17 0,0072	-0,0167 0,0104
8	27,5826	0,0741 0,0062	0,0094 0,0109	27,3088	0,0772 0,0055	0,012 0,0074	27,3648	0,073 0,0075	0,0101 0,0072
9	30,9083	0,0367 0,0077	0,0203 0,0129	30,6442	0,0394 0,0062	0,0258 0,0076	30,6865	0,0354 0,0069	0,022 0,0067
10	34,1554	0,0265 0,0103	0,025 0,0106	33,9049	0,0323 0,0059	0,0293 0,0065	33,937	0,03 0,0079	0,0278 0,0062
11	37,383	0,0247 0,006	0,0253 0,0069	37,1555	0,0332 0,0051	0,0336 0,0073	37,1776	0,0293 0,0073	0,0298 0,0088
12	40,609	0,0255 0,007	0,0242 0,0087	40,4084	0,0336 0,0056	0,0332 0,0063	40,4187	0,0303 0,0067	0,0297 0,0068

Tabulka 25. Tabulka naměřených a vypočítaných hodnot deformace

Mazivo: Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Teplota: $20 \pm 2^\circ\text{C}$
 Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 10 \text{ mm s}^{-1}$. Kontaktní přidržovací tlak $p = 2 \text{ MPa}$.
 Materiál čelistí ČSN 19 312 ($60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost nástroje $R_a = 0,26 \mu\text{m}$, $R_z = 2,17 \mu\text{m}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
	s	s	s	s	s	s	s	s	s
1	0	0,1944 0,0143	-0,2268 0,0091	0	0,1856 0,007	-0,2345 0,0059	0	0,1899 0,0106	-0,2332 0,0123
2	3,7823	0,1739 0,0124	-0,2273 0,0104	3,7464	0,1636 0,006	-0,2316 0,0082	3,7604	0,1668 0,0061	-0,2285 0,0122
3	7,4673	0,1422 0,0107	-0,2144 0,0104	7,3939	0,132 0,0069	-0,2177 0,0096	7,42	0,1355 0,0071	-0,2143 0,0086
4	11,3719	0,2855 0,0085	-0,1726 0,0144	11,2501	0,271 0,0064	-0,1699 0,0096	11,2845	0,272 0,0063	-0,17 0,008
5	15,2765	0,2261 0,0081	-0,1096 0,0105	15,1063	0,217 0,0051	-0,1068 0,0081	15,1491	0,2202 0,006	-0,1088 0,0071
6	19,1366	0,1827 0,0101	-0,0608 0,0095	18,9359	0,176 0,0062	-0,0534 0,0082	18,9912	0,1792 0,0061	-0,0569 0,0095
7	22,8031	0,1228 0,0113	-0,0193 0,0097	22,5742	0,114 0,0084	-0,0164 0,0082	22,6461	0,1199 0,0082	-0,0168 0,0107
8	26,2149	0,0379 0,0128	0,0082 0,0107	25,9777	0,0423 0,0055	0,0119 0,0058	26,0584	0,0412 0,0074	0,0114 0,0082
9	29,4588	0,0234 0,0113	0,0192 0,0107	29,2358	0,0276 0,0089	0,0229 0,0058	29,3101	0,0248 0,0059	0,0201 0,0088
10	32,6721	0,019 0,0072	0,02 0,0089	32,4681	0,0265 0,0079	0,0262 0,0075	32,5312	0,0224 0,0084	0,0232 0,0084
11	35,8804	0,0202 0,0068	0,0201 0,0062	35,6993	0,0269 0,0071	0,0274 0,0059	35,7485	0,0225 0,0062	0,0206 0,0085
12	39,0903	0,0201 0,0085	0,02 0,0083	38,9314	0,0271 0,0086	0,0274 0,0057	38,9664	0,0227 0,0053	0,0235 0,0049

Tabulka 26. Tabulka naměřených a vypočítaných hodnot deformace

Mazivo: Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Teplota: $20 \pm 2^\circ\text{C}$ Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 10 \text{ mm s}^{-1}$. Kontaktní přidrřovací tlak $p = 4 \text{ MPa}$. Materiál čelisti ČSN 19 312 ($60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost nástroje $R_a = 0,26 \mu\text{m}$, $R_z = 2,17 \mu\text{m}$.									
č el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
		s	s	s	s	s	s	s	s
1	0	0,2002	-0,2238	0	0,1895	-0,2293	0	0,1904	-0,2308
		0,0099	0,0104	0	0,008	0,0116	0	0,0067	0,0111
2	3,8054	0,1803	-0,2218	3,7544	0,1639	-0,227	3,7643	0,1683	-0,2273
		0,0073	0,009	0	0,0073	0,0076	0	0,005	0,0119
3	7,5298	0,1572	-0,2133	7,4294	0,1469	-0,2166	7,4567	0,1519	-0,2148
		0,0065	0,0109	0	0,0075	0,008	0	0,0075	0,01
4	11,5371	0,3212	-0,1729	11,3863	0,3064	-0,1682	11,4275	0,3087	-0,1671
		0,0092	0,0136	0	0,0047	0,0066	0	0,0065	0,0123
5	15,5445	0,2597	-0,1111	15,3432	0,2472	-0,1078	15,3984	0,2527	-0,1082
		0,0065	0,0085	0	0,0068	0,0077	0	0,0073	0,0087
6	19,5068	0,201	-0,0635	19,2589	0,1899	-0,0557	19,3341	0,1945	-0,0579
		0,0079	0,0076	0	0,0041	0,007	0	0,0093	0,0072
7	23,244	0,1427	-0,0178	22,9527	0,1304	-0,0152	23,0526	0,1392	-0,013
		0,0088	0,0104	0	0,0065	0,0079	0	0,0075	0,0085
8	26,7109	0,0498	0,01	26,4055	0,0545	0,0128	26,5137	0,05	0,0142
		0,0087	0,013	0	0,0056	0,0074	0	0,0096	0,0084
9	29,9791	0,0263	0,0236	29,6923	0,0329	0,0242	29,781	0,0256	0,0222
		0,0119	0,0113	0	0,0073	0,0069	0	0,0072	0,0095
10	33,2032	0,0228	0,0224	32,9376	0,0293	0,0299	33,0081	0,0253	0,0234
		0,0058	0,0062	0	0,0048	0,0061	0	0,0069	0,0056
11	36,4184	0,0208	0,0228	36,1776	0,0296	0,0301	36,2322	0,0237	0,0256
		0,0079	0,0098	0	0,0066	0,0094	0	0,0071	0,0102
12	39,6328	0,0222	0,0255	39,418	0,0296	0,0308	39,451	0,0221	0,0245
		0,0057	0,0078	0	0,0078	0,0069	0	0,0098	0,0092



Tabulka 27. Tabulka naměřených a vypočítaných hodnot deformace

Mazivo: Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Teplota: $20 \pm 2^\circ\text{C}$
 Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 10 \text{ mm s}^{-1}$. Kontaktní přidržovací tlak $p = 6 \text{ MPa}$.
 Materiál čelistí ČSN 19 312 ($60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost nástroje $R_a = 0,26 \mu\text{m}$, $R_z = 2,17 \mu\text{m}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]	x [mm]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]	x [mm]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]
	s	s	s	s	s	s	s	s	s
1	0	0,2036 0,0075	-0,216 0,0105	0	0,1907 0,0065	-0,2264 0,0092	0	0,1959 0,0105	-0,2262 0,0104
2	3,8175	0,1833 0,0066	-0,2143 0,008	3,7668	0,1694 0,0055	-0,2234 0,0086	3,7873	0,1751 0,0076	-0,2232 0,0096
3	7,5721	0,1704 0,0092	-0,2101 0,0144	7,481	0,1627 0,0059	-0,2152 0,0093	7,5066	0,1596 0,009	-0,2158 0,0077
4	11,7779	0,3992 0,007	-0,1674 0,0132	11,6087	0,3714 0,0064	-0,164 0,0079	11,6586	0,3847 0,0036	-0,1651 0,0079
5	15,9836	0,3106 0,0073	-0,1109 0,0128	15,7365	0,3046 0,0058	-0,1079 0,0083	15,8107	0,3048 0,0045	-0,1105 0,0095
6	20,148	0,2495 0,0098	-0,0597 0,0092	19,8713	0,2411 0,0063	-0,0542 0,0078	19,95	0,2432 0,0065	-0,0603 0,0105
7	24,0255	0,1671 0,0071	-0,0152 0,0085	23,7385	0,1706 0,0055	-0,0125 0,0071	23,8179	0,1688 0,0054	-0,0176 0,0113
8	27,5768	0,0734 0,0069	0,0066 0,014	27,3021	0,0768 0,0068	0,0102 0,0118	27,3714	0,0728 0,0099	0,0103 0,0101
9	30,9027	0,0376 0,009	0,0197 0,0126	30,6376	0,0399 0,0081	0,0261 0,0076	30,6969	0,0379 0,0059	0,022 0,0067
10	34,1504	0,026 0,0134	0,0248 0,0089	33,9	0,0328 0,0073	0,0309 0,0062	33,9529	0,0308 0,0067	0,0276 0,0081
11	37,3763	0,0241 0,0054	0,0256 0,0077	37,1521	0,0335 0,0068	0,0329 0,0071	37,1962	0,0301 0,0055	0,0281 0,0075
12	40,603	0,0266 0,0082	0,0242 0,0079	40,4046	0,0331 0,0058	0,0336 0,0055	40,438	0,0299 0,0082	0,0292 0,0059

Tabulka 28. Tabulka naměřených a vypočítaných hodnot deformace

Mazivo: AC PL 3802-39LV ($1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) + AP 167/22 ($2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Teplota: $20 \pm 2^\circ\text{C}$

Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 1 \text{ mm s}^{-1}$. Kontaktní přidržovací tlak $p = 2 \text{ MPa}$.

Materiál čelisti ČSN 19 312 ($60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost nástroje $R_a = 0,26 \mu\text{m}$, $R_z = 2,17 \mu\text{m}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Vost EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
	s	s	s	s	s	s	s	s	s
1	0	0,1913 0,0066	-0,2377 0,0085	0	0,1822 0,007	-0,2452 0,0076	0	0,1849 0,006	-0,2404 0,0087
2	3,7653	0,168 0,0078	-0,2379 0,0074	3,7306	0,1585 0,0055	-0,2415 0,0095	3,7429	0,1624 0,0068	-0,2377 0,0105
3	7,4386	0,1418 0,0079	-0,2203 0,0106	7,3655	0,1302 0,0069	-0,2211 0,0094	7,3838	0,1296 0,0067	-0,2208 0,0058
4	11,328	0,2786 0,0089	-0,1724 0,0134	11,2088	0,2663 0,0054	-0,1674 0,011	11,2249	0,2658 0,0063	-0,1687 0,0104
5	15,2174	0,2169 0,0068	-0,1049 0,0087	15,052	0,2099 0,0079	-0,1058 0,0082	15,066	0,2151 0,0055	-0,1046 0,0064
6	19,0379	0,1711 0,006	-0,053 0,0089	18,8478	0,1652 0,0046	-0,0529 0,0061	18,878	0,1685 0,0065	-0,0521 0,0055
7	22,6597	0,1098 0,0071	-0,0174 0,0078	22,4574	0,1091 0,0068	-0,0116 0,0067	22,4972	0,1111 0,0076	-0,0147 0,0063
8	26,0463	0,0364 0,0103	0,0103 0,0096	25,8576	0,0455 0,0083	0,0084 0,0068	25,9	0,045 0,0079	0,008 0,0111
9	29,2918	0,0258 0,0046	0,0211 0,0103	29,1287	0,0325 0,0066	0,0258 0,0063	29,1632	0,0281 0,0061	0,0251 0,0066
10	32,5165	0,0236 0,0077	0,0238 0,0118	32,3747	0,0301 0,008	0,0308 0,0068	32,3988	0,028 0,0066	0,0277 0,0079
11	35,7369	0,0232 0,0077	0,0239 0,0075	35,6168	0,03 0,0067	0,031 0,0097	35,6335	0,0275 0,0086	0,0278 0,0087
12	38,9571	0,0234 0,0071	0,0217 0,009	38,8588	0,0301 0,008	0,0302 0,0055	38,8682	0,0281 0,0088	0,0277 0,0089



Tabulka 29. Tabulka naměřených a vypočítaných hodnot deformace

Mazivo: AC PL 3802-39LV ($1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) + AP 167/22 ($2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Teplota: $20 \pm 2^\circ\text{C}$
 Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 1 \text{ mm s}^{-1}$. Kontaktní přidržovací tlak $p = 4 \text{ MPa}$.
 Materiál čelistí ČSN 19 312 ($60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost nástroje $R_a = 0,26 \mu\text{m}$, $R_z = 2,17 \mu\text{m}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]	x [mm]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]	x [mm]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]
		s	s	s	s	s	s	s	s
1	0	0,193 0,0063	-0,2326 0,012	0	0,1834 0,0051	-0,2421 0,0096	0	0,1864 0,0049	-0,2387 0,0101
2	3,7744	0,1711 0,0066	-0,2323 0,0096	3,7396	0,1622 0,0058	-0,2391 0,012	3,7529	0,1663 0,0061	-0,236 0,0104
3	7,4689	0,1502 0,0076	-0,218 0,0092	7,3935	0,137 0,0063	-0,2228 0,0094	7,4241	0,1424 0,0055	-0,2213 0,0084
4	11,4133	0,2975 0,0075	-0,1776 0,0119	11,2755	0,2792 0,0068	-0,1721 0,008	11,3322	0,2871 0,0058	-0,173 0,0077
5	15,3577	0,246 0,0066	-0,1068 0,0095	15,1575	0,2409 0,0064	-0,1068 0,0079	15,2404	0,2431 0,0048	-0,1076 0,007
6	19,2765	0,1927 0,0066	-0,0524 0,0118	19,0536	0,1862 0,0051	-0,0544 0,0064	19,142	0,1868 0,0053	-0,0553 0,0075
7	22,9761	0,1307 0,0045	-0,0178 0,0084	22,736	0,128 0,0052	-0,0172 0,0087	22,828	0,1293 0,0101	-0,0168 0,0086
8	26,4155	0,0461 0,0074	0,0119 0,0093	26,1836	0,054 0,0056	0,0136 0,0066	26,2729	0,0509 0,0071	0,0133 0,0074
9	29,683	0,0296 0,0087	0,0247 0,0079	29,4714	0,0341 0,0079	0,0276 0,0065	29,5526	0,0322 0,0102	0,0271 0,0081
10	32,9188	0,0267 0,0092	0,0271 0,0061	32,723	0,0319 0,0088	0,0328 0,0084	32,7983	0,0302 0,0065	0,0301 0,0088
11	36,1512	0,0275 0,0069	0,0276 0,0114	35,9726	0,0329 0,0098	0,0316 0,0056	36,0393	0,0293 0,0085	0,0296 0,0071
12	39,3843	0,0272 0,0097	0,0277 0,0067	39,2226	0,0322 0,0068	0,031 0,0084	39,2798	0,0298 0,0076	0,0295 0,0069



Tabulka 30. Tabulka naměřených a vypočítaných hodnot deformace

Mazivo: AC PL 3802-39LV ($1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) + AP 167/22 ($2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Teplota: $20 \pm 2^\circ\text{C}$
 Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 1 \text{ mm s}^{-1}$. Kontaktní přidržovací tlak $p = 6 \text{ MPa}$.
 Materiál čelisti ČSN 19 312 ($60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost nástroje $R_a = 0,26 \mu\text{m}$, $R_z = 2,17 \mu\text{m}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
	s	s	s	s	s	s	s	s	s
1	0	0,1971 0,0067	-0,2273 0,0098	0	0,1854 0,0047	-0,2359 0,0096	0	0,1876 0,0057	-0,2328 0,0104
2	3,7893	0,1749 0,0073	-0,2267 0,0103	3,7447	0,1629 0,005	-0,2349 0,0102	3,7584	0,168 0,0054	-0,2315 0,0081
3	7,5125	0,1619 0,0077	-0,2169 0,0105	7,417	0,1464 0,0083	-0,2267 0,0095	7,4514	0,1525 0,0053	-0,2234 0,009
4	11,6144	0,3605 0,0084	-0,1743 0,0107	11,4506	0,3425 0,0047	-0,1685 0,0074	11,526	0,356 0,0051	-0,1717 0,0067
5	15,7163	0,2819 0,0075	-0,1082 0,0109	15,4841	0,2764 0,0068	-0,1032 0,0078	15,6005	0,2794 0,006	-0,1041 0,0092
6	19,7795	0,2292 0,0067	-0,0545 0,0081	19,5281	0,2253 0,007	-0,0537 0,008	19,6563	0,2281 0,0064	-0,0543 0,0078
7	23,5864	0,1509 0,0067	-0,0132 0,0086	23,3272	0,1508 0,0075	-0,0143 0,0073	23,4611	0,1509 0,006	-0,0129 0,0088
8	27,0934	0,0648 0,0073	0,0135 0,0071	26,8495	0,0739 0,0072	0,0119 0,0076	26,9787	0,071 0,0067	0,0126 0,0074
9	30,3949	0,0315 0,0061	0,0235 0,0067	30,1814	0,0406 0,0062	0,0285 0,0077	30,3014	0,0381 0,0076	0,0257 0,009
10	33,6351	0,0275 0,0095	0,0276 0,0065	33,4501	0,0359 0,0072	0,0362 0,006	33,5617	0,0333 0,0076	0,0323 0,007
11	36,8704	0,0285 0,0068	0,028 0,0083	36,7115	0,0361 0,0092	0,0357 0,0081	36,812	0,032 0,0085	0,032 0,0067
12	40,1072	0,0284 0,0078	0,0281 0,0056	39,9734	0,0362 0,0072	0,0361 0,0091	40,0611	0,0325 0,0055	0,0324 0,0075

**Tabulka 31.** Tabulka naměřených a vypočítaných hodnot deformace

Mazivo: AC PL 3802-39LV ($1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) + AP 167/22 ($2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Teplota: $20 \pm 2^\circ\text{C}$
 Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 10 \text{ mm s}^{-1}$. Kontaktní přidržovací tlak $p = 2 \text{ MPa}$.
 Materiál čelisti ČSN 19 312 ($60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost nástroje $R_a = 0,26 \mu\text{m}$, $R_z = 2,17 \mu\text{m}$.

č el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
	s	s	s	s	s	s	s	s	s
1	0	0,193 0,0064	-0,2381 0,0088	0	0,1817 0,0063	-0,2458 0,0111	0	0,1845 0,0062	-0,2401 0,0095
2	3,7658	0,1665 0,0074	-0,2372 0,008	3,7339	0,1608 0,0078	-0,2409 0,0083	3,742	0,1624 0,0055	-0,2386 0,0109
3	7,4342	0,1406 0,0068	-0,2198 0,0105	7,3724	0,1299 0,0074	-0,2205 0,0083	7,3809	0,1285 0,0066	-0,2218 0,0092
4	11,3228	0,2792 0,0087	-0,1684 0,0111	11,2149	0,2662 0,0062	-0,1677 0,0096	11,2202	0,2658 0,0068	-0,1684 0,0096
5	15,2114	0,2165 0,0077	-0,1041 0,0091	15,0573	0,2091 0,0051	-0,1056 0,0082	15,0594	0,2157 0,0056	-0,1035 0,0064
6	19,0258	0,1683 0,0059	-0,0531 0,007	18,8509	0,1649 0,0066	-0,0527 0,0077	18,8719	0,1681 0,006	-0,052 0,0073
7	22,6444	0,111 0,0072	-0,0178 0,0081	22,4583	0,1082 0,0077	-0,0128 0,0064	22,49	0,1109 0,0056	-0,0143 0,0074
8	26,0315	0,0355 0,0096	0,0099 0,0095	25,8564	0,0452 0,0072	0,0077 0,0054	25,8917	0,0445 0,0095	0,0071 0,0087
9	29,2748	0,0254 0,0072	0,0217 0,0097	29,1265	0,0322 0,0084	0,0256 0,007	29,1545	0,0284 0,0063	0,0232 0,0079
10	32,4987	0,0235 0,0078	0,0239 0,0089	32,3725	0,0304 0,0068	0,0304 0,0067	32,3865	0,0255 0,0085	0,024 0,0109
11	35,7193	0,0234 0,0085	0,0232 0,011	35,6174	0,0315 0,0076	0,0318 0,008	35,6149	0,0262 0,0106	0,0265 0,0095
12	38,9395	0,0233 0,0097	0,0241 0,0064	38,8638	0,0313 0,0068	0,0306 0,0071	38,8447	0,0264 0,0053	0,0271 0,0081

**Tabulka 32.** Tabulka naměřených a vypočítaných hodnot deformace

Mazivo: AC PL 3802-39LV ($1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$)+AP 167/22 ($2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Teplota: $20 \pm 2^\circ\text{C}$
 Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 10 \text{ mm s}^{-1}$. Kontaktní přidržovací tlak $p = 4 \text{ MPa}$.
 Materiál čelistí ČSN 19 312 ($60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost nástroje $R_a = 0,26 \mu\text{m}$, $R_z = 2,17 \mu\text{m}$.

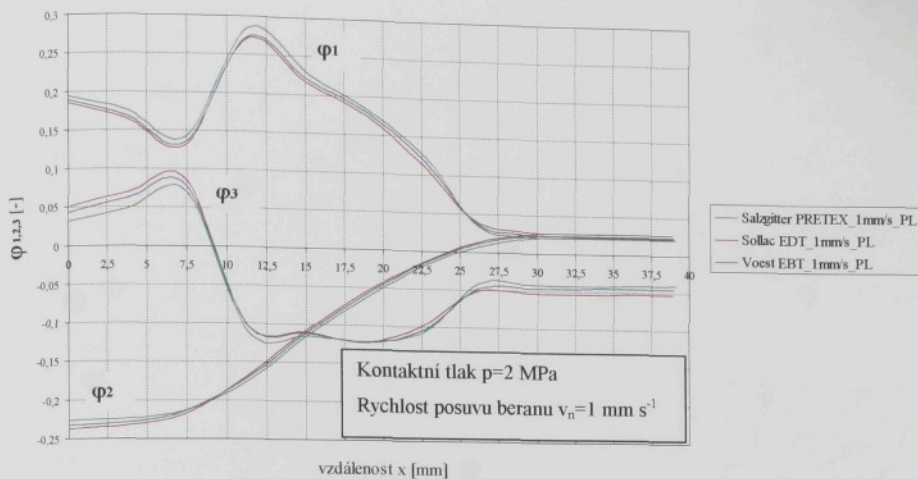
č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voesst EBT		
	x [mm]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]	x [mm]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]	x [mm]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]
	s	s	s	s	s	s	s	s	s
1	0	0,1928 0,0073	-0,2322 0,0088	0	0,1831 0,0071	-0,2418 0,0102	0	0,1852 0,0077	-0,2369 0,0088
2	3,7747	0,1715 0,0075	-0,2329 0,0117	3,7405	0,163 0,0072	-0,2394 0,011	3,7504	0,1662 0,0062	-0,2359 0,0105
3	7,4693	0,1499 0,0082	-0,2178 0,0094	7,3985	0,1384 0,0048	-0,2243 0,0108	7,4242	0,1439 0,0085	-0,2204 0,0121
4	11,4141	0,2981 0,006	-0,175 0,0106	11,283	0,2792 0,006	-0,1722 0,01	11,334	0,2865 0,0059	-0,1726 0,009
5	15,359	0,2462 0,0078	-0,1075 0,0076	15,1675	0,2407 0,0057	-0,1061 0,0074	15,2438	0,2434 0,005	-0,1072 0,0085
6	19,2811	0,1942 0,0068	-0,0509 0,0088	19,0629	0,186 0,0064	-0,0536 0,0063	19,147	0,1873 0,0071	-0,0544 0,0075
7	22,9866	0,1324 0,0037	-0,0176 0,0101	22,7455	0,1282 0,0064	-0,0175 0,0091	22,8347	0,1297 0,0065	-0,0193 0,01
8	26,4301	0,0468 0,0073	0,0134 0,0069	26,1936	0,054 0,0073	0,0131 0,0097	26,2802	0,0508 0,0079	0,0155 0,0097
9	29,7013	0,0312 0,0063	0,0236 0,007	29,4799	0,0331 0,007	0,0307 0,0089	29,5593	0,032 0,0093	0,0303 0,0068
10	32,9388	0,0261 0,0098	0,0278 0,0065	32,7313	0,0328 0,0079	0,033 0,0083	32,8047	0,0302 0,0091	0,0305 0,0077
11	36,1708	0,0279 0,0072	0,0291 0,0096	35,9821	0,0327 0,009	0,0339 0,0047	36,0461	0,0296 0,0094	0,0295 0,007
12	39,4027	0,026 0,0075	0,0269 0,0078	39,2308	0,0315 0,0062	0,0319 0,0088	39,2881	0,0306 0,0071	0,0292 0,0086

Tabulka 33. Tabulka naměřených a vypočítaných hodnot deformace

Mazivo: AC PL 3802-39LV ($1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) + AP 167/22 ($2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Teplota: $20 \pm 2^\circ\text{C}$
 Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 10 \text{ mm s}^{-1}$. Kontaktní přidržovací tlak $p = 6 \text{ MPa}$.
 Materiál čelistí ČSN 19 312 ($60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost nástroje $R_a = 0,26 \mu\text{m}$, $R_z = 2,17 \mu\text{m}$.

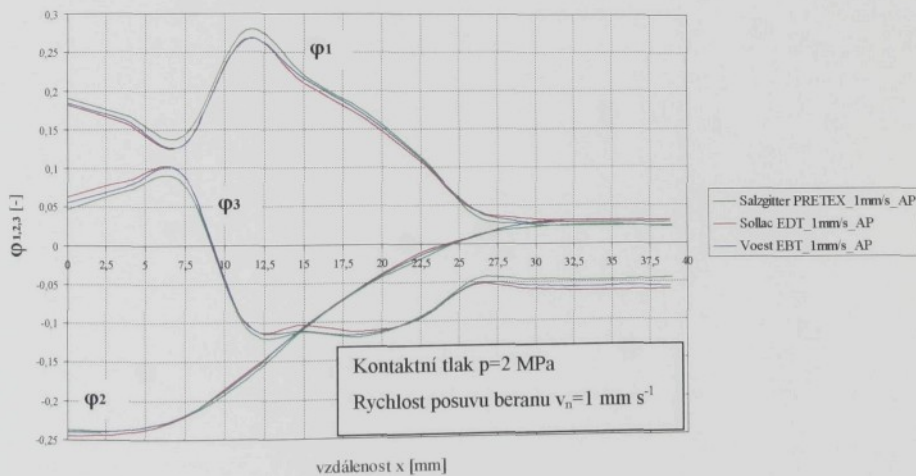
č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Viest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
	s	s	s	s	s	s	s	s	s
1	0	0,1981 0,0064	-0,2275 0,0103	0	0,185 0,0071	-0,2354 0,0092	0	0,1883 0,0055	-0,2323 0,0099
2	3,7923	0,1755 0,0068	-0,2269 0,009	3,7483	0,1652 0,0052	-0,2333 0,0078	3,76	0,1682 0,0061	-0,234 0,0076
3	7,5171	0,1622 0,0072	-0,2186 0,0087	7,4242	0,1461 0,0089	-0,2271 0,0078	7,4546	0,1532 0,0062	-0,2225 0,0104
4	11,6209	0,3611 0,0068	-0,172 0,0095	11,4587	0,3432 0,0063	-0,1685 0,0109	11,5299	0,3558 0,0067	-0,172 0,0072
5	15,7248	0,2813 0,0082	-0,1069 0,0098	15,4931	0,2749 0,0061	-0,1023 0,0079	15,6052	0,2776 0,0057	-0,1042 0,0089
6	19,7738	0,2227 0,0096	-0,0535 0,0078	19,5319	0,2242 0,0068	-0,0526 0,0084	19,6559	0,2274 0,007	-0,0546 0,0091
7	23,5627	0,148 0,0078	-0,0125 0,0081	23,3291	0,1509 0,006	-0,0146 0,0057	23,4606	0,1516 0,0054	-0,0125 0,0081
8	27,0633	0,0641 0,0074	0,0138 0,0086	26,852	0,0741 0,0057	0,0119 0,0087	26,977	0,0696 0,0079	0,0132 0,0054
9	30,3654	0,0326 0,0044	0,0226 0,0059	30,1834	0,0401 0,0072	0,0288 0,0072	30,2986	0,0388 0,0087	0,0264 0,0072
10	33,6064	0,0269 0,0101	0,0283 0,0069	33,4523	0,0365 0,006	0,0367 0,0059	33,5571	0,0315 0,0071	0,0312 0,0071
11	36,8413	0,0289 0,0076	0,028 0,0058	36,7157	0,0367 0,0074	0,0367 0,0074	36,806	0,0329 0,0084	0,0327 0,0071
12	40,077	0,0274 0,006	0,0281 0,0066	39,9797	0,0369 0,0094	0,0357 0,0086	40,0556	0,0319 0,0064	0,0324 0,0076

Rozvoj deformace zjištěný experimentálním způsobem



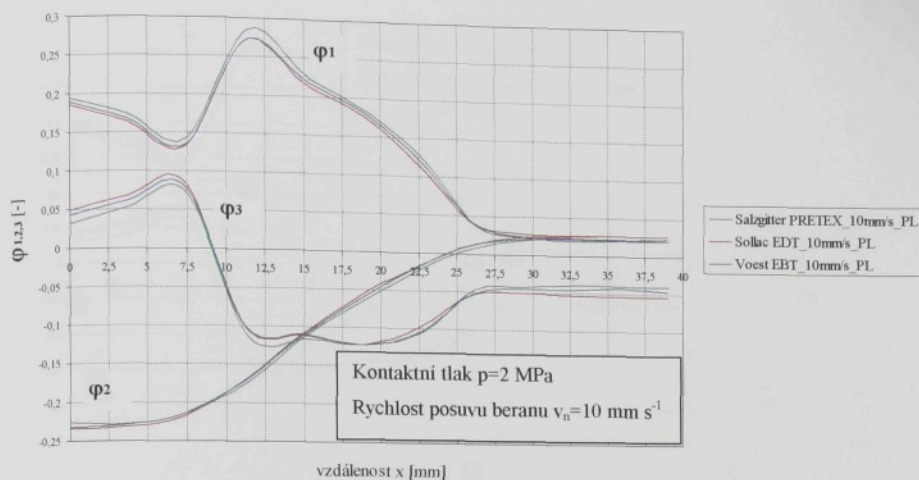
Obr.10.1.4.1.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Rozvoj deformace zjištěný experimentálním způsobem



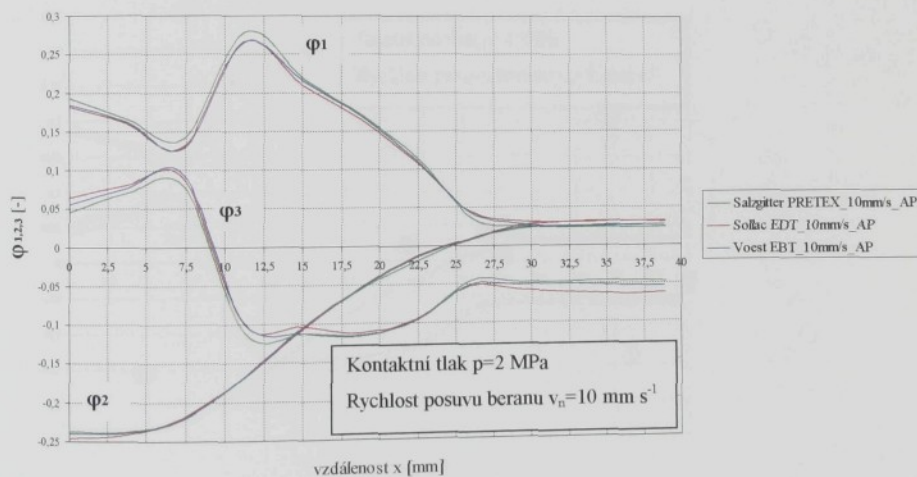
Obr.10.1.4.2.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Rozvoj deformace zjištěný experimentálním způsobem



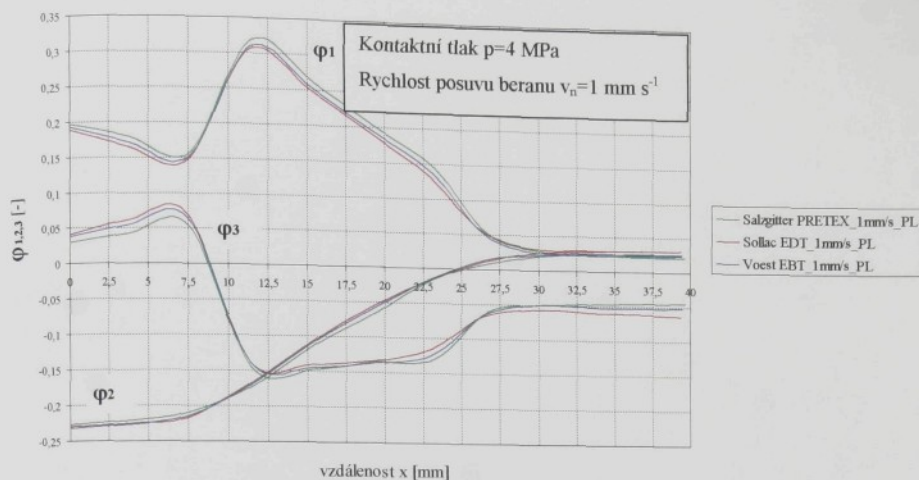
Obr.10.1.4.3.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Rozvoj deformace zjištěný experimentálním způsobem



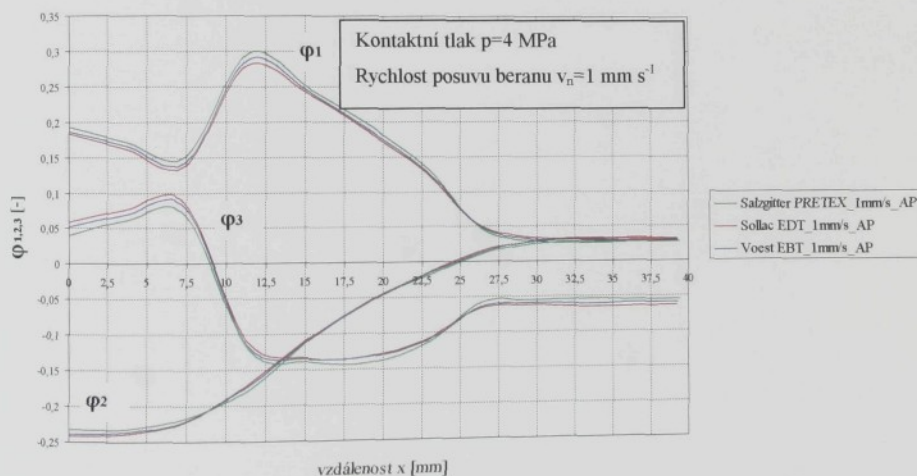
Obr.10.1.4.4.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Rozvoj deformace zjištěný experimentálním způsobem



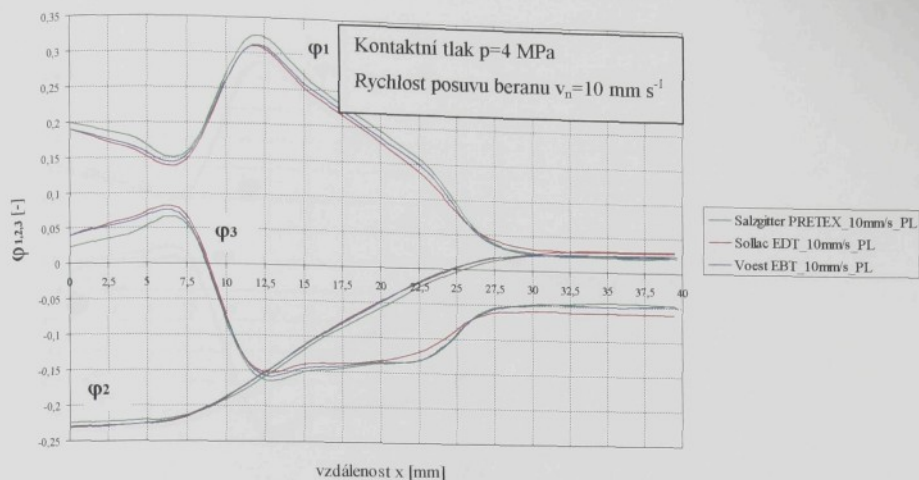
Obr.10.1.4.5.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Rozvoj deformace zjištěný experimentálním způsobem



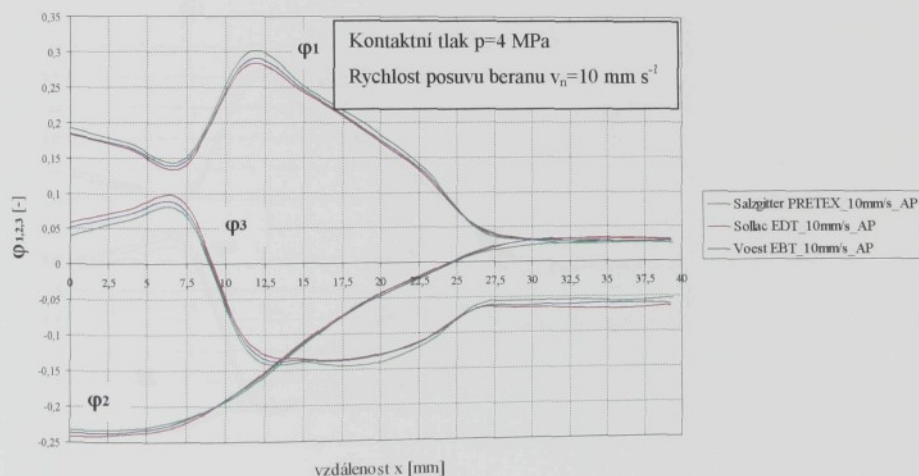
Obr.10.1.4.6.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Rozvoj deformace zjištěný experimentálním způsobem



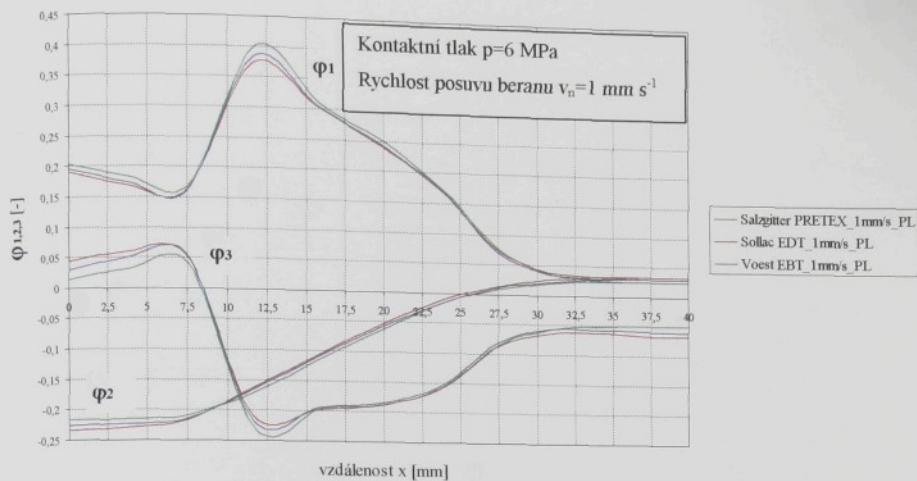
Obr.10.1.4.7.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Rozvoj deformace zjištěný experimentálním způsobem



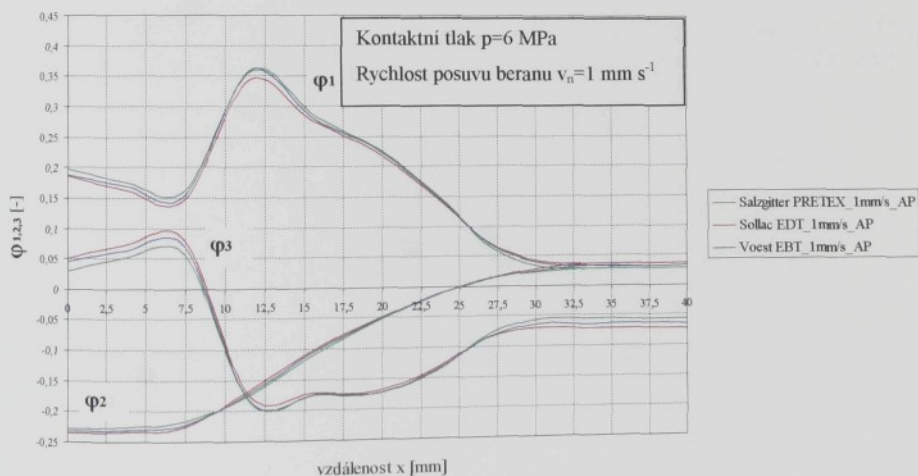
Obr.10.1.4.8.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Rozvoj deformace zjištěný experimentálním způsobem



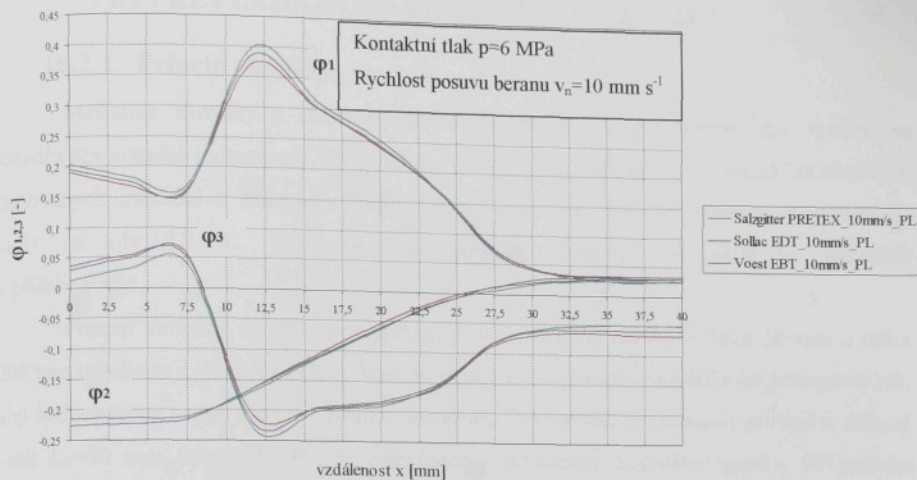
Obr.10.1.4.9.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Rozvoj deformace zjištěný experimentálním způsobem



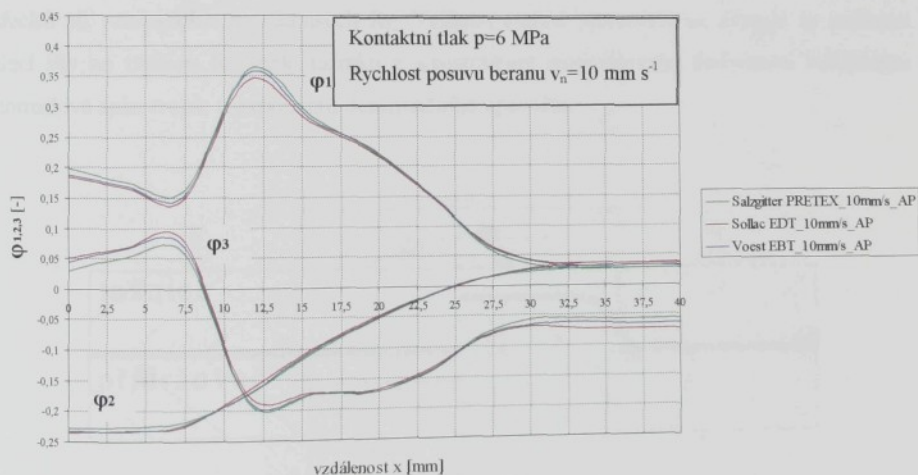
Obr.10.1.4.10.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Rozvoj deformace zjištěný experimentálním způsobem



Obr.10.1.4.11. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Rozvoj deformace zjištěný experimentálním způsobem



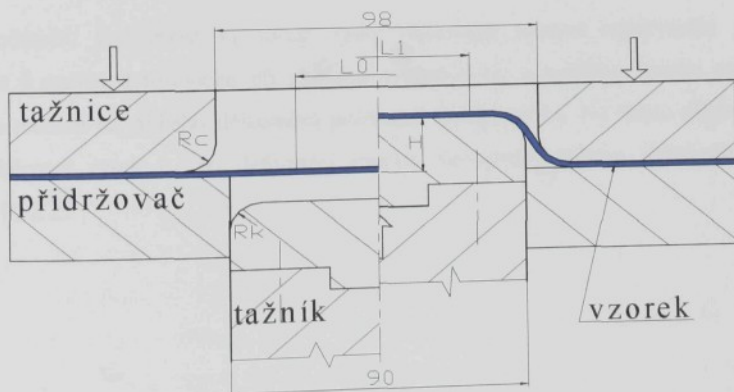
Obr.10.1.4.12.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

10.2. EXPERIMENTÁLNÍ ZJIŠTĚNÍ DEFORMACE MATERIÁLU PŘI PŘEVLÁDAJÍCÍM VYPÍNÁNÍ MATERIÁLU

10.2.1. Princip zkoušky

Metodika zkoušky a zkušební přípravek pro zkoušku vypínáním byl vyvinut na katedře strojírenské technologie TU v Liberci a slouží pro hodnocení tribologických vlastností testovaných mazadel a materiálů. Schéma zkušebního zařízení pro zkoušku vypínáním je vidět na obr.10.2.1.1.. Přípravek pro zkoušku vypínáním je vidět na fotografii v příloze P32.1..

Princip zkoušky spočívá ve vypínání pásku (vzorku) plechu o šířce 30 mm a délce 200 mm tažníkem s plochým čelem. Vzorek je pevně sevřen mezi tažnicí a přidržovačem tak, aby nedocházelo v této oblasti k posuvu materiálu. Na vzorku je vyznačen počáteční měřený úsek $L_0=50$ mm, který slouží pro vyhodnocení deformace měřeného vzorku. Při pohybu tažníku dochází k vypínání plechu mimo oblast sevření při současných posuvech na čele tažníku a jeho tažných hranách o poloměru R_K . Hloubka tažení H je volena jako konstantní pro daný soubor porovnávacích zkoušek tak, aby nedošlo k lomu v okrajových oblastech mezi tažnými rádiusy R_C a R_K . Hlavním faktorem ovlivňujícím míru vypínání plechu je velikost třecích sil vznikajících na rádiusech R_K . Velikost stupně pretvoření se zvyšuje se snížením třecí síly na rádiusu R_K , čele tažníku a s rostoucími materiálovými hodnotami koeficientu normálové anizotropie a exponentu deformačního zpevnění.



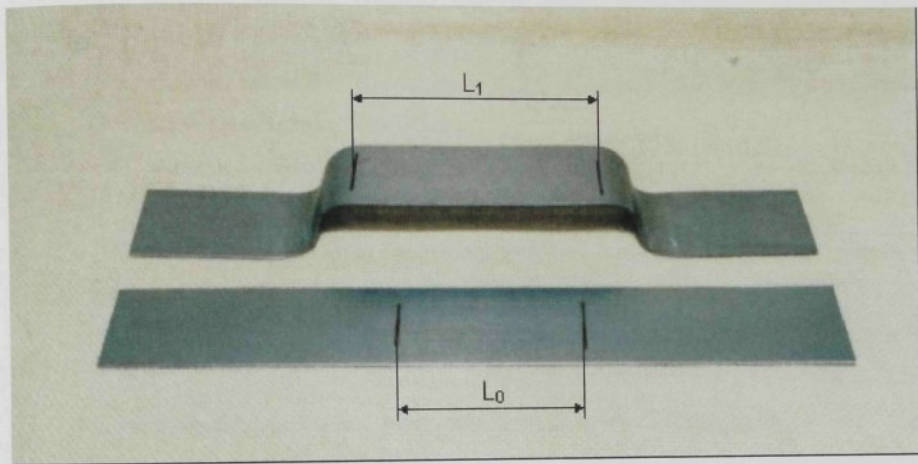
Obr.10.2.1.1.. Schéma zkušebního zařízení pro zkoušku vypínáním.

Kriteriem pro vyhodnocení zkoušky je stupeň přetvoření φ_1 v měřeném úseku na vzorku (viz. obr. 10.2.1.2.) spočítaný dle vztahu (199)

$$\varphi_1 = \ln \frac{L_1}{L_0}, \quad (199)$$

kde L_0 je měřený úsek před deformací

L_1 je měřený úsek po deformaci.



Obr.10.2.1.2.. Vzorek před a po deformaci při zkoušce vypínáním

Počáteční vzdálenost L_0 určují rysky zhotovené pomocí orýsovacího přípravku. Vzhledem k malým deformacím při zkoušce vypínáním je u každého vzorku před vlastní zkouškou měřena na Abbeho délkoměru počáteční vzdálenost L_0 . Na tomto přístroji se také měří vzdálenost rysek L_1 po deformaci vzorku. Fotografie Abbeho délkoměru je vidět v příloze P32.2..



10.2.2. Podmínky zkoušky

Technologické podmínky experimentu byly voleny v návaznosti na již provedené zkoušky a parametry pro zkoušku vypínáním byly voleny takto:

1. Experiment byl realizován pro materiály Salzgitter PRETEX, Sollac EDT a Voest EBT, celé označení materiálů je uvedeno v kapitole 7..
2. Experiment byl realizován na starším hydraulickém lisu CBA 300, kde není možnost nastavení rychlosti posuvu beranu stroje a proto rychlost posuvu nástroje při vypínání byla cca $v_n = 15 \text{ mm s}^{-1}$.
3. Hloubka tažení $H = 20 \text{ mm}$, poloměr tažné hrany tažnice $R_C = 10 \text{ mm}$, poloměr tažné hrany tažníku $R_K = 10 \text{ mm}$.
4. Materiál činných ploch nástroje ČSN 42 2306, drsnost činných ploch nástroje $R_a = 0,24 \text{ } \mu\text{m}$, $R_z = 1,96 \text{ } \mu\text{m}$.
5. Použité mazivo
 - a) prací olej Anticorit AC PL 3802-39LV, množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$
 - b) prací olej Anticorit AC PL 3802-39LV ($1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) v kombinaci s tažným olejem AP 167/22 ($2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$).

Nanášení maziva na vzorky bylo totožné jako v případě tribologických testů a je popsáno v kapitole 9.2.3..

10.2.3. Výsledky měření

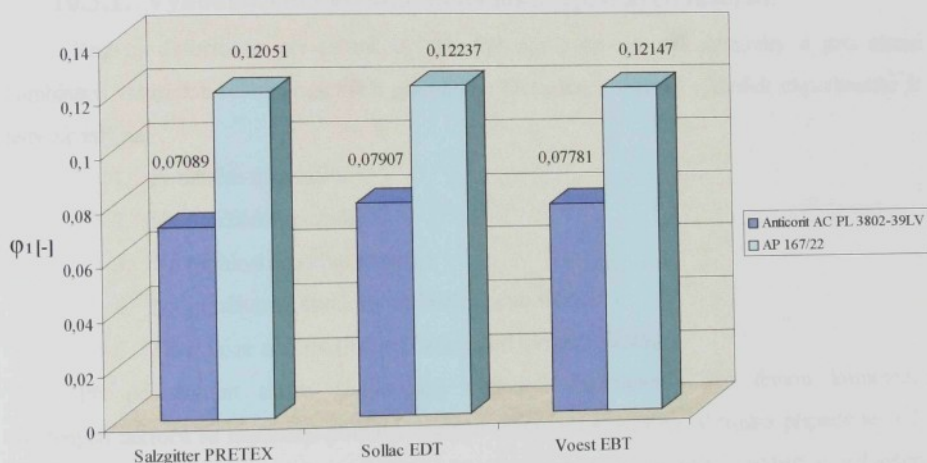
Vzhledem k předpokládaným malým deformacím vzorku ve zkoumané oblasti byl počet zhotovovaných vzorků pro každou kombinaci technologických podmínek volen na $n = 40$ vzorků. Tento počet by měl být dostačující i pro objektivní statistické vyhodnocení výsledků.

Vypočítané hodnoty deformace pro jednotlivé testované kombinace jsou zaznamenány v tabulce 34, kde jsou uvedeny střední hodnoty naměřených deformací spolu s odpovídajícími výběrovými směrodatnými odchylkami. Z naměřených a vypočítaných hodnot je sestrojen sloupcový graf deformace pro jednotlivé testované materiály. Tento graf je vidět na obr.10.2.3.1.. Jednotlivá měření deformace pro testované materiály a mazadla jsou uložena v elektronické formě na přiloženém CD.

Statistické vyhodnocení experimentu a rozbor výsledků měření je proveden v kapitole 10.3..

**Tabulka 34.** Výsledky měření deformace pomocí zkoušky vypínáním páskuRychlost posuvu beranu stroje $v_n = 15 \text{ mm s}^{-1}$. Teplota: $20 \pm 2^\circ\text{C}$ Materiál čelistí ČSN 42 2306. Drsnost nástroje $R_a = 0,24 \mu\text{m}$, $R_z = 1,96 \mu\text{m}$.

Mazivo	Deformace ϕ_1 [-]		
	Salzgitter PRETEX	Sollac EDT	Voest EBT
AC PL 3802-39LV	0,070887	0,079067	0,077811
	0,00289	0,002257	0,00241
AP 167/22	0,120506	0,122368	0,121465
	0,003	0,002049	0,00229

Deformace zjištěná vypínáním vzorku**Obr.10.2.3.1..** Sloupkový graf velikosti deformace při zkoušce vypínáním



10.3. STATISTICKÉ ZPRACOVÁNÍ A ROZBOR VÝSLEDKŮ MĚŘENÍ

Cílem experimentální části disertační práce bylo zjistit vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace při tažení výlisku jednoduchého tvaru a při zkoušce vypínáním. Statistické vyhodnocení naměřených dat bylo realizováno s pomocí software Microsoft Excel, kde najdeme základní statistické testy o přijetí či zamítnutí testovaných hypotéz.

Charakter prováděného experimentu a značné množství naměřených dat by však vyžadovalo použití specializovaného programu pro vyhodnocení experimentu jako je např. program Statistica. Tento zajisté užitečný prostředek pro vyhodnocení experimentu však není na katedře strojírenské technologie k dispozici a vzhledem k finančním možnostem školy asi ani nebude.

10.3.1. Vyhodnocení výsledků deformace zjištěných tažením

Rozvoj deformace při tažení výlisku byl zjišťován pro tři materiály a pro různé kombinace vstupních technologických podmínek. Deformace a tím i výsledek experimentu je tedy závislý na:

1. Použitím materiálu.
2. Na použitém mazadle.
3. Na rychlosti posuvu nástroje.
4. Na použitém kontaktním přidržovacím tlaku.
5. Na poloze měření (na vzdálenosti od okraje výlisku).

Při posuzování shody (odlišností) výsledků experimentu pro danou kombinaci uvedených faktorů se nejčastěji používá analýza rozptylu (ANOVA). V tomto případě se tedy jedná o pětifaktorovou analýzu rozptylu. Toto vyhodnocení je velmi složité a vzhledem k omezeným výpočetním možnostem nebylo realizováno.

Pokud označíme testované materiály jako faktor A a odlehlost x jako faktor B, může být použita pro vyhodnocení experimentu dvoufaktorová analýza rozptylu. Faktor A má pak několik úrovní v závislosti na měněných technologických podmínkách. Faktor B má vždy dvanáct úrovní (dvanáct měřených elementů). Kombinace úrovní faktorů tvoří typickou mřížkovou strukturu, jejímž elementem je tzv. cela. Platí, že (i, j) -tá cela odpovídá kombinaci A_i faktoru A a B_j faktoru B a v každé cele je obecně n_{ij} pozorování. V našem případě počet měření v každé cele je konstantní a je roven $n=30$. Vzhledem k tomu, že nás zajímají pouze

rozdíly mezi danými úrovněmi a počet vzorků byl pro každou kombinaci faktoru A a B stejný ($n=30$), jedná se o dvoufaktorovou analýzu rozptylu s vyváženým modelem a pevnými efekty.

Pro posouzení shody (odlišností) výsledků naměřených dat se nejčastěji používá Fischerovo kritérium, které vychází ze součtu čtverců odchylek. V případě, že je výsledná hodnota Fischerova kritéria pro daný faktor vyšší než kritická hodnota Fischerova rozdělení (na zvolené hladině významnosti a pro dané stupně volnosti), pak uvedený faktor můžeme brát jako statisticky významný. Podrobné matematické vyjádření této analýzy je uvedeno v [32].

Při statistickém vyhodnocení jsou, tak jako v předcházejících kapitolách, použity při označování materiálů a mazadel zkrácené názvy (viz kapitola 10.1.4.)

Veškeré statistické testy jsou provedeny pro hladinu významnosti $\alpha = 5\%$.

10.3.1.1. Vliv přidržovacího tlaku na rozvoj deformace

Pomocí dvoufaktorové analýzy rozptylu (ANOVA) byl testován vliv přidržovacího tlaku na rozvoj deformace. Statistická významnost jednotlivých faktorů na rozvoj deformace je hodnocena vždy pro φ_1 a φ_2 odděleně. Materiálový faktor A má v tomto případě tři úrovně, kdy byly pro daný materiál posuzovány rozdíly deformace φ_1 a φ_2 při kontaktním tlaku $p=2, 4, 6$ MPa. Výsledky statistického testu jsou uvedeny v tabulce 35, kde jsou uvedeny hodnoty Fischerova kritéria F. V tabulce je také uvedena kritická hodnota tohoto rozdělení pro dané stupně volnosti. V případě, že je výsledná hodnota Fischerova kritéria pro daný faktor vyšší než kritická hodnota Fischerova rozdělení (na zvolené hladině významnosti a pro dané stupně volnosti), pak uvedený faktor můžeme brát jako statisticky významný. Statisticky významné hodnoty Fischerova kritéria jsou zvýrazněny červeně, statisticky nevýznamné hodnoty Fischerova kritéria jsou zvýrazněny modře

Tabulka 35. Hodnoty Fischerova testovacího kritéria při analýze rozptylu

$F_{\text{krit}}=3,004345, \alpha=5\%$						
	Salzgitter PRETEX		Sollac EDT		Voest EBT	
	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
PL_1mm/s	1239,4	13,16	2599,12	12,77	2152,97	9,14
PL_10mm/s	1402,01	14,90	2509,46	20,3	2095,71	6,32
AP_1mm/s	1223,66	13,03	1429,69	11,02	1540,75	7,88
AP_10mm/s	1155,61	12,32	1395,05	12,79	1427,17	10,06

Z výsledků dvoufaktorové analýzy rozptylu vyplývá zřejmý vliv přídržovacího tlaku p na rozvoj deformace φ_1 a φ_2 pro všechny kombinace testovaných materiálů, mazadel a rychlosti posuvu. Z tabulky 35 je patrné, že ve všech případech je Fischerovo testovací kritérium větší než kritická hodnota Fischerova rozdělení a z tohoto důvodu lze považovat přídržovací tlak jako významný faktor při rozvoji deformace φ_1 a φ_2 . Z výsledku je dále zřejmé, že přídržovací tlak má rozhodující vliv na velikost deformace φ_1 , kdy testovací hodnota Fischerova kritéria F ve všech případech řádově převyšuje kritickou hodnotu F_{krit} . Podstatně menší vliv má přídržovací tlak na velikost deformace φ_2 , kdy testovací kritérium převyšuje kritickou hodnotu „pouze“ několikanásobně.

Fakt, že rozvoj deformace bude silně závislý na velikosti přídržovacího tlaku se dal očekávat a v tomto případě nejde o překvapivý výsledek. Je známo, že velikost přídržovacího tlaku má rozhodující vliv na výsledek tažení. Z tohoto důvodu bude vliv ostatních faktorů (vliv morfologie povrchu plechu, vliv mazadla a vliv rychlosti posuvu plechu) na rozvoj deformace při tažení plechu posuzován vždy při konstantním přídržovacím tlaku.

10.3.1.2. Vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace

V této části disertační práce bude pro každou kombinaci rychlosti posuvu materiálu a použitého maziva analyzován pomocí dvoufaktorové ANOVA vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace. Při potvrzení statistické hypotézy, že testované materiály mají při daných technologických podmínkách vliv na rozvoj deformace, jsou dále testovány interakce mezi jednotlivými materiály a tímto způsobem se určí vliv jednotlivých typů morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace.

Výsledky statistických testů jsou uvedeny v tabulce 36 až tabulce 38, kde jsou uvedeny hodnoty Fischerova kritéria F. Vyhodnocení statistického testu probíhá obdobně jako v předcházející kapitole. Význam jednotlivých zkratk použitých v tabulkách je následující:

- materiál Salzgitter PRETEX – označen jako MP
- materiál Sollac EDT – označen jako MS
- materiál Voest EBT – označen jako MV
- interakce mezi Salzgitter PRETEX a Sollac EDT a Voest EBT – označena jako I P-S-V (základní testovací kritérium)
- interakce mezi Salzgitter PRETEX a Sollac EDT – označena jako I P-S
- interakce mezi Sollac EDT a Voest EBT – označena jako I S-V
- interakce mezi Voest EBT a Salzgitter PRETEX – označena jako I V-P

Tabulka 36. Hodnoty Fischerova testovacího kritéria při analýze rozptylu

$F_{krit}=3,004345$ (pro základní test I P-S-V), $\alpha=5\%$ $F_{krit}=3,854851$ (pro interakce mezi materiály), $\alpha=5\%$						
Technologické podmínky	Základní test I P-S-V					
	$\Phi_1 [-]$			$\Phi_2 [-]$		
PL_1mm/s p=2 MPa	12,936			3,837		
	I P-S	I S-V	I V-P	I P-S	I S-V	I V-P
	18,033	0,673	13,689	7,587	1,316	2,511
PL_10mm/s p=2 MPa	14,879			6,467		
	I P-S	I S-V	I V-P	I P-S	I S-V	I V-P
	23,287	1,400	15,033	13,159	4,171	2,486
AP_1mm/s p=2 MPa	5,553			5,443		
	I P-S	I S-V	I V-P	I P-S	I S-V	I V-P
	9,885	0,509	5,919	8,911	0,202	6,390
AP_10mm/s p=2 MPa	4,747			2,215		
	I P-S	I S-V	I V-P	I P-S	I S-V	I V-P
	4,954	0,499	8,346	-	-	-

Z naměřených výsledků (při použití kontaktního tlaku $p=2$ MPa) vyplývá, že morfologie povrchu plechu má ve všech případech (až na jednu výjimku u deformace Φ_2 při AP_10mm/s, $p=2$ MPa) vliv na rozvoj deformace při tažení výlisku. Při podrobnějším sledování a provedení interakcí mezi jednotlivými materiály dospějeme k závěru, že na výsledek ANOVA má značný vliv materiál Salzgitter PRETEX. Interakce mezi materiálem Sollac EDT a materiálem Voest EBT vycházejí samostatně jako nevýznamné (opět až na jednu výjimku, kdy je výsledek na hranici významnosti) a tyto materiály tedy ze statistického hlediska mají stejný vliv na rozvoj deformace při tažení výlisku.

Tabulka 37. Hodnoty Fischerova testovacího kritéria při analýze rozptylu

 $F_{krit}=3,004345$ (pro základní test I P-S-V), $\alpha=5\%$
 $F_{krit}=3,854851$ (pro interakce mezi materiály), $\alpha=5\%$

Technologické podmínky	Základní test I P-S-V					
	$\Phi_1 [-]$			$\Phi_2 [-]$		
PL_1mm/s p=4 MPa	31,847			6,910		
	I P-S	I S-V	I V-P	I P-S	I S-V	I V-P
	55,063	1,334	36,157	13,488	4,087	3,023
PL_10mm/s p=4 MPa	41,464			5,895		
	I P-S	I S-V	I V-P	I P-S	I S-V	I V-P
	66,268	0,139	53,095	12,021	1,512	4,862
AP_1mm/s p=4 MPa	17,136			0,0127		
	I P-S	I S-V	I V-P	I P-S	I S-V	I V-P
	32,909	3,719	14,258	-	-	-
AP_10mm/s p=4 MPa	20,123			2,215		
	I P-S	I S-V	I V-P	I P-S	I S-V	I V-P
	40,617	3,788	17,17	-	-	-

Z naměřených výsledků (při použití kontaktního tlaku $p=4$ MPa) vyplývá, že morfologie povrchu plechu má ve všech případech vliv na velikost deformace Φ_1 při tažení výlisku. Při sledování deformace Φ_2 je vliv morfologie povrchu plechu patrný pouze při použití pracího oleje Anticorit AC PL 3802-39 LV. Při použití tažného oleje AP 167/22 se vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace Φ_2 ztrácí. Interakce mezi materiály Sollac EDT a Voest EBT vycházejí samostatně opět jako nevýznamné a rozvoj deformace těchto materiálů je tedy ze statistického hlediska shodný.

Tabulka 38. Hodnoty Fischerova testovacího kriteria při analýze rozptylu

$F_{krit}=3,004345$ (pro základní test I P-S-V), $\alpha=5\%$						
$F_{krit}=3,854851$ (pro interakce mezi materiály), $\alpha=5\%$						
Technologické podmínky	Základní test I P-S-V					
	φ_1 [-]			φ_2 [-]		
PL_1mm/s p=6 MPa	34,616			1,024		
	I P-S	I S-V	I V-P	I P-S	I S-V	I V-P
	53,058	0,011	44,535	-	-	-
PL_10mm/s p=6 MPa	26,605			7,471		
	I P-S	I S-V	I V-P	I P-S	I S-V	I V-P
	45,197	1,330	29,138	6,994	0,945	16,943
AP_1mm/s p=6 MPa	8,252			1,179		
	I P-S	I S-V	I V-P	I P-S	I S-V	I V-P
	14,696	8,095	1,515	-	-	-
AP_10mm/s p=6 MPa	3,156			2,000		
	I P-S	I S-V	I V-P	I P-S	I S-V	I V-P
	5,132	4,313	0,082	-	-	-

Z naměřených výsledků (při použití kontaktního tlaku $p=6$ MPa) vyplývá, že morfologie povrchu plechu má ve všech případech vliv na velikost deformace φ_1 při tažení výlisku. Při sledování deformace φ_2 je vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace patrný pouze při nastavení technologických podmínek $p=6$ MPa, rychlost posuvu beranu stroje $v=10$ mm s⁻¹ a použití pracího oleje Anticorit AC PL 3802-39 LV. Je ovšem otázkou zda se v tomto případě nejednalo o chybu měření (špatně nastavené technologické podmínky?). Při použití tažného oleje AP 167/22 se vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace φ_2 ztrácí. Interakce mezi materiály Sollac EDT a Voest EBT vycházejí při použití pracího oleje samostatně opět jako nevýznamné a rozvoj deformace těchto materiálů je tedy ze statistického hlediska shodný. Posun nastává v okamžiku použití tažného oleje. Z interakcí vyplývá, že ze statistického hlediska jsou tyto interakce nevýznamné v případě materiálů Voest EBT a Salzgitter PRETEX. Naměřený průběh deformace φ_1 pro materiál Voest EBT se tedy „posunuje“ ke křivce Salzgitter PRETEX.

10.3.1.3. Vliv mazadla na rozvoj deformace při tažení výlisku

Pomocí dvoufaktorové ANOVA byl hodnocen vliv použitého maziva na rozvoj deformace při dodržení stejných technologických podmínek (rychlost posuvu nástroje, kontaktní tlak). V tomto případě se tedy jedná o dvoufaktorovou analýzu rozptylu, kde faktor A má pouze dvě úrovně (deformace při použití maziva PL a deformace při použití maziva AP). Odpadají tak interakce mezi jednotlivými úrovněmi. Výsledky statistických testů jsou uvedeny v tabulce 39, kde jsou uvedeny hodnoty Fischerova kritéria F.

Tabulka 39. Hodnoty Fischerova testovacího kritéria při analýze rozptylu

$F_{krit}=3,854851, \alpha=5\%$						
	Salzgitter PRETEX		Sollac EDT		Voest EBT	
	$\varphi_1 [-]$	$\varphi_2 [-]$	$\varphi_1 [-]$	$\varphi_2 [-]$	$\varphi_1 [-]$	$\varphi_2 [-]$
p=2 MPa v=1mm s ⁻¹	16,645	0,082	9,630	0,004	10,344	0,402
p=2 MPa v=10mm s ⁻¹	25,92	0,794	8,391	0,588	22,748	0,20
p=4 MPa v=1mm s ⁻¹	84,842	0,258	66,416	11,975	47,785	2,101
p=4 MPa v=10mm s ⁻¹	77,897	0,655	62,411	7,337	29,47	0,091
p=6 MPa v=1mm s ⁻¹	396,43	0,524	416,409	0,59	279,159	0,105
p=6 MPa v=10mm s ⁻¹	404,342	0,248	352,896	3,788	287,06	0,462

Z naměřených hodnot a výsledků analýzy rozptylu můžeme konstatovat, že použité mazivo má podstatný vliv na velikost deformace φ_1 . S rostoucím přidržovacím tlakem tento vliv roste. Použité mazivo nemá rozhodující vliv na velikost deformace φ_2 měřenou v rámci experimentu. Tento fakt platí pouze pro prováděný experiment v rámci disertační práce a výsledek deformace φ_2 je ovlivněn tvarem použitého výlisku a výběrem polohy měření rozvoje deformace na výlisku. Při deformaci reálného výlisku bude použité mazadlo výrazně



ovlivňovat jak deformaci φ_1 , tak i deformaci φ_2 . Výrazný vliv použitého maziva na rozvoj deformace je dán podstatou a technologickým určením použitých maziv.

10.3.1.4. Vliv rychlosti posuvu materiálu na rozvoj deformace

Pomocí dvoufaktorové ANOVA byl hodnocen vliv rychlosti posuvu materiálu na rozvoj deformace při tažení výlisku. V tomto případě se tedy jedná o dvoufaktorovou analýzu rozptylu, kde faktor A má pouze dvě úrovně (deformace materiálu při rychlosti posuvu $v=1$ a 10 mm s^{-1}). Vliv rychlosti posuvu byl testován vždy pro stejné technologické podmínky. Odpadají tak interakce mezi jednotlivými úrovněmi. Výsledky statistických testů jsou uvedeny v tabulce 40, kde jsou uvedeny hodnoty Fischerova kritéria F.

Tabulka 40. Hodnoty Fischerova testovacího kritéria při analýze rozptylu

$F_{\text{krit}}=3,854851, \alpha=5\%$						
	Salzgitter PRETEX		Sollac EDT		Voest EBT	
	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
Mazivo PL $p=2 \text{ MPa}$	0,0046	0,101	0,0096	0,4303	0,232	0,076
Mazivo AP $p=2 \text{ MPa}$	0,304	0,765	0,072	0,0023	1,315	1,137
Mazivo PL $p=4 \text{ MPa}$	0,052	0,103	0,116	0,0008	1,133	0,03
Mazivo AP $p=4 \text{ MPa}$	0,492	0,403	0,025	0,492	0,057	0,903
Mazivo PL $p=6 \text{ MPa}$	0,0033	0,0195	0,0202	3,191	0,826	1,03
Mazivo AP $p=6 \text{ MPa}$	1,592	0,198	0,056	0,444	0,198	0,0044

Z výsledků ANOVA je patrné, že při experimentu použita rychlost ($v_n=1$ a 10 mm s^{-1}) posuvu beranu stroje a tomu odpovídající rychlost posuvu materiálu v nástroji nemá pro žádnou kombinaci technologických podmínek vliv na rozvoj deformace při tažení výlisku. Tento zjištěný fakt je v konfrontaci s prováděnými tribologickými testy poměrně zajímavý.

neboť při provádění tribologického testu zkouškou protahováním pásu má rychlost posuvu materiálu rozhodující vliv na velikost koeficientu tření. Dalo by se očekávat, že při malých rychlostech posuvu materiálu v nástroji bude docházet k „zadírání“ materiálu, nárůstu koeficientu tření a lokalizaci deformace na výlisku. Z tohoto pohledu je význam dnes prováděných tribologických testů poněkud diskutabilní a výsledky těchto testů nemusí úplně přesně charakterizovat skutečné procesy vznikající v průběhu reálného tažení výlisku.

10.3.2. Vyhodnocení výsledků deformace zjištěných vypínáním

Vzhledem k tomu, že deformace vzorku byla měřena pouze jako diskretní hodnota pro každý vzorek a není tedy závislá na poloze měření, je statistické vyhodnocení výsledků měření provedeno pomocí jednofaktorové analýzy rozptylu. Jsou tak vždy pro danou kombinaci technologických podmínek (v tomto případě se jednalo pouze o změnu mazadla) porovnávány statisticky významné, či nevýznamné, odchylky deformace mezi jednotlivými materiály s různou morfologií povrchu.

Výsledky statistických testů jsou uvedeny v tabulce 41, kde jsou uvedeny hodnoty Fischerova testovacího kritéria F .

Tabulka 40. Hodnoty Fischerova testovacího kritéria při analýze rozptylu

$F_{\text{krit}}=3,073765$, (pro základní test I P-S-V), $\alpha=5\%$			
$F_{\text{krit}}=3,963464$ (pro interakce mezi materiály), $\alpha=5\%$			
Technologické podmínky	Základní test I P-S-V		
	$\varphi_1 [-]$		
Mazivo PL	120,927		
	I P-S	I S-V	I V-P
	199,046	5,791	135,388
Mazivo AP	5,656		
	I P-S	I S-V	I V-P
	10,542	3,456	2,591

Z naměřených výsledků je patrné, že morfologie povrchu má vliv na rozvoj deformace materiálu při zkoušce vypínáním. Statisticky významné odlišnosti deformace mezi materiály byly naměřené jak při použití pracího oleje Anticorit AC PL 3802-39LV, tak i při použití



tažného oleje AP 167/22. Z tabulky výsledků Fischerova testovacího kritéria F je však patrné, že při použití pracího oleje je vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace daleko výraznější než při použití tažného oleje. Při sledování vzájemných interakcí jednotlivých materiálů vidíme, že při použití pracího oleje jsou i interakce mezi jednotlivými materiály statisticky významné. Při použití tažného oleje je statisticky významná interakce pouze mezi materiálem Salzgitter PRETEX a Sollac EDT. Zbylé dvě interakce jsou statisticky nevýznamné. Výsledek testu (interakce P-S-V) tedy ovlivňuje deformace zjištěná u materiálu Salzgitter PRETEX.

Z naměřených výsledků deformace při zkoušce vypínáním je na první pohled zřejmý vliv použitého mazadla na velikost deformace a tento vliv tedy není statisticky testován.

11. NUMERICKÁ SIMULACE TAŽENÍ VÝLISKU

Výhodou numerické simulace procesu tažení plechu je možnost analýzy deformace již ve fázi konstrukce výlisku či nástroje. Pro tyto účely bylo vyvinuto již značné množství rozmanitých matematických modelů zpracovaných do podoby více či méně univerzálních software řešících problematiku lisovatelnosti plechových výrobků. Nejsložitější modely pracují na bázi metody konečných prvků používajících ke své činnosti pracovních stanic. Všechny tyto nástroje slouží k řešení problematiky lisování na různých úrovních.

Numerické simulace tažení výlisku se uplatňují zejména v automobilovém průmyslu, kde se setkáváme se stále složitějšími tvary s vysokými požadavky na kvalitu a rychlost inovací. Dosavadní metody práce v předvýrobních etapách jsou však v podstatě stále založeny z větší části na zkušenostech a znalostech získaných řešením předchozích úkolů. Tvarová složitost výrobků, zavádění nových materiálů do výroby, snaha o minimální zmetkovitost, ekologie výroby atd., to všechno jsou problémy při jejichž řešení se v současné době stále více uplatňují numerické simulace procesu tažení. Simulace poskytuje již v předvýrobní etapě cenné informace o plastickém toku materiálu, nebezpečí vzniku trhlin, zvlnění, velikosti odpružení, atd.. Tyto informace umožňují realizovat vhodné zásahy a změny v technologii výroby již ve fázi její přípravy a včas umožňují optimalizovat tvar výlisku, tvar nástřihu a jeho orientaci, technologické podmínky tažení, technologické zásahy do konstrukce nástroje apod.. Takový postup vede k významnému poklesu nákladů při náběhu lisování, zlepšení možnosti řízení a kvality procesu lisování, časovým úsporám při inovacích a ve svých důsledcích vede k významnému zvyšování konkurenceschopnosti finálního produktu.

V současné době existuje celá řada programů na bázi metody konečných prvků, které se využívají k řešení nelineárních úloh, jaké představuje i tažení plechu. Tato technologie v podstatě zahrnuje kombinaci tří typů nelineárního chování:

- geometrické (velké tvarové změny),
- materiálové (nelineární zpevňování plechu při plastickém přetvoření),
- okrajových podmínek (proměnný kontakt plechu s nástrojem).

V těchto úlohách není napětí přímo úměrné ani deformaci, ani zatěžování. Závislost síly na dráze nástroje je také nelineární. Rovněž zde nelze uplatnit princip superpozice. Řešení těchto úloh je tak nesrovnatelně složitější než běžných lineárních úloh. Dále je nutno vzít

v úvahu, že numerická simulace je ve své podstatě jen metodou přibližné analýzy a poskytuje jen tak přesné výsledky, jak kvalitní se podaří určit základní prvky řešení, jako je:

- model úlohy (vhodná diskretizace pro daný problém)
- model chování materiálu (včetně přijatých předpokladů)
- popis zatěžování a specifikace okrajových podmínek
- algoritmus vlastního řešení

Skutečností je, že současné obecné programy na bázi metody konečných prvků nejsou schopny uspokojivě řešit úlohy tažení plechových výlisků. S ohledem na výše stanovená kritéria je zřejmé, že úspěšná simulace je zajištěna pouze použitím vysoce specializovaných programů, mezi které patří především PAM-STAMP, AUTOFORM, OPTRIS, DYNA-3D atd.. V předkládané práci je pro simulace procesu tažení výlisku využíváno jednoho z nejrozšířenějších programů v automobilovém průmyslu, PAM-STAMPTM.

11.1. STRUČNÁ CHARAKTERISTIKA PROGRAMU PAM-STAMPTM

Programový soubor PAM-STAMPTM je specializovaný CAE software pro simulaci plošného tváření technologiemi hlubokého tažení, ohýbání, lisování do pryže a hydroformingu, speciální materiálový model umožňuje provést i simulaci thermoformingu plastů a kompozitních materiálů. Program umožňuje volit libovolnou kinematiku pohybu tvářecích nástrojů (lisování jednočinné, dvojčinné, trojčinné, ale i ohýbání trubek, apod.).

Předpoklady a matematické algoritmy použité při řešení tvářecích operací pomocí programu PAM-STAMPTM jsou následující:

- Lagrangeova formulace 3D geometrie
- diskretizace metodou konečných prvků, deformační metoda konečných prvků
- dynamická relaxace
- explicitní časové schéma (metoda centrálních diferencí) pro řešení pohybové rovnice, řízená velikost časového kroku
- Newtonova-Raphsonova metoda pro odpružení
- plech diskretizován trojúhelníkovými nebo čtyřúhelníkovými skořepinovými prvky
- Mindlinova teorie skořepin, zobecněné posuvy deformace střednice a natočení normál
- podintegrované skořepinové prvky s bilineární aproximací
- rovinná napjatost v rovině plechu



- činné plochy nástroje nedeformovatelné, diskretizace trojúhelníkovými nebo čtyřúhelníkovými prvky
- velké deformace, velké rotace
- model elastoplastického materiálu založeného na Hillově podmínce plasticity, asociativním zákonu tečení a anizotropním modelu zpevnění
- možnost zahrnout zpevnění materiálu vlivem rychlosti deformace
- Coulombův model tření s konstantním součinitelem tření
- kontaktní vyhledávací algoritmus Master-Slave, plech Slave, nedeformovatelné části nástroje v kontaktech Master, zahrnutí okamžité tloušťky skořepiny v kontaktních podmínkách
- adaptivní přesíťování

Pro práci s programem PAM-STAMPTM slouží tři základní moduly. Pro definici procesu tažení slouží PAM-GenerisTM, jehož výstupem je „*.ps“ soubor obsahující informace nutné pro vlastní výpočet úlohy. Dále je to vlastní „řešič“ PAM-SolverTM a modul pro zpracování výsledků simulace PAM-ViewTM.

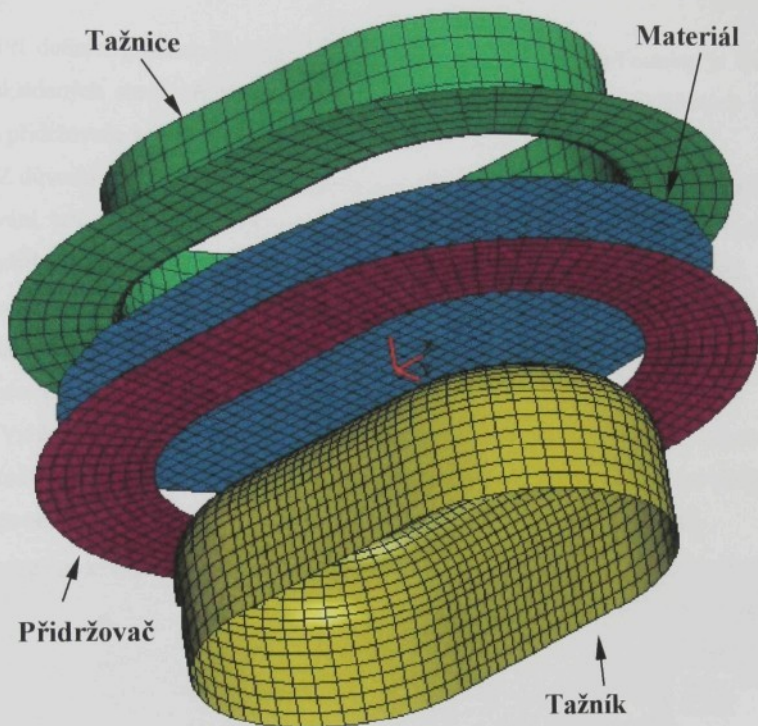
11.2. SIMULACE TAŽENÍ PLÁŠTĚ SACÍHO KOŠE

Simulace tažení pláště sacího koše byla provedena pro testované materiály Salzgitter PRETEX, Sollac EDT a Voest EBT. Definice technologických podmínek tažení při simulaci vycházela z podmínek při reálném experimentu.

11.2.1 Definice procesu tažení pomocí PAM-GenerisTM

Jak již bylo řečeno, kompletní definice procesu tažení probíhala v PAM-GenerisTM. Prvním krokem bylo vytvoření síťového modelu geometrie činných ploch nástroje pomocí SW Mentat. Tvar přístřihu byl nakreslen v prostředí SW Catia a „*.iges“ soubor byl převeden na výpočtovou síť pomocí SW Deltamesh. Velikost elementu deformační sítě přístřihu byla volena 3 mm a tato velikost by měla zajistit dostatečnou přesnost výpočtu.

Po načtení geometrie činných ploch nástroje a tvaru přístřihu bylo nutno zkontrolovat kvalitu sítě. Kontrola byla provedena jak pro vlastní elementy sítě, tak i pro jednotlivé uzly a hrany elementů procedurou, která je vestavěna do modulu PAM-GenerisTM. Po odstranění vad sítě byly jednotlivé části nástroje a tvářeného materiálu nastaveny do výchozí polohy před lisováním. Zobrazení výpočtových sítí nástroje a tvářeného materiálu je vidět na obr.11.2.1.1.. Pro lepší orientaci je nástroj spolu s tvářeným materiálem zobrazen v „rozevřené“ pozici.



Obr.11.2.1.1.. Zobrazení výpočtových sítí nástroje a tvářeného materiálu

Dalším krokem při definici procesu tažení bylo zadání materiálových dat tvářeného materiálu. Při definici materiálu je třeba vyplnit jeho „materiálovou kartu“, která se může uložit do databáze materiálů a při opětovném použití daného materiálu odpadá zdlouhavé vyplňování materiálových charakteristik. Požadované materiálové charakteristiky jsou patrné z obr. 11.2.1.2. a pro jednotlivé testované materiály jsou tyto charakteristiky uvedeny v tabulkách v kapitole 8. Při zadávání křivky zpevnění byl použit model zpevnění dle Swifta-Krupkovského.

Posledním krokem před vlastní simulací bylo zadání kinematiky pohybu nástroje a definice technologických podmínek. Definice těchto podmínek se provádí v přehledném „okně Auto-Stamp: Holding/Forming“. Technologické podmínky tváření (rychlost posuvu, kontaktní tlak) byly nastaveny shodně jako při reálném způsobu tváření. Koeficient tření byl dosazován konstantní pro všechny druhy kontaktu nástroj-tvářený materiál a jeho velikost je

pro dané technologické podmínky uvedena v kapitole 9. Jednotlivé technologické podmínky při kterých probíhala simulace budou uvedeny pro přehlednost také v tabulkách výsledků simulace.

Při definici procesu simulace v „okně Auto-Stamp: Holding/Forming“ je třeba zadat počet ukládaných stavů při simulaci. V předkládané práci byl počet ukládaných stavů pro zavírání přídržovače volen na dva a pro vlastní tváření na 20.

Z důvodu získání co nejpřesnějších výsledků byla volena jedna hladina adaptivního přesítování, tzn. v průběhu výpočtu může být daný prvek rozdělen na 4 menší. Vyšší hladina přesítování vzhledem k počáteční velikosti elementu 3 mm nemá smysl. Definice technologických podmínek a parametrů simulace v „okně Auto-Stamp: Holding/Forming“ je vidět na obr. 11.2.1.3.. Veškeré „*.ps“ soubory jsou uloženy v elektronické formě na příloženém CD.

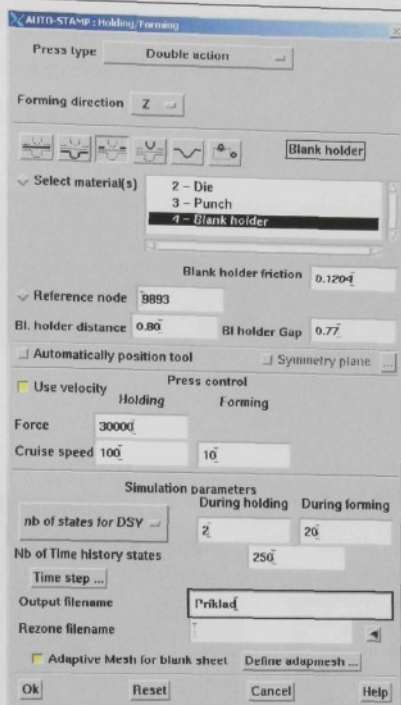
Vzhledem k omezenému rozsahu práce zde byla definice celého procesu tažení v prostředí PAM-GenerisTM pouze nastíněna. Ve skutečnosti je tato procedura složitější a lze říct, že je nejdůležitější etapou numerické simulace. Podrobně je popsána v [36].

The screenshot shows the 'Material Properties' window for 'Blank sheet' in PAM-Generis. The window is divided into several sections:

- General:** Name (Blank sheet), Density (7.8e-008), Number of integration points (3).
- Material Properties:**
 - Young's modulus: 2.1e+005
 - Poisson's ratio: 0.3
 - Thickness: 0.77
 - Membrane hourglass coefficient: 0.01
 - Out of plane hourglass coefficient: 0.01
 - Rotation hourglass coefficient: 0.01
 - Transverse shear correction factor: 0.8333
 - Maximum plastic strain: (empty)
 - Minimum ratio thickness: (empty)
 - Minimum allowed time step: (empty)
 - Stiffness damping ratio: 0.1
 - Damping target frequency: (empty)
- Integration rule:** Uniform (selected), Hughes-Tezduyar, BWC.
- FLD curve:** (empty)
- Hardening law:** Krupkowsky (selected).
- Hardening coefficient:** 318.4
- Offset strain:** 0.00361
- Hardening exponent:** 0.2334
- Maximum plastic stress:** (empty)
- Visu:** (empty)
- Curves already defined:**
 - Blank holder (Vbc) - 1
 - Punch (Vbc) - 2
 - Sensor for Blank holder - 3
 - Blank holder (n,force) - 4
 - DSY states curve - 5

Buttons at the bottom: OK, Store, Cancel.

Obr. 11.2.1.2.. Příklad definice vlastností tvářeného materiálu



Obr.11.2.1.3.. Definice technologických podmínek a parametrů simulace.

11.2.2. Vlastní numerická simulace tažení

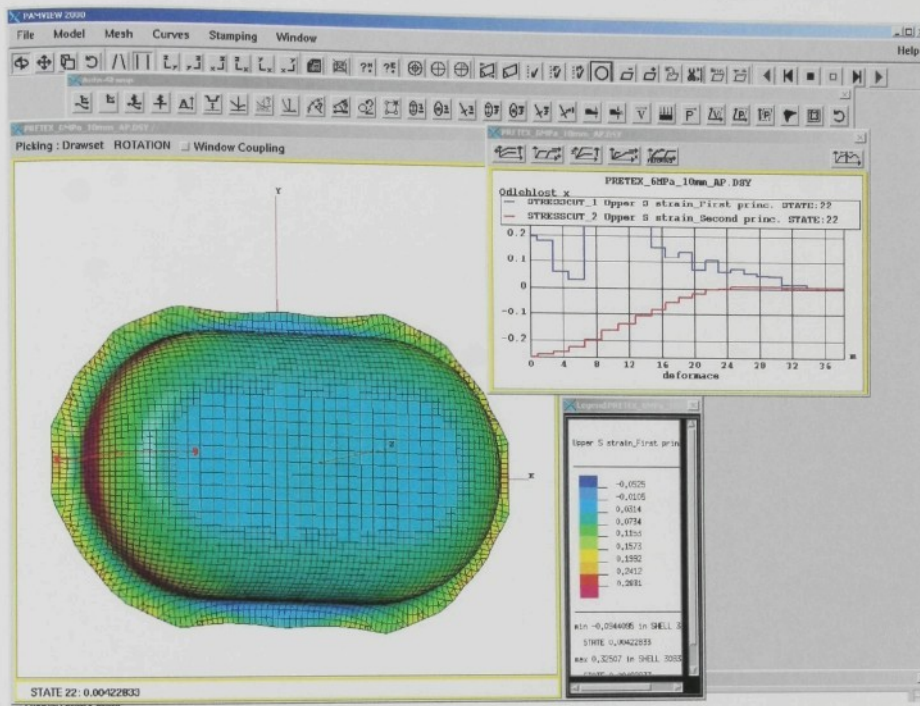
Vstupním souborem pro řešení úlohy metodou konečných prvků je „*.ps“ soubor obsahující informace geometrické, materiálové, technologické atd.. Řešič PAM-SolverTM generuje výstupní soubory s příponou *.THP a *.DSY. Tyto soubory obsahují veškeré výstupní informace o simulovaném procesu tažení a jsou uloženy v elektronické formě na příloženém CD.

Simulace byla provedena pro stejný počet kombinací testovaných materiálů a technologických podmínek jako při reálném lisování.

11.2.3. Vyhodnocení výsledků numerické simulace

Pro analýzu výsledků simulace slouží produkt PAM-ViewTM, kde lze zjistit veškeré požadované informace o rozložení deformace materiálu, toku materiálu, rychlosti přetvoření, namáhání nástroje atd.. Při vyhodnocování simulace byl kladen důraz na porovnání experimentálně zjištěné deformace výlisku v místě řezu C-C (viz obr. 10.1.1.1.) s deformací

zjištěnou pomocí numerické simulace ve shodném řezu. Příklad výsledku simulace je vidět na obr. 11.2.3.1., kde je vidět rozložení hlavní logaritmické deformace φ_1 na výlisku a průběhy deformace φ_1 a φ_2 ve vyznačeném řezu. Poloha a směr řezu jsou vyznačeny na výlisku červenou šipkou.



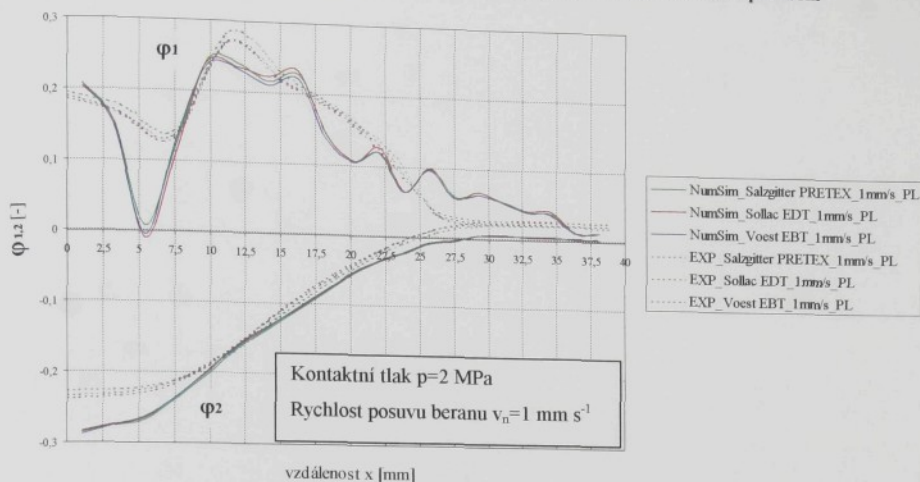
Obr. 11.2.3.1. Rozložení hlavní logaritmické deformace φ_1 na výlisku a průběhy deformace φ_1 a φ_2 ve vyznačeném řezu.

Vzhledem k malým rozdílům deformace mezi jednotlivými materiály nejsou výsledky simulace pro jednotlivé kombinace nastavení technologických podmínek prezentovány ve formě obrázků. Jednalo by se o značné množství obrázků, jejichž vypovídací hodnota by byla nízká. Soubory s výsledky numerické simulace jsou uloženy v elektronické formě na příloženém CD. V předkládané disertační práci jsou výsledky numerické simulace prezentovány ve formě tabulek deformací φ_1 a φ_2 , které byly zjištěny přímým odečtením v PAM-ViewTM na sledovaných elementech deformační sítě a tyto hodnoty jsou zaznamenány v tabulkách v příloze P33 až P44. Zjištěné hodnoty byly zpracovány v Microsoft Excel a jsou také uloženy v elektronické formě na příloženém CD. Grafické znázornění výsledků



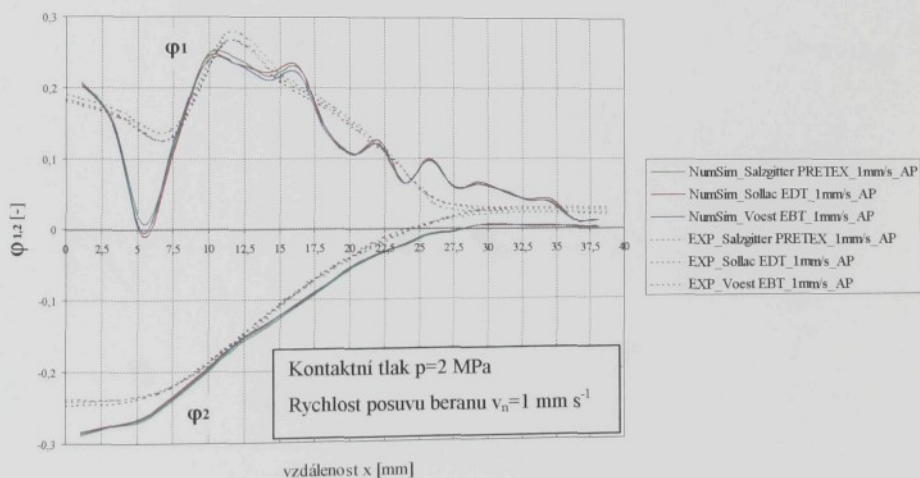
deformace materiálu zjištěné numerickou simulací pro jednotlivé technologické podmínky je vidět na obr.11.2.3.2 až obr. 11.2.3.13., kde jsou pro jednotlivé kombinace vstupních technologických podmínek znázorněny průběhy deformace φ_1 a φ_2 . Pro jednotlivé nastavení vstupních technologických podmínek je pro srovnání v každém grafu uveden rozvoj deformace zjištěný numerickou simulací a experimentálním způsobem.

Porovnání deformace zjištěné pomocí numerické simulace a experimentálním způsobem



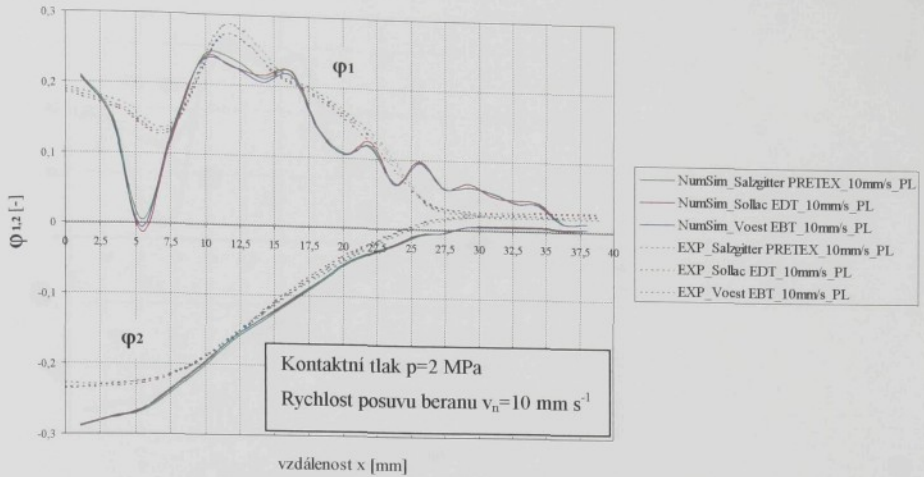
Obr. 11.2.3.2.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Porovnání deformace zjištěné pomocí numerické simulace a experimentálním způsobem



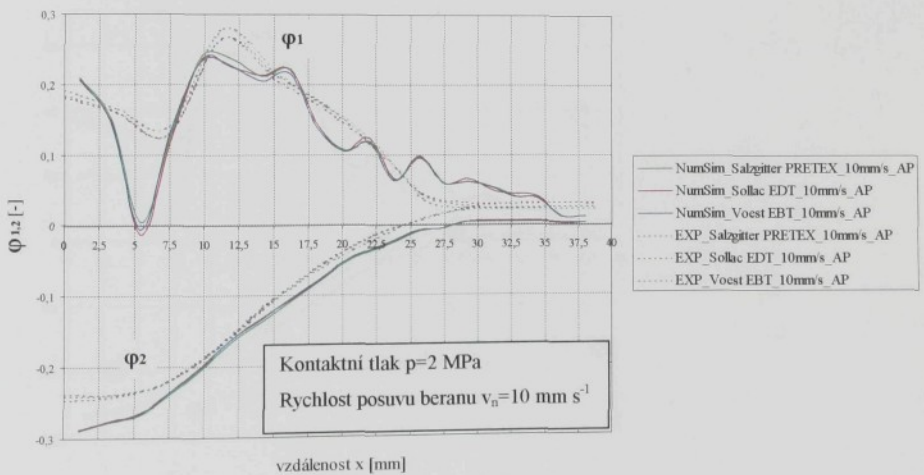
Obr. 11.2.3.3.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Porovnání deformace zjištěné pomocí numerické simulace a experimentálním způsobem



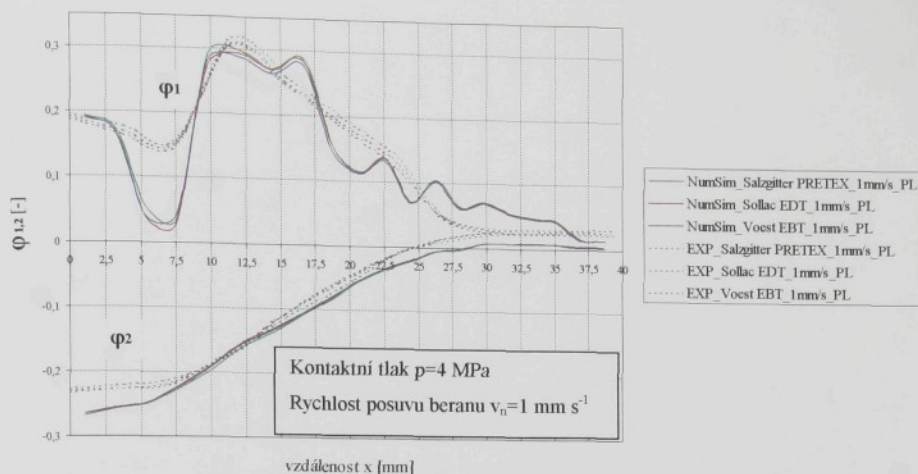
Obr. 11.2.3.4.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Porovnání deformace zjištěné pomocí numerické simulace a experimentálním způsobem



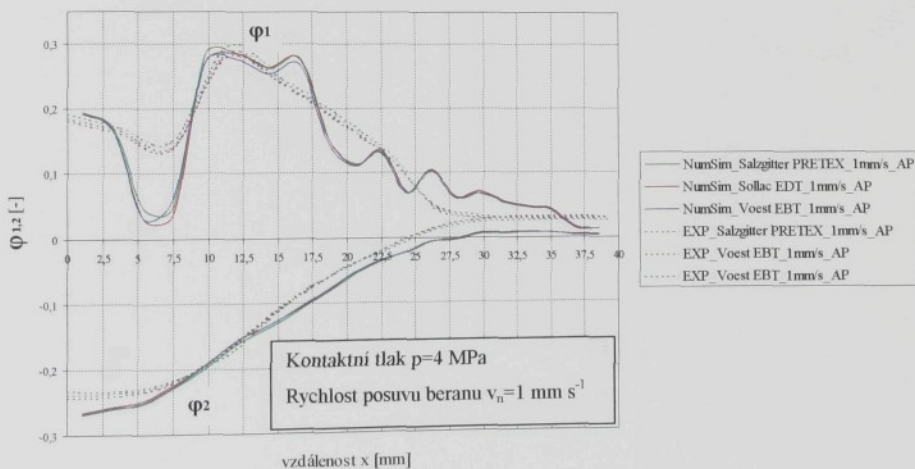
Obr. 11.2.3.5.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Porovnání deformace zjištěné pomocí numerické simulace a experimentálním způsobem



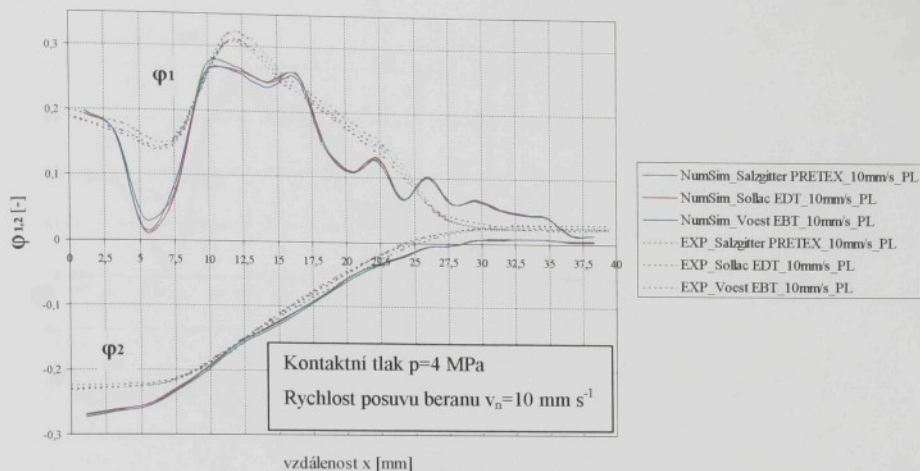
Obr. 11.2.3.6.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Porovnání deformace zjištěné pomocí numerické simulace a experimentálním způsobem



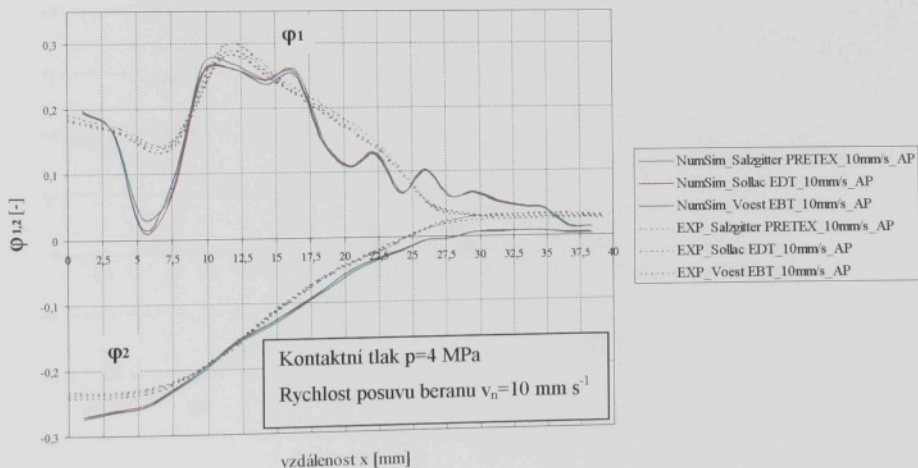
Obr. 11.2.3.7.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Porovnání deformace zjištěné pomocí numerické simulace a experimentálním způsobem



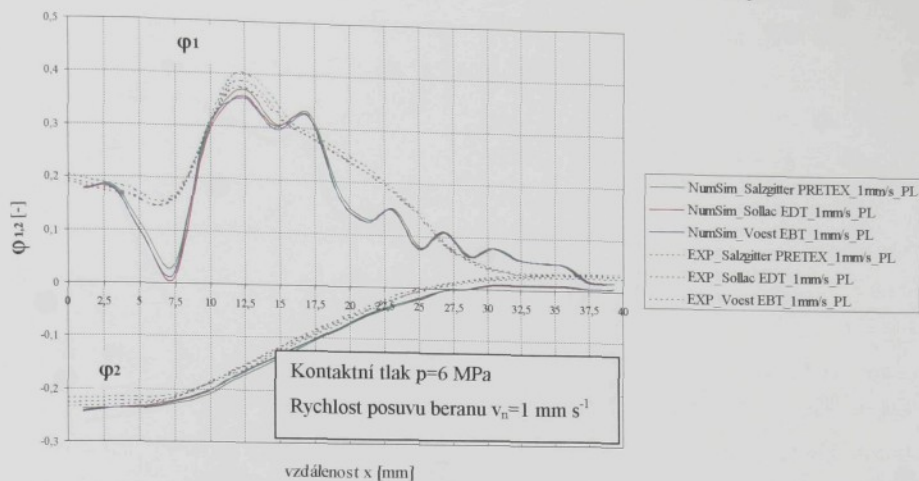
Obr. 11.2.3.8.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Porovnání deformace zjištěné pomocí numerické simulace a experimentálním způsobem



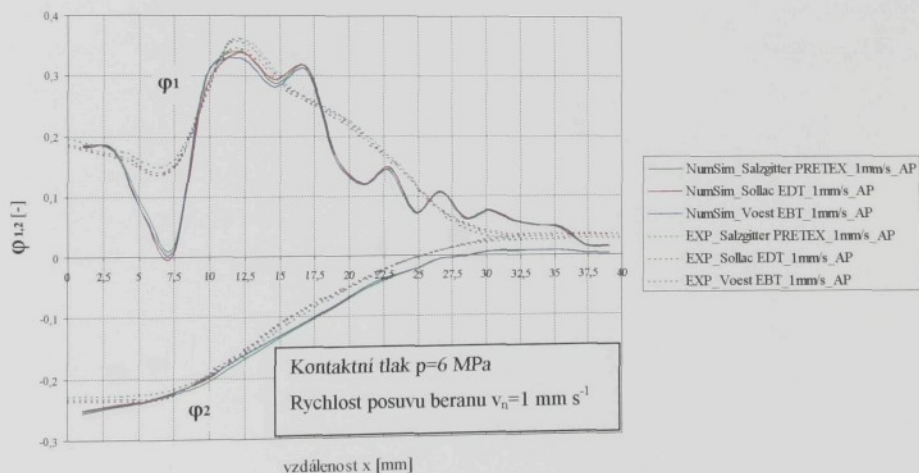
Obr. 11.2.3.9.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Porovnání deformace zjištěné pomocí numerické simulace a experimentálním způsobem



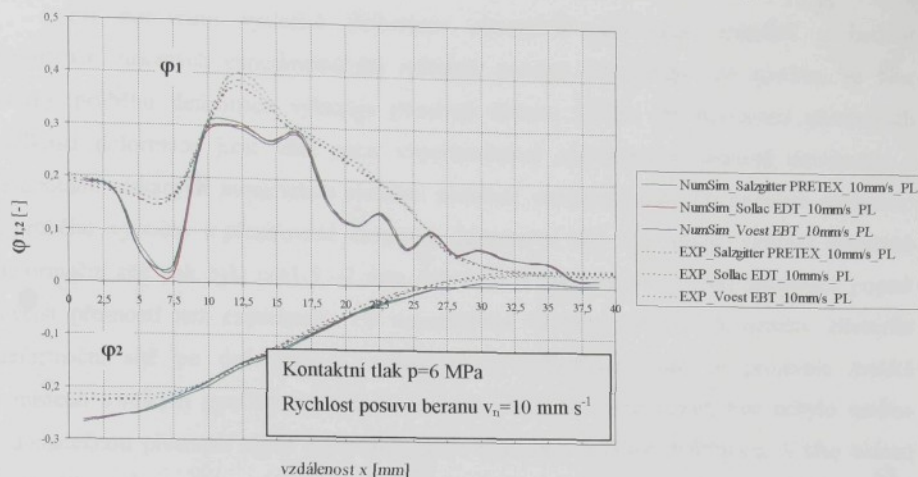
Obr. 11.2.3.10.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Porovnání deformace zjištěné pomocí numerické simulace a experimentálním způsobem



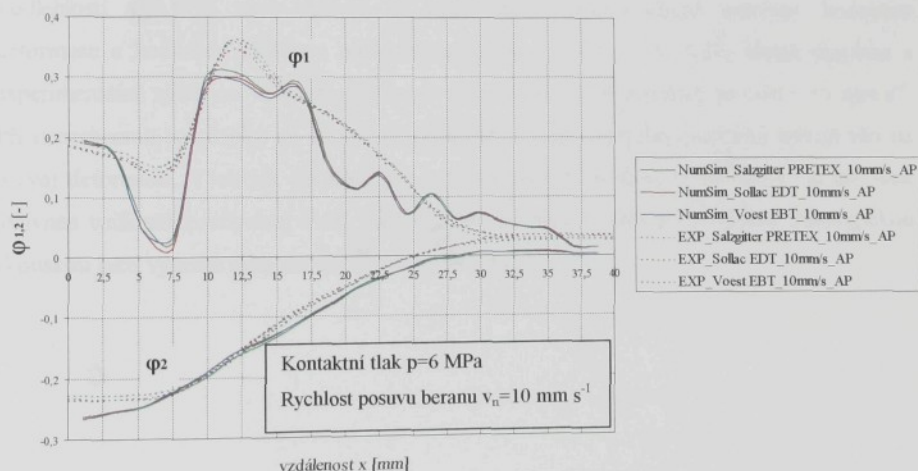
Obr. 11.2.3.11.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Porovnání deformace zjištěné pomocí numerické simulace a experimentálním způsobem



Obr. 11.2.3.12.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

Porovnání deformace zjištěné pomocí numerické simulace a experimentálním způsobem



Obr. 11.2.3.13.. Průběh deformace u testovaných materiálů zjištěný na výlisku sacího koše

11.3. VYHODNOCENÍ VÝSLEDKŮ SIMULACE

Při porovnání výsledků deformace získaných numerickou simulací a hodnot deformace získaných experimentálním měřením pomocí deformační sítě zjistíme, že tvar křivky průběhu deformace vykazuje poměrně dobrou shodu. Při porovnání absolutních velikostí deformace jsou však mezi experimentálně zjištěnými hodnotami deformace a hodnotami získaných numerickou simulací poměrně značné rozdíly. Při simulaci docházelo v průběhu výpočtu k přesíťování elementů deformační sítě a konečná velikost elementů deformační sítě pak byla cca 1,5 – 2 mm. Simulace je tak schopna průběh deformace popsat s větší přesností než experiment. Při experimentu dochází vzhledem k rozměru elementu deformační sítě po deformaci k „průměrování“ deformace. Toto se projevuje zvláště v místech s velkým gradientem deformace např. v oblasti tažné hrany, kde nebylo možno s dostatečnou přesností zjistit experimentálním způsobem velikost deformace. V této oblasti je rozdíl mezi experimentem a numerickou simulací proto největší (velikost odlehlosti $x=5-7,5$ mm). Otázkou je ovšem absolutní velikost deformace zjištěná simulací a pomocí deformační sítě. Numerická simulace se jeví ve všech případech jako tužší a pokud porovnáváme deformace v oblasti stěny výtažku (oblast s rozvinutou plastickou deformací s odlehlostí $x=7,5-15$ mm) vidíme, že rozdíl mezi experimentálně zjištěnou hodnotou deformace a hodnotou zjištěnou numerickou simulací je cca 15%. Větší shoda simulace a experimentálně zjištěnou velikostí deformace byla dosažena při rychlosti posuvu $v=1$ mm s⁻¹. Při experimentu se zjistilo, že nastavené rychlosti posuvu materiálu (nástroje) nemají vliv na rozvoj deformace. Výsledek simulace pro rychlost pohybu nástroje $v=10$ mm s⁻¹ je tak silně ovlivněn velikostí koeficientu tření, který byl pro rychlost $v=10$ mm s⁻¹ zjištěn tribologickou zkouškou jako výrazně nižší než při rychlosti $v=1$ mm s⁻¹.

12. DEFORMACE ZJIŠTĚNÁ NA VÝLISKU NEPRAVIDELNÉHO TVARU

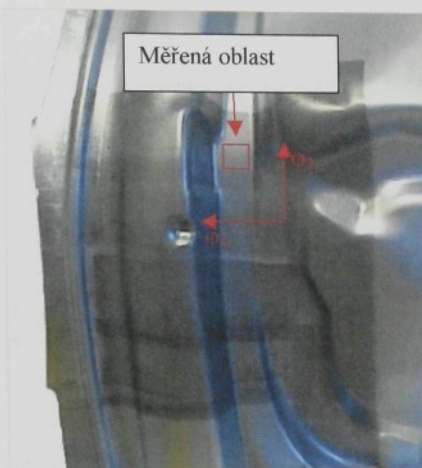
Pro ověření výsledků zkoušek prováděných převážně v laboratorních podmínkách, bylo provedeno zjištění velikosti deformace na reálném výlisku nepravidelného tvaru. Zvolený výlisek na kterém byly provedeny zkoušky byl výlisek pátých dveří Škoda Fabia combi. Tento výlisek je typickým představitelem karosářského výlisku a vhodně dokumentuje tento typ výroby. Výlisek je vidět na obr. 12.1..



Obr.12.1. Výlisek pátých dveří Škoda Fabia combi.

Experiment byl realizován ve spolupráci s Škoda Auto a.s. Mladá Boleslav, kde je výlisek zhotovován. Z časových důvodů a s ohledem na požadavky Škoda Auto a.s. byl experiment proveden pouze pro materiály Salzgitter PRETEX a Sollac EDT. Velikost deformace byla zjišťována pomocí deformační sítě jejíž parametry a způsob nanášení na povrch testovaných materiálů jsou shodné jako v případě analýzy deformace výlisku pláště sacího koše a v případě zjišťování diagramů mezních přetvoření (viz. kapitola 8.). Deformace výlisku byla zjišťována v oblasti rohu dveří a toto místo je označeno na obr. 12.1.. Pro každý testovaný materiál bylo zhotoveno 8 výlisků.

U složitého výlisku, jakým jsou i páte dveře Škoda Fabia combi, je velmi obtížné (ne-li nemožné) nanést deformační síť do takové polohy, aby po deformaci měly odpovídající elementy na různých výliscích stejnou polohu. Z tohoto důvodu nebyla zjišťována deformace na výlisku jako průběh deformace podél zvoleného řezu, ale deformace se zjišťovala v určité oblasti. V této oblasti pak bylo na každém výlisku měřeno devět elementů deformační sítě uspořádaných do čtverce. Poloha měření a orientace elementů deformační sítě je zřejmá z obr. 12.2..



Obr. 12.2. Poloha měření elementů deformační sítě

Výsledky měření deformace ϕ_1 ϕ_2 jsou zaznamenány v tabulce 41, kde jsou uvedeny střední hodnoty (výběrové průměry) deformace spolu se směrodatnou odchylkou výběru pro jednotlivé testované materiály. Jednotlivé naměřené hodnoty jsou uloženy v elektronické formě na přiloženém CD.

Tabulka 41. Tabulka naměřených hodnot deformace

Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV, množství maziva 1,2±0,2 g m ⁻²				
Přidržovací tlak p=cca 5 MPa				
	Sollac EDT		Salzgitter Pretex	
	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]
průměr. hodnota	0,165982	-0,09735	0,188327	-0,1146
s	0,013701	0,013841	0,012756	0,008414



Z výsledků měření deformace na reálném výlisku pátých dveří Škoda Fabia combi je vidět patrný rozdíl mezi materiálem Sollac EDT a materiálem Salzgitter Pretex. Materiál Salzgitter Pretex má ve sledované oblasti o 14% vyšší deformaci φ_1 a o 17% vyšší deformaci φ_2 . Vliv morfologie povrchu testovaných materiálů na rozvoj deformace se projevil při sériovém lisování, kdy materiál Sollac EDT měl výrazně nižší zmetkovitost než materiál Salzgitter Pretex. Materiál Salzgitter Pretex byl pro svojí značnou zmetkovitost vyřazen ze sériového lisování.

13. DISKUSE VÝSLEDKŮ DISERTAČNÍ PRÁCE

Diskuse výsledků disertační práce navazuje na dílčí diskuse výsledků uvedené v předcházejících kapitolách.

Předložená disertační práce na téma vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace při tažení výlisků je příspěvkem při řešení teoretických i praktických problémů spojených s výrobou výlisků z plechu. Téma a řešení disertační práce úzce souvisí s problematikou zpracování pozinkovaných plechů se zvláštní morfologií povrchu v automobilovém průmyslu. Testované materiály se sledovanou morfologií povrchu Pretex, EDT a EBT byly vybrány s ohledem na dnes běžně používané materiály v sériové výrobě.

Materiály použité pro experimentální zjištění rozvoje deformace při tažení plechu mají minimální rozdíly v mechanických vlastnostech a z tohoto pohledu by nemělo dojít k výraznému ovlivnění výsledků prováděných zkoušek. Porovnání testovaných materiálů bylo provedeno pomocí základních mechanických hodnot zjištěných pomocí statické zkoušky tahem a pro jednotlivé materiály byly experimentálním způsobem zjištěny diagramy mezních přetvoření. Problematické se ukázalo najít materiály s morfologií povrchu PRETEX, EDT a EBT, které by měly minimální rozdíly v základních měřených parametrech drsnosti povrchu. Tento fakt je dán tím, že výrobci materiálů pro pohledové části karoserie používají ve většině případů pouze jeden způsob texturování pracovního válce. Po provedení mnoha „výběrových“ měření v Škoda Auto a.s. Mladá Boleslav byly vybrány materiály pro experiment, které mají parametry drsnosti velmi podobné a z hlediska technické praxe je můžeme považovat za shodné. Porovnání testovaných materiálů z hlediska morfologie bylo provedeno pomocí základních parametrů drsnosti a fotografií z elektronového mikroskopu. Vzhledem k tomu, že drsnost povrchu zpracovávaných materiálů má velký vliv na výsledek celého procesu lisování, je velmi důležité, že testované materiály mají minimální odlišnosti v parametrech drsnosti. V současné době většina prací zabývající se touto problematikou vliv drsnosti povrchu plechu neuvažuje a může tak dojít k ovlivnění výsledků zkoušky.

Pro zjištění tribologických vlastností testovaných materiálů a s ohledem na plánovanou numerickou simulaci procesu tažení výlisku byl experimentálním způsobem zjišťován koeficient tření pro jednotlivé testované materiály při respektování vstupních technologických podmínek. Koeficient tření byl zjišťován na katedře strojírenské technologie pomocí zkoušky protahováním pásku při použití dvou různých maziv a rychlosti posuvu materiálu $v = 1$ a 10 mm s^{-1} . V prvním případě se zjišťování koeficientu tření provádělo při použití pracího oleje Anticorit AC PL 3802-39LV a ve druhém případě se jednalo o kombinaci

pracího oleje Anticorit AC PL 3802-39LV + tažný olej AP 167/22. Tato volba byla provedena s ohledem na podmínky používané při reálném lisování. V rámci řešení disertační práce bylo také navrženo, sestrojeno a prakticky vyzkoušeno zařízení pro nanášení tažných olejů na povrch zkoumaných materiálů. Z výsledků měření koeficientu tření je patrný zřejmý vliv použitého mazadla, rychlosti posuvu materiálu i druh morfologie povrchu testovaných materiálů na velikost koeficientu tření. Z tribologického hlediska se pro tažení jeví jako nejvhodnější materiály s morfologií povrchu EDT. Nejméně vhodné pak materiály s morfologií povrchu Pretex. Morfologie EBT představuje svými tribologickými vlastnostmi „mezistupeň“ mezi oběma zmíněnými materiály. U zkoumaných plechů se materiál s morfologií povrchu plechu EBT blíží svými tribologickými vlastnostmi materiálu s morfologií povrchu EDT. Rozdíly mezi chováním jednotlivých materiálů z hlediska tribologie se projevují zvláště při použití velkých přidržovacích tlaků a při malých rychlostech posuvu materiálu. Při těchto extrémních podmínkách se u materiálů projevuje více, či méně, vznik zadíráání, které může mít zásadní vliv na zpracovatelnost daného materiálu. Tribologickou zkouškou bylo prokázáno, že koeficient tření není v průběhu procesu tažení plechů konstantní a poměrně výrazně se mění. Pro testované materiály byly nalezeny funkční vztahy koeficientu tření na velikosti kontaktního tlaku, rychlosti posuvu materiálu a použitým mazadlu. Tyto vztahy mohou být použity pro zpřesnění výpočtových modelů při analýze deformace výlisku pomocí metody konečných prvků. V současné době již probíhá začlenění těchto nových poznatků do vývoje nové verze simulačního programu PAM-STAMPTM, kde by již měla být možnost zadávat koeficient tření jako závislá hodnota s ohledem na technologické podmínky.

Vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace při tažení výlisku byl zjišťován pro vybrané testované materiály s morfologií povrchu Pretex, EDT a EBT na jednoduchém výlisku pláště sacího koše. Z výsledků měření je patrné, že na rozvoj deformace má vliv přidržovací tlak, použité mazadlo a morfologie povrchu plechu. Poměrně překvapivě bylo zjištěno, že na rozvoj deformace nemá vliv rychlost posuvu materiálu v nástroji (pro rozmezí rychlostí $v = 1$ až 10 mm s^{-1}). Největší deformace materiálu byla pro všechny kombinace vstupních technologických podmínek zjištěna pro materiál Salzgitter Pretex, nejmenší deformace byla zjištěna při použití materiálu Sollac EDT. Rozdíl deformace mezi těmito materiály byl v závislosti na technologických podmínkách a místě měření cca 8%. Přesné stanovení rozdílu deformace mezi jednotlivými testovanými morfologiemi je vzhledem k průběhu deformace velmi problematické. Materiál Voest EBT byl opět jakýmsi „mezičlánkem“ mezi materiálem Sollac EDT a Salzgitter Pretex. Z výsledků měření tedy

vyplývá, že pro tváření výlisků se jeví jako nejvhodnější materiál s morfologií povrchu EDT. Nejméně vhodný pak materiál s morfologií povrchu Pretex. Tyto poznatky jsou v souladu s již prováděnými tribologickými testy, kde byly formulovány stejné závěry. Při minimálních rozdílech mechanických vlastností a drsnosti povrchu jednotlivých materiálů je tedy morfologie povrchu plechu (a s ním související koeficient tření) faktorem, který ovlivňuje rozvoj deformace výlisku při tažení.

Výsledky měření rozvoje deformace prováděné v laboratorních podmínkách na výlisku pláště sacího koše byly ověřeny i na výlisku nepravidelného tvaru. Měření byla provedena na výlisku pátých dveří Škoda Fabia combi, který je typickým představitelem výlisku nepravidelného tvaru. Tato měření potvrdila dříve vyslovené závěry, neboť výlisek zhotovený z materiálu s morfologií povrchu EDT byl bez problému lisovatelný a výlisek z materiálu s morfologií povrchu Pretex vykazoval značnou zmetkovitost a byl prakticky nelisovatelný. Z tohoto měření se dá předpokládat, že při lisování složitých výlisků nepravidelných tvarů se rozdíly mezi jednotlivými typy morfologie povrchu plechu ještě prohlubují a volba morfologie povrchu použitého materiálu je tedy velmi důležitá. V současné době se druh morfologie povrchu plechu při návrhu výlisku neuvažuje a časté problémy, kdy je výlisek na hranici lisovatelnosti z materiálu dané třídy hlubokotažnosti, by se tak daly řešit vhodnou volbou morfologie povrchu při zachování materiálu ve stejné třídě hlubokotažnosti.

V rámci řešení disertační práce byla provedena numerická simulace tažení výlisku pláště sacího koše a deformace tak byla zjišťována pomocí metody konečných prvků. Výsledky měření a simulace prokázaly poměrně velkou shodu v průběhu deformace podél křivky měřeného řezu. Při porovnání absolutních hodnot deformace je však rozdíl mezi experimentálně zjištěnou hodnotou deformace a hodnotou zjištěnou simulací cca 15%. Prokázal se tak již dlouho diskutovaný fakt, že numerická simulace je schopna poměrně přesně určit kritické místo na výlisku, ale je diskutabilní zda absolutní velikost deformace získaná numerickou simulací bude odpovídat skutečnosti. Z tohoto důvodu se ve většině případů při simulaci složitých výlisků nejprve „ladí“ vstupní data pro simulaci na jednoduchém výlisku kde je znám reálný výsledek lisování a teprve s upřesněnými vstupními daty se provádí simulace složitějšího tvaru. Začlenění poznatků zjištěných v disertační práci do konečnoprvkových výpočtových modelů by mělo přinést zpřesnění výpočtu a zkrácení času potřebného na „odladění“ vstupních dat potřebných pro simulaci.

14. ZÁVĚR

V rámci řešení disertační práce byl prokázán vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace při tažení výlisku z plechu. Z prováděných laboratorních měření a praktického ověření výsledků měření na výlisku nepravidelného tvaru vyplývá, že pro tváření je nejvhodnější struktura povrchu označovaná jako EDT. Tento fakt je poměrně zarazující, neboť tato metoda texturování pracovního válce pro výrobu plechů je již známá poměrně dlouhou dobu a tato metoda nepatří mezi rozvíjející se způsoby texturování pracovního válce. Použití materiálu s povrchem EDT přináší určité komplikace při lakování pohledových částí karoserie automobilu, kdy kvalita laku často není na požadované úrovni. Tyto problémy jsou způsobeny (pseudo)stochastickým povrchem tohoto materiálu. Vzhledem k tomu, že výsledky prováděných testů pro materiály s morfologií povrchu EDT a EBT jsou si podobné, jeví se jako poměrně výhodné použít pro tváření výlisků nepravidelných tvarů materiál s morfologií povrchu EBT. Tyto materiály mají dobrou lisovatelnost a kvalita laku je vzhledem k (semi)deterministické struktuře povrchu materiálu výborná. Na oblast materiálů s morfologií povrchu plechu EBT se v poslední době orientuje i výzkum výrobců plechů pro automobilový průmysl a je předpoklad, že tyto materiály budou nacházet stále větší uplatnění.

Jsem si vědom, že formulované výsledky řeší jen úzkou část rozsáhlé problematiky vlivu morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace a celkové řešení je podstatně komplikovanější. Při řešení disertační práce není uvažován např. vliv drsnosti povrchu na výsledek testů, vliv rychlosti při použití reálných rychlostí posuvu atd..

S ohledem na současné trendy při vývoji materiálů pro výrobu výlisků nepravidelných tvarů bych pro další výzkum doporučoval orientaci na materiály s morfologií povrchu EBT.



14. SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY

- [1] PRIMUS,F.: Teorie tváření plechu a trubek, skripta ČVUT, vydavatelství ČVUT, Praha, 1980
- [2] BUCHAR,Z.: Diagramy mezních přetvoření tenkých ocelových plechů, kandidátská disertační práce, VŠST Liberec,1987
- [3] BUCHAR,Z.: Komplexní analýza přetvoření výlisků nepravidelných tvarů, habilitační práce, VŠST Liberec,1996
- [4] KOBAYASHI, H.: Shear Localization and Fracture in Torsion of Metals, Ph.D. thesis, Dept. of Engineering, University of Reading, GB, 1987
- [5] KEELER, S.P.-BACKOFEN, W.A.:Plastic Instability and Fracture in Sheets Stretched Over Rigid Punches. TRANS. QUART.ASM, Vol.56, No.1, March 1963
- [6] PRIMUS,F.:Tvářitelnost hlubokotažných plechů, Strojírenství,26,č.8,1976
- [7] PRIMUS,F.:Nomogramy pro určení zásoby plasticity anizotropních hlubokotažných plechů. Strojírenská výroba,26, č.2,1978
- [8] VENTER, R.D.-DE MALHERBE, M.C.:Theoretical Estimate of the Keeler-Goodwin Formability Curve,SH. METAL.IND., Vol.48, 1971
- [9] MARCINIAK,Z.-KUCZINSKI,K.:Limit Strains in the Process of Stretch forming Sheet Metal. Int. J.Mech.Sci., Vol.9,1967
- [10] SOWERBY,R.-DUNCAN,J.L.:Failure in Sheet Metal in Biaxial Tension. Int. J.Mech.Sci., Vol.13, 1971
- [11] GHOSH, A.K.: A Criterion for Ductile Fracture in Sheet under Biaxial Loading. Metallurg. Trans A, April, 1976
- [12] ŠTEFAN,B:-ŠLESÁR,M. -BOBROVÁ,E.-LUŠTÍK,J.:Mechanizmy tvárného lomu. In: Predikace mechanických vlastností kovových materiálů na základě strukturních charakteristik, Nové Město na Moravě, 1985
- [13] NEEDLEMAN, A.-RICE, J.R.:Limits to Ductility by Plastic Flow Localization. In:Mechanics of Sheet Metal Forming, Material Behavior and Deformation Analysis, GMR symposium, New York, 1978
- [14] KEELER,S.P.: Forming Limit Criteria -Sheets, chapter 4. In: Advances in Deformation Processing, Army Materials Research Center, 1978
- [15] KANOCZ, A.-ŠPANIEL,M.: Metoda konečných prvků v mechanice poddajných těles, Vydavatelství ČVUT, Praha 1998



- [16] OKROUHLÍK,M.-HÖSCHL,C.-PLEŠEK,J.-NADRCHAL,J.:Mechanika poddajných těles, numerická matematika a superpočítače, Ústav termomechaniky AV ČR, Praha, 1997
- [17] MARŠÍK F.: Termodynamika kontinua, Academia, Praha, 1999
- [18] VITÁSEK, E.:Numerické metody, SNTL-nakladatelství technické literatury, Praha, 1987
- [19] BRDIČKA,M.:Mechanika kontinua, Nakladatelství Československé akademie věd, Praha, 1959
- [20] ŠUBRT,L.: Teorie desek a skořepin, Ediční středisko ČVUT, Praha, 1991
- [21] BRDIČKA,M.-HLADÍK,A.: Teoretická mechanika, Academia, Praha, 1987
- [22] BRENDL,H. a kol.:Tribotechnika ,SNTL Praha 1984
- [23] BLÁŠKOVIČ,P.-BALLA,J.-DZIMKO,M.:Tribologie,Alfa Bratislava 1990
- [24] ŠTĚPINA,V.-VESELÝ,V.: Maziva v tribologii. Veda Bratislava, 1985
- [25] DORINSON,A.-LUDEMA, K.C.: Mechanics and chemistry in lubrication (Tribology series ,9), Elsevier, 1985
- [26] MANG,T.-DRESEL,W.: Lubricant and Lubrication, Wiley-vch, 1997
- [27] DANE, C.M.: Multi pass friction tests on zinc coated sheet to simulate galling behaviour. Sborník IDDRG, Lisabon, Portugalsko 1994, str. 211-221.
- [28] BAREŠ,K. a kol.:Lisování SNTL, Praha 1971
- [29] TMĚJ,J. – MIKEŠ,V.: Teorie tváření,skripta VŠST, Liberec 1981
- [30] MORTENS, J.: A combined physical and numerical simulation of tool performance in conventional deep-drawing operations. Sborník IDDRG, Lisabon, Portugalsko 1994, str. 233-239.
- [31] MARCINIÁK, Z.:Teorie tváření plechů, SNTL Praha 1964
- [32] MELOUN,M.-MILITKÝ,J.: Statistické zpracování experimentálních dat,edice PLUS, Praha, 1994
- [33] DRÁB,V.-MOC,L.: Teorie spolehlivosti a řízení jakosti, skripta VŠST, Liberec, 1992
- [34] SOLFRONK,P.: Metodika měření koeficientu tření zkouškou protahováním pásku, výzkumná zpráva č. HC 2350/478, Liberec, 2001
- [35] KUČERA,O.: Nastavení lisu GRS II pro lisování pátých dveří A04 combi, technická zpráva, 15.9. 2000, Škoda Auto a.s. Mladá Boleslav
- [36] PAM-SYSTEM: PAM-STAMP™ Reference manual, Software Company of ESI Group, Paris,2000

Přehled publikací:

1. SOLFRONK,P.:Vliv povrchu plechu na tribologické podmínky při tažení plechu. TRANSFER 99, Brno, ISBN 80-214-1347-7, str. K53.
2. SOLFRONK, P. - KOLNEROVÁ, M.: Vliv morfologie povrchů plechů typu "SIBETEX" na tribologické podmínky při tažení výlisků. . In. Sympozium TU Dresden - TU Liberec, Dresden září 1999, ISBN 3-86005-235-7 s.147-152
3. SOLFRONK,P. - KOLNEROVÁ,M.: Vliv morfologie povrchu plechů na tribologické vlastnosti. In:Sborník mezinárodní konference Materiálového inženýrství, Liberec 2000, s .218-223.
4. SOLFRONK,P. - KOLNEROVÁ,M.: Vliv textury povrchu plechu určeného pro hluboké tažení na tribologické vlastnosti. . In: 5. Mezinárodní konference Form 2000, Brno 2000, s. 133-138.
5. SOLFRONK,P. - KOLNEROVÁ,M.: Využití software PAM-STAMP při zjištění mezních stavů při ohýbání trubek. In:PRO-TECH-MA 2002, Košice, SR, s.145-150. ISSN 1335-2393
6. SOLFRONK,P. - KOLNEROVÁ,M.: Vliv výpočtového modelu na přesnost výsledku simulace mezního stavu při tváření hliníkových slitin. In: "Nové smery vo výrobnom inžinierstve 2002"Prešov, SR, s.148-151. ISBN 80-70099-828-8
7. SOLFRONK,P. - KOLNEROVÁ,M.: Simulace mezního stavu pomocí software PAM-STAMP při ohýbání trubek. In: "FORM 2002", Brno,ČR,s.213-218.ISBN 80-214-2162-2
8. SOLFRONK,P. - KOLNEROVÁ,M.: Simulace mezního stavu pomocí software PAM-STAMP při tváření hliníkových slitin.In:"FORMING 2002", Luhačovice,ČR
9. SOLFRONK,P. - KOLNEROVÁ,M.: Simulace procesu rozšiřování stříhaného otvoru pomocí software PAM-STAMP. In:TECHNOLÓGIA 2001, Bratislava 2001, s.356-359. ISBN 80-337-1567-0
10. SOLFRONK,P. - KOLNEROVÁ,M.: Simulace účinků brzdící lišty používané při hlubokém tažení. In:XIII. Vědecké symposium TU Liberec - TU Dresden, Liberec 2001, s.37-42. ISBN 80 -7083- 469 -2
11. KOLNEROVÁ,M - SOLFRONK,P.: Vliv technologických podmínek při vypínání plechů s povlaky. In: 5. Mezinárodní konference Form 2000, Brno 2000, s. 139-144.



12. KOLNEROVÁ,M - SOLFRONK,P.: Morfologie povrchu plechů určených pro lisování. In: Sborník mezinárodní konference Materiálového inženýrství, Liberec 2000, s.110 -115.
13. HISEM ,P. - SOLFRONK,P. - KOLNEROVÁ,M. : Hodnocení maziv z hlediska lisování a lepení plechů v automobilovém průmyslu. . In. Sympozium TU Dresden - TU Liberec, Dresden září 1999, ISBN 3-86005-235-7 s.1-6
14. KOLNEROVÁ,M - SOLFRONK,P.: Hodnocení povrchu plechu při vypínání. In:TECHNOLÓGIA 2001, Bratislava 2001,s.306 - 307.ISBN 80-227-1567-0
15. KOLNEROVÁ,M - SOLFRONK,P.: Vliv povrchové úpravy plechu na jeho lisovatelnost. In:XIII. Vědecké symposium TU Liberec - TU Liberec, Liberec 2001, s.22 -27.ISBN 80 -7083- 469 -2
16. KOLNEROVÁ,M - SOLFRONK,P.: Morfologie plechů se zinkovým povlakem používaných v automobilovém průmyslu. In:METAL 2001, Ostrava 2001, s.73 - 79. ISBN 80-85988 -56-9
17. KOLNEROVÁ,M - SOLFRONK,P.: Hodnocení tribologických vlastností hliníkových plechů používaných v automobilovém průmyslu. In: "PRO-TECH-MA 2002", Košice, SR, s.243-248.ISSN 1335-2393
18. KOLNEROVÁ,M - SOLFRONK,P.: Vliv teploty nástroje při hodnocení tribologických vlastností plechů určených k lisování. In: "Nové smery vo výrobnom inžinierstve 2002", Prešov, SR, s.53-56. ISBN 80-70099-828-8
19. KOLNEROVÁ,M - SOLFRONK,P.: Porovnání tribologických vlastností hliníkových a ocelových plechů používaných při stavbě karoserie.In:" FORM 2002", Brno, ČR, s.207-212.ISBN 80-214-2162-2
20. KOLNEROVÁ,M - SOLFRONK,P.: Simulace odpružení výlisku z pevnostního plechu pomocí software PAM-STAMP.In: "FORMING 2002", Luhačovice, ČR

TECHNICKÁ UNIVERZITA V LIBERCI

FAKULTA STROJNÍ



Disertační práce

**Vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace při
tažení výlisků z plechu**

Přílohy

TECHNICKÁ UNIVERZITA V LIBERCI
FAKULTA STROJNÍ

Obor 23-03V Strojní inženýrství

zaměření

Tváření kovů a plastů

Katedra strojírenské technologie

Oddělení tváření kovů a plastů

Přílohy disertační práce

**Vliv morfologie povrchu plechu na rozvoj deformace při tažení výlisků
z plechu**

**Influence of the morphology of the surface of metal sheets upon the course
of the deformation when drawing stamped metal sheets**

Ing. Pavel Solfronk

Vedoucí katedry: Prof. Ing. Jaroslav Exner, CSc.

Školitel: Doc. Ing. Mírko Král, CSc.

Rozsah práce a příloh:

Počet stran: 189

Počet obrázků: 114

Počet tabulek: 41

Počet příloh: 44

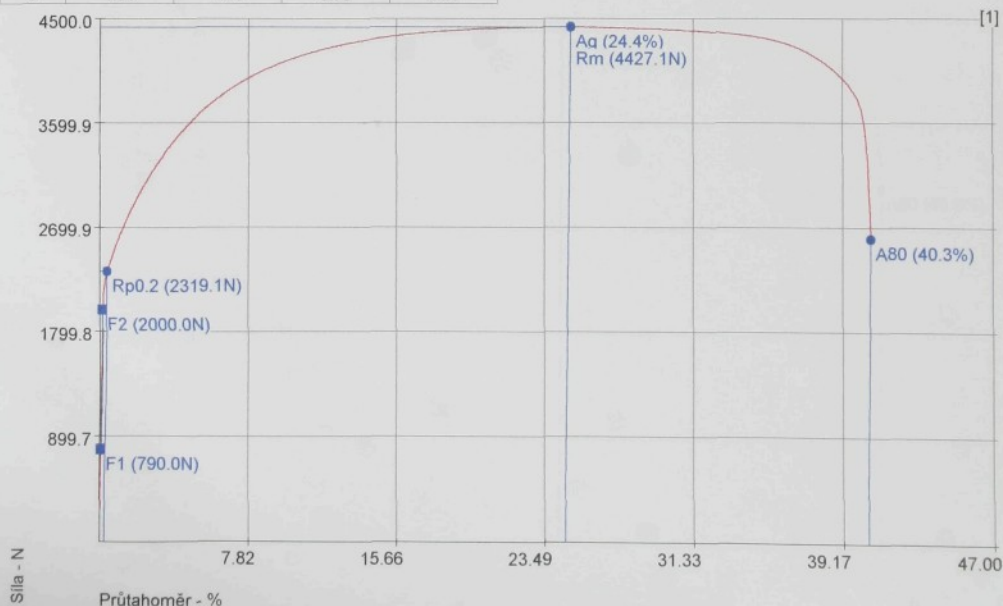
Statická zkouška tahem

Vstupní hodnoty

Testovaný materiál : DX 54 D+Z100 MBO Rozměr vzorku : 20 x 0,77 mm
Výrobce : Salzgitter Stahl GmbH Datum provedení zkoušky : 22.1.2002
Morfologie povrchu : PRETEX Vypracoval : Ing. Pavel Solfronk
Směr : 0° Zkouška provedena dle : EN 10002

Výstupní hodnoty

Zkouška	Rp0.2 MPa	Rm MPa	Aq %	A80 %
1	151.35	288.92	24.43	40.27
2	149.60	287.44	25.07	42.85
3	150.27	289.00	26.08	42.06
4	148.89	286.52	26.58	43.27
5	151.44	288.75	24.42	40.31
6	149.71	287.27	26.02	42.91
7	151.10	289.03	25.60	42.04
8	149.12	286.57	25.63	43.13
x	150.19	287.94	25.48	42.11
s	1.01	1.10	0.78	1.21



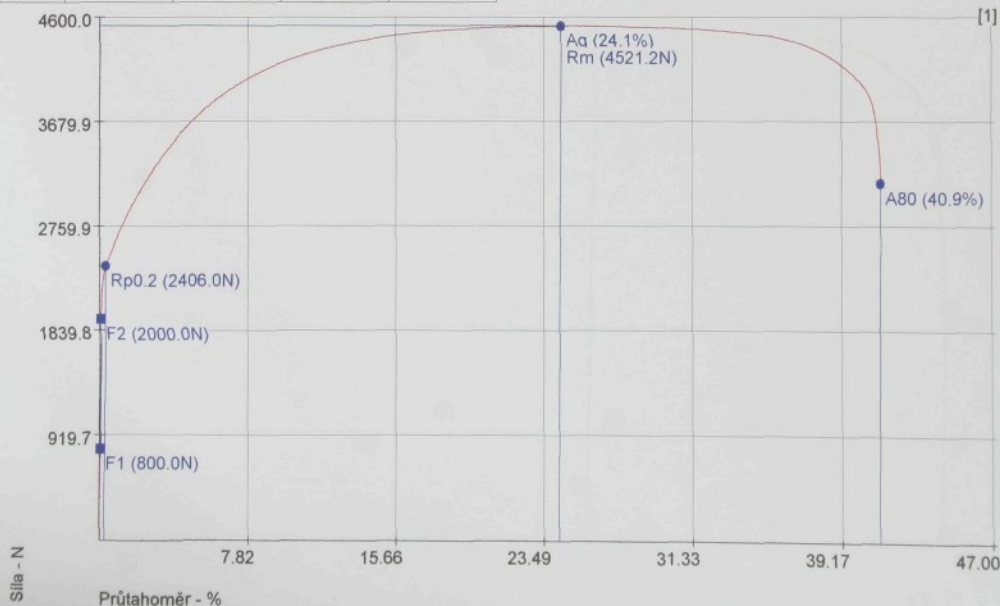
Statická zkouška tahem

Vstupní hodnoty

Testovaný materiál :	DX 54 D+Z100 MBO	Rozměr vzorku :	20 x 0,77 mm
Výrobce :	Salzgitter Stahl GmbH	Datum provedení zkoušky :	22.1.2002
Morfologie povrchu :	PRETEX	Vypracoval :	Ing. Pavel Solfronk
Směr :	45°	Zkouška provedena dle :	EN 10002

Výstupní hodnoty

Zkouška	Rp0.2 MPa	Rm MPa	Aq %	A80 %
1	157.02	295.06	24.14	40.94
2	157.58	295.93	24.39	42.06
3	158.06	295.52	25.23	42.37
4	155.73	295.19	23.94	41.06
5	156.91	295.24	24.42	40.94
6	157.84	296.13	24.88	42.02
7	156.95	295.47	25.28	42.40
8	156.88	295.11	25.31	41.07
x	157.12	295.45	24.70	41.61
s	0.72	0.39	0.55	0.66



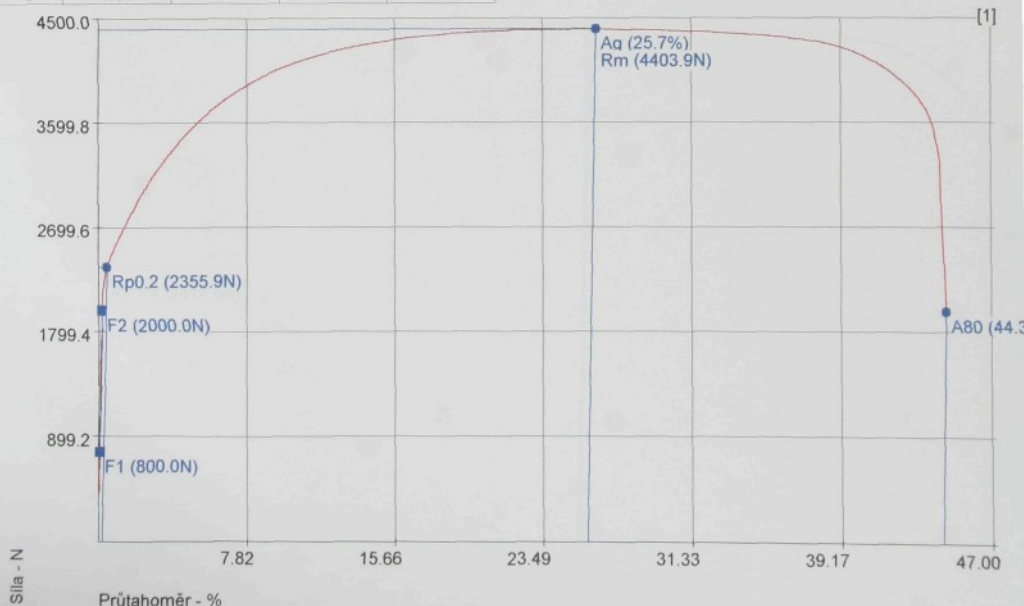
Statická zkouška tahem

Vstupní hodnoty

Testovaný materiál : DX 54 D+Z100 MBO Rozměr vzorku : 20 x 0,77 mm
Výrobce : Salzgitter Stahl GmbH Datum provedení zkoušky : 22.1. 2002
Morfologie povrchu : PRETEX Vypracoval : Ing. Pavel Solftronk
Směr : 90° Zkouška provedena dle : EN 10002

Výstupní hodnoty

Zkouška	Rp0.2 MPa	Rm MPa	Aq %	A80 %
1	153.75	287.41	25.71	44.26
2	153.39	287.28	26.07	45.18
3	154.14	286.95	26.11	45.35
4	155.10	287.63	26.02	45.65
5	152.63	287.22	24.85	44.30
6	153.73	287.09	25.18	45.21
7	154.09	287.04	24.75	45.33
8	154.96	287.71	24.62	45.61
x	153.98	287.29	25.41	45.11
s	0.81	0.27	0.63	0.54



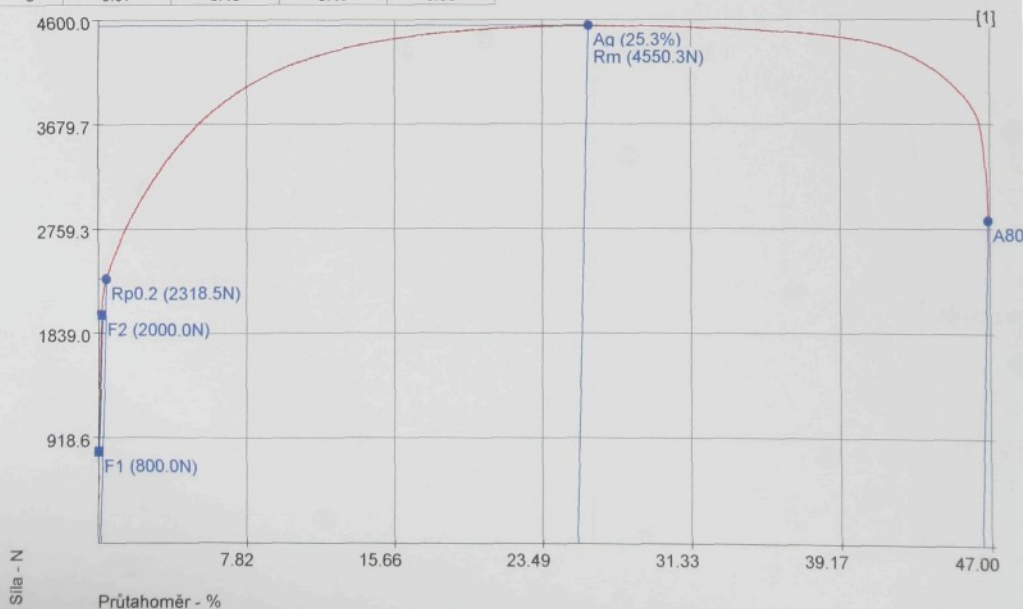
Statická zkouška tahem

Vstupní hodnoty

Testovaný materiál : DX 54 D+Z100 MBO Rozměr vzorku : 20 x 0,8 mm
Výrobce : ARCELOR S.A. Group -Sollac Datum provedení zkoušky : 7.2. 2002
Morfologie povrchu : EDT Vypracoval : Ing. Pavel Solfronk
Směr : 0° Zkouška provedena dle : EN 10002

Výstupní hodnoty

Zkouška	Rp0.2 MPa	Rm MPa	Aq %	A80 %
1	146.89	288.29	25.25	46.39
2	147.35	289.13	26.79	45.01
3	146.85	288.44	26.09	46.10
4	147.64	289.09	25.72	45.08
5	146.76	288.59	26.07	46.27
6	147.23	288.73	25.58	46.00
7	147.76	289.51	25.82	44.89
8	147.03	289.44	26.10	44.98
x	147.19	288.90	25.93	45.59
s	0.37	0.46	0.45	0.65



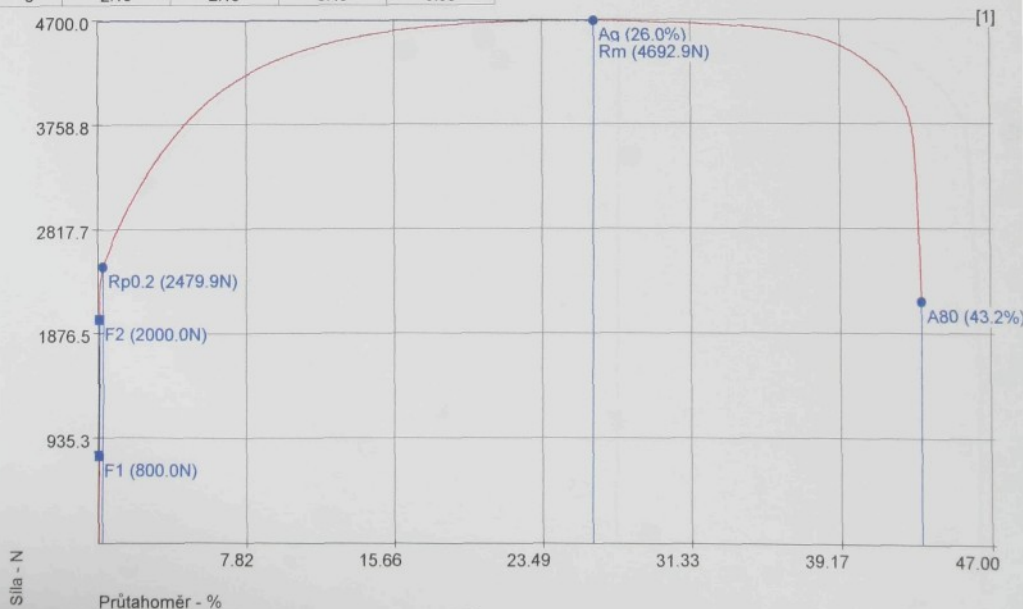
Statická zkouška tahem

Vstupní hodnoty

Testovaný materiál :	DX 54 D+Z100 MBO	Rozměr vzorku :	20 x 0,8 mm
Výrobce :	ARCELOR S.A. Group -Sollac	Datum provedení zkoušky :	7.2. 2002
Morfologie povrchu :	EDT	Vypracoval :	Ing. Pavel Solfronk
Směr :	45°	Zkouška provedena dle :	EN 10002

Výstupní hodnoty

Zkouška	Rp0.2 MPa	Rm MPa	Aq %	A80 %
1	157.27	297.62	25.98	43.20
2	153.32	294.02	25.54	44.34
3	157.30	297.66	24.94	43.15
4	153.17	293.28	25.89	43.94
5	153.17	293.17	25.39	43.85
6	156.05	297.49	24.52	43.09
7	153.35	293.80	25.44	44.23
8	157.70	297.44	25.03	43.11
x	155.17	295.56	25.34	43.61
s	2.10	2.15	0.49	0.53



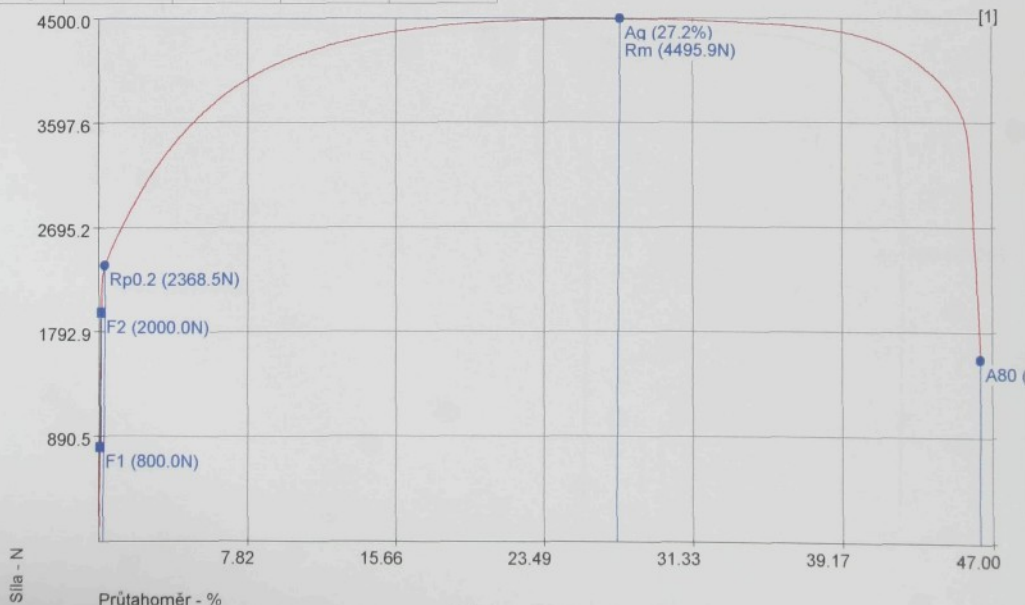
Statická zkouška tahem

Vstupní hodnoty

Testovaný materiál :	DX 54 D+Z100 MBO	Rozměr vzorku :	20 x 0,8 mm
Výrobce :	ARCELOR S.A. Group -Sollac	Datum provedení zkoušky :	7.2. 2002
Morfologie povrchu :	EDT	Vypracoval :	Ing. Pavel Solfronk
Směr :	90°	Zkouška provedena dle :	EN 10002

Výstupní hodnoty

Zkouška	Rp0.2 MPa	Rm MPa	Aq %	A80 %
1	150.21	285.13	27.20	46.14
2	152.68	286.16	25.94	44.84
3	152.43	286.36	25.36	45.27
4	152.70	286.11	25.40	44.71
5	150.44	284.96	26.13	46.01
6	152.53	286.26	26.20	45.24
7	153.24	286.27	26.29	44.67
8	148.35	281.60	27.03	45.86
x	151.57	285.36	26.19	45.34
s	1.71	1.61	0.67	0.59



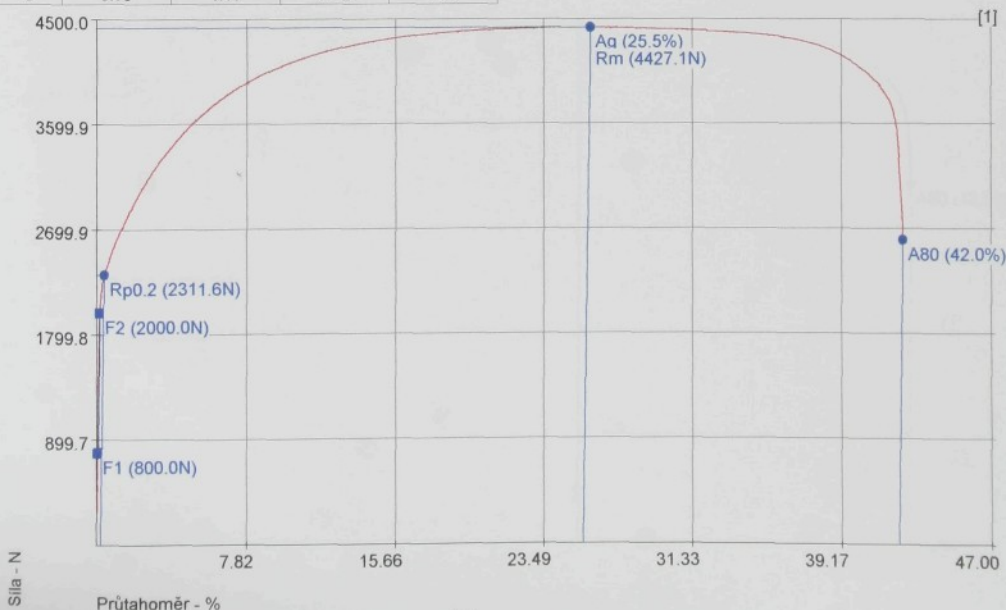
Statická zkouška tahem

Vstupní hodnoty

Testovaný materiál :	DX 54 D+Z100 MBO	Rozměr vzorku :	20 x 0,78 mm
Výrobce :	Voest Alpine Eurostahl GmbH	Datum provedení zkoušky :	16.3. 2002
Morfologie povrchu :	EBT	Vypracoval :	Ing. Pavel Solfronk
Směr :	0°	Zkouška provedena dle :	EN 10002

Výstupní hodnoty

Zkouška	Rp0.2 MPa	Rm MPa	Aq %	A80 %
1	150.48	288.20	25.48	42.01
2	149.89	288.27	27.20	43.87
3	149.22	286.72	26.15	44.70
4	148.52	285.80	27.72	45.13
5	150.98	287.88	25.35	41.86
6	149.50	287.87	26.62	43.71
7	148.28	286.41	27.02	44.55
8	148.52	285.42	26.65	44.84
x	149.43	287.07	26.52	43.83
s	0.98	1.13	0.82	1.27



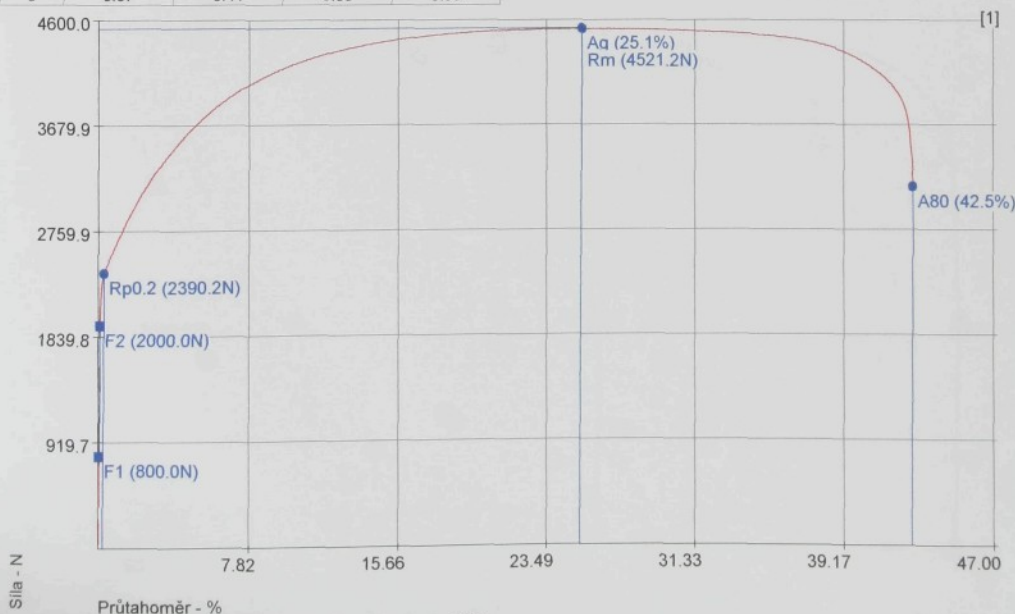
Statická zkouška tahem

Vstupní hodnoty

Testovaný materiál :	DX 54 D+Z100 MBO	Rozměr vzorku :	20 x 0,78 mm
Výrobce :	Voest Alpine Eurostahl GmbH	Datum provedení zkoušky :	16.3. 2002
Morfologie povrchu :	EBT	Vypracoval :	Ing. Pavel Solfronk
Směr :	45°	Zkouška provedena dle :	EN 10002

Výstupní hodnoty

Zkouška	Rp0.2 MPa	Rm MPa	Aq %	A80 %
1	155.44	294.03	25.08	42.54
2	156.28	294.48	26.21	44.02
3	157.03	294.89	25.34	43.70
4	155.19	294.15	24.88	42.66
5	155.86	294.35	25.48	42.73
6	156.64	294.87	26.35	44.20
7	156.81	295.24	25.97	43.86
8	156.57	294.52	26.38	42.81
x	156.23	294.57	25.71	43.31
s	0.67	0.41	0.59	0.69



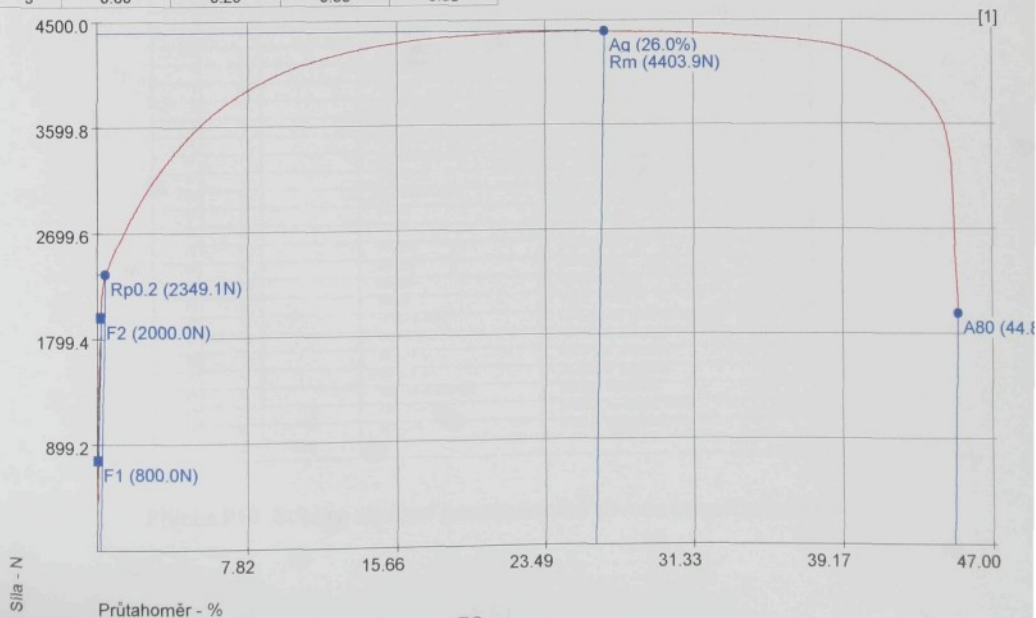
Statická zkouška tahem

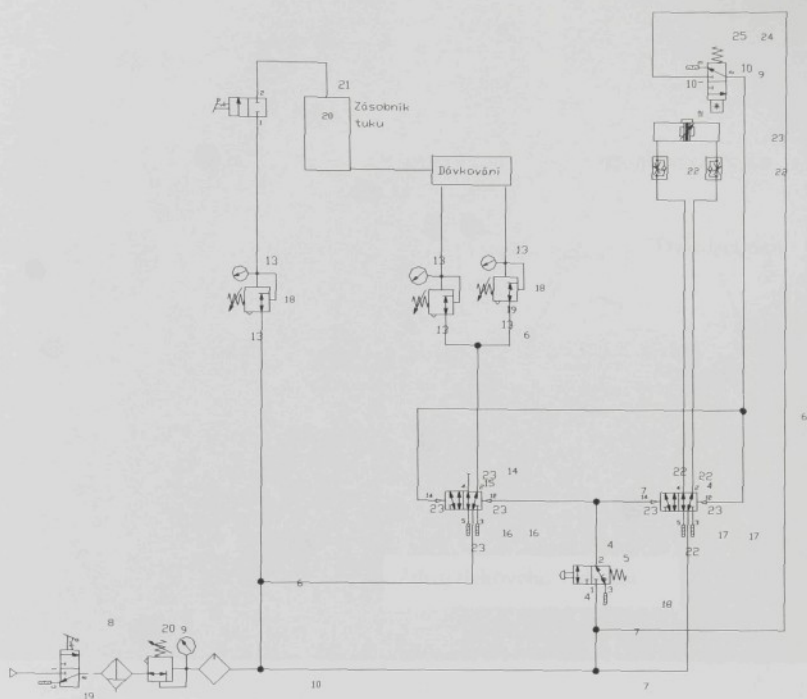
Vstupní hodnoty

Testovaný materiál :	DX 54 D+Z100 MBO	Rozměr vzorku :	20 x 0,78 mm
Výrobce :	Voest Alpine Eurostahl GmbH	Datum provedení zkoušky :	16.3. 2002
Morfologie povrchu :	EBT	Vypracoval :	Ing. Pavel Solfronk
Směr :	90°	Zkouška provedena dle :	EN 10002

Výstupní hodnoty

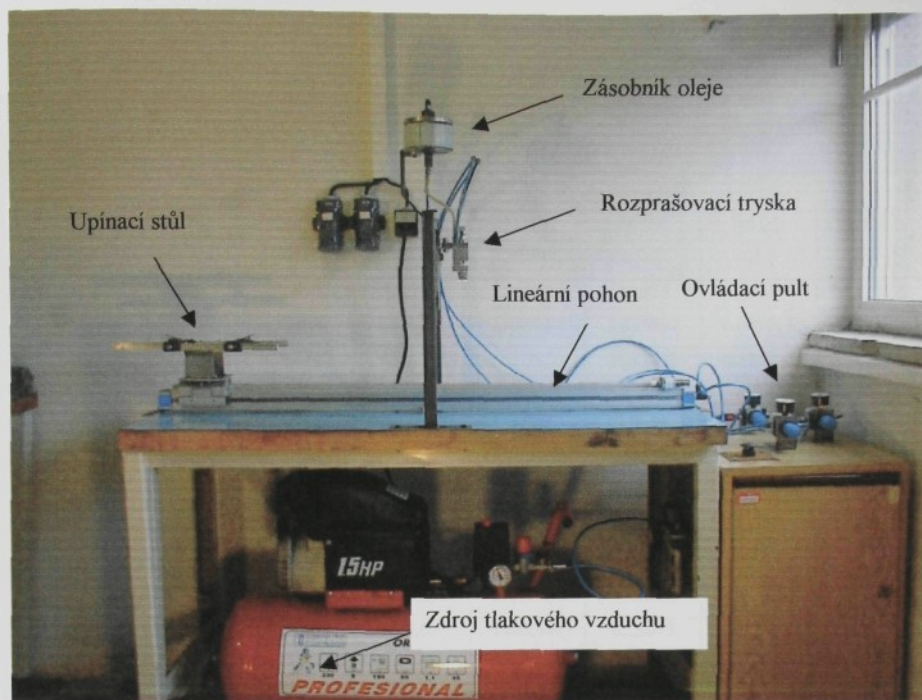
Zkouška	Rp0.2 MPa	Rm MPa	Aq %	A80 %
1	152.77	286.40	26.03	44.82
2	153.60	285.94	26.44	45.92
3	152.86	286.28	26.40	45.76
4	154.56	286.62	26.35	46.23
5	152.32	286.65	25.31	45.12
6	153.63	286.18	25.24	46.23
7	153.42	286.51	25.65	46.05
8	154.50	286.84	25.10	46.51
x	153.46	286.43	25.82	45.83
s	0.80	0.29	0.56	0.58





Poz	Počet	Tečenummer	typ	název zboží
1	1		DGFL-25-1000-PFV-A-GF-B	pneum. lineární pohon, s kluzným vedením
2	2		GRLA-1/8-QS-6-RS-B	skrťací zpětný ventil
3	1		SMPQ-8E	Pneumatické přibližovací čidlo
4	1		J-5-1/4B	pneum. impulzní ventil
5	1		SV-3-HS	ventil pro panelovou montáž (základní ventil)
6	1		P-22SSCHWARZ	nábové tlačítko
7	6		QST-6	Y - nástrčné spojko
8	1		HE-B-MINI	spínací ventil
9	1		FRC-1/4-B-MINI	jednotka pro úpravu tlaku vzduchu
10	1		OSTL-1/4-6	Y - šroubení s nástrčnými koncovkami
11	1		LR-1/4-B-MINI	redukční ventil
12	1		J-5-1/8B	pneum. impulzní ventil
13	1		HE-3-1/8-QS-6	uzavírací ventil
14	1		B-1/8	zátko
15	2			
16	1		UC-1/8	tlumič hluku
17	2		UC-1/4	tlumič hluku
18	2		UC-HS	tlumič hluku
19	1		U-1/8	tlumič hluku
20	1		HFDE-D-MINI	upravitelci úhelník (2 kusy)
21	4		QSM-1/8-6	nástrčné šroubení
22	9		QSM-1/4-6	nástrčné šroubení
23	6		QSM-1/8-6	nástrčné šroubení
24	2		MAP-40-6-1/8-EN	přesný manometr
25	1		LRF-1/4-10	přesný redukční ventil
26	1		SCN-1/8	vnitřní průchodka
27	1	178230		

Příloha P10. Schéma zapojení pneumatického obvodu mazacího zařízení.



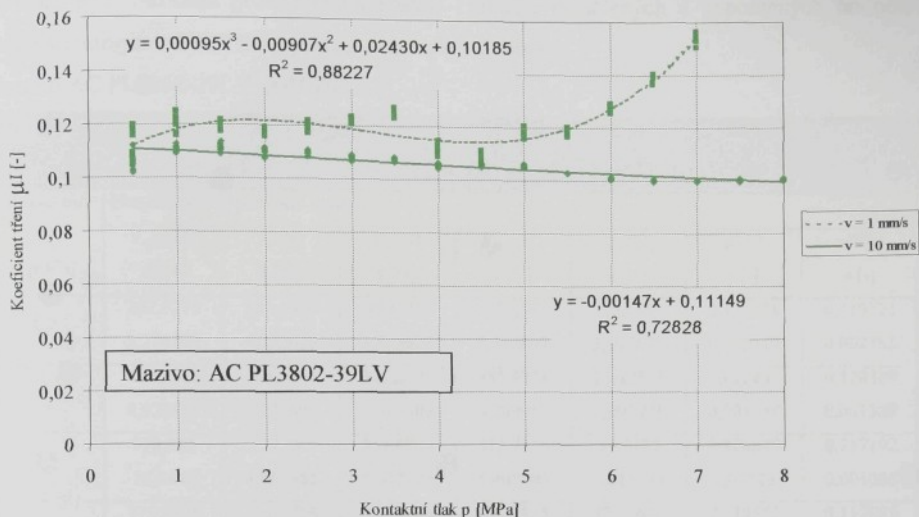
Příloha P11. Fotografie zařízení pro nanášení maziv.

Příloha P12. Zkouška protahováním pásku - tabulka naměřených a vypočtených hodnot, materiál Salzgitter PRETEX, rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$, mazivo AC PL3802-39LV

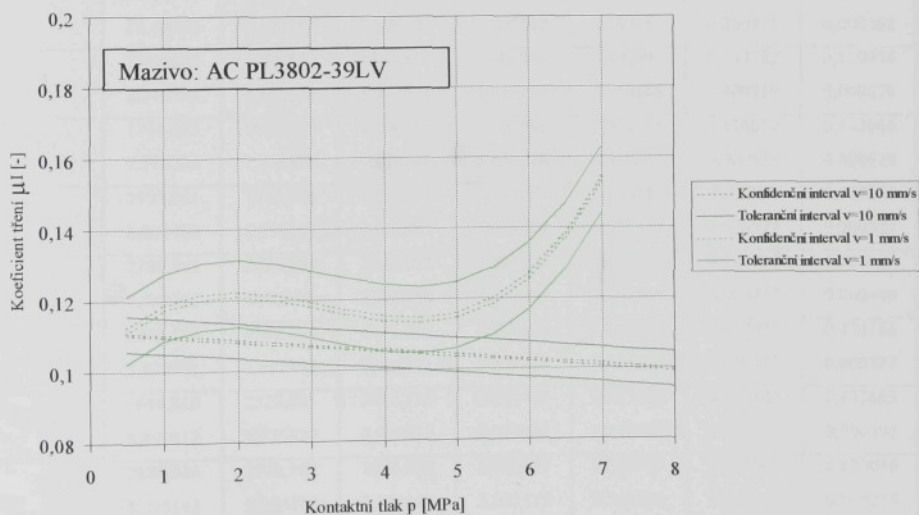
Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$. Materiál čelisti 19 312 (kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelisti $R_a = 0,22 \text{ } \mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \text{ } \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$							
Kontaktní tlak $p \text{ [MPa]}$	Naměřené a vypočítané hodnoty						
	$F_{\max} \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_s \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_h \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_{\min} \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\Delta F \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\mu I \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$	$\mu II \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$
0,5	223,06	171,0338	182,9963	159,0713	23,925	0,120392	0,112522
	8,480942	8,901482	7,616011	10,83964	5,835867	0,005011	0,005856
1	452,055	364,1356	376,5488	351,7225	24,82625	0,123865	0,119781
	10,67635	10,15082	8,653025	12,04545	5,270573	0,002846	0,003339
1,5	728,2938	542,5131	558,2363	526,79	31,44625	0,12242	0,118972
	6,273798	12,60862	11,92015	13,46325	3,284705	0,002614	0,002765
2	971,145	717,9506	732,3813	703,52	28,86125	0,120457	0,118084
	10,24523	6,938453	6,226713	8,025782	3,715068	0,001024	0,001141
2,5	1241,866	904,9525	924,6363	885,2688	39,3675	0,121663	0,119073
	17,11326	13,11058	11,97033	15,17745	7,729025	0,001575	0,001725
3	1493,656	1111,828	1143,011	1080,644	62,3675	0,12533	0,121911
	15,08598	6,578252	10,22608	6,226489	10,65787	0,001121	0,000721
3,5	1772,443	1334,234	1373,844	1294,624	79,22	0,129121	0,125398
	21,447	12,86586	9,979966	16,90795	10,43246	0,000938	0,001209
4	2120,521	1358,571	1633,274	1083,869	549,405	0,134315	0,111725
	30,85246	24,61536	12,63177	39,44816	31,74545	0,001039	0,002024
4,5	2457,293	1498,749	1875,615	1121,884	753,7313	0,137106	0,109558
	18,11322	22,56584	20,30016	29,05093	21,79995	0,001484	0,00165
5	2645,145	1782,127	2248,658	1315,596	933,0613	0,147938	0,117245
	24,83145	24,80377	18,87293	32,56741	19,30643	0,001242	0,001632
5,5	2845,323	1979,264	2601,086	1357,441	1243,645	0,155567	0,118377
	20,96989	23,68698	17,5819	33,26467	24,22872	0,001052	0,001417
6	3259,354	2325,464	3052,064	1598,864	1453,2	0,167328	0,127493
	26,1106	26,54768	23,45744	32,99698	21,42396	0,001286	0,001455
6,5	3646,746	2725,323	3646,746	1803,9	1842,846	0,184552	0,137921
	21,27841	24,32616	21,27841	32,63957	25,86845	0,001077	0,001231
7	4406,725	3287,541	4406,725	2168,358	2238,368	0,207083	0,15449
	44,30082	41,37881	44,30082	42,68355	26,83414	0,002082	0,001944
7,5							
8							

Příloha P13. Zkouška protahováním pásku - tabulka naměřených a vypočtených hodnot, materiál Salzgitter PRETEX, rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$, mazivo AC PL3802-39LV

Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$. Materiál čelisti 19 312 (kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelisti $R_a = 0,22 \mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$							
Kontaktní	Naměřené a vypočítané hodnoty						
tlak	$F_{\max} [\text{N}]$	$F_s [\text{N}]$	$F_h [\text{N}]$	$F_{\min} [\text{N}]$	$\Delta F [\text{N}]$	$\mu I [-]$	$\mu II [-]$
p [MPa]	s [N]	s [N]	s [N]	s [N]	s [N]	s [-]	s [-]
0,5	196,13	160,3225	173,8963	146,7488	27,1475	0,114405	0,105475
	4,721843	5,057702	4,233087	6,832376	5,184531	0,002785	0,003327
1	400,7775	335,5969	347,8375	323,3563	24,48125	0,11442	0,110394
	8,233116	4,044059	5,230613	3,14565	3,015159	0,001721	0,00133
1,5	646,8725	505,9669	518,58	493,3538	25,22625	0,113724	0,110958
	6,700328	7,33281	7,161658	7,737502	2,690008	0,001571	0,001608
2	885,2475	666,7631	681,4675	652,0588	29,40875	0,112083	0,109665
	8,267604	9,024803	7,818567	10,38238	3,472642	0,001286	0,001484
2,5	1149,718	832,8213	852,8638	812,7788	40,085	0,112219	0,109582
	14,4259	5,735609	5,017392	6,801192	3,357384	0,00066	0,000755
3	1354,444	988,325	1006,911	969,7388	37,1725	0,110407	0,108369
	9,856258	7,059154	6,823023	8,033513	4,780722	0,000748	0,000774
3,5	1584,61	1145,531	1174,184	1116,879	57,305	0,110356	0,107663
	12,50446	7,157145	7,302917	7,597677	4,149179	0,000686	0,000673
4	1864,989	1279,134	1314,811	1243,458	71,35375	0,108126	0,105192
	8,299753	7,352257	7,673732	7,615073	4,186676	0,000631	0,000605
4,5	2158,145	1443,933	1481,973	1405,894	76,07875	0,108331	0,105551
	19,28508	6,570954	7,610241	6,090637	4,160949	0,000556	0,00048
5	2461,413	1607,633	1647,63	1567,635	79,995	0,108397	0,105765
	11,16377	8,755822	7,520435	10,3455	4,529352	0,000495	0,000576
5,5	2664,666	1721,113	1780,846	1661,38	119,4663	0,10651	0,102937
	18,36678	3,879563	4,473027	5,061948	5,573019	0,000268	0,000232
6	3094,344	1841,724	1935,329	1748,12	187,2088	0,106104	0,100972
	9,997497	5,896287	6,81777	6,974191	7,153869	0,000374	0,000323
6,5	3464,166	1978,528	2081,851	1875,204	206,6475	0,105357	0,100128
	12,35482	5,705602	6,384097	6,085322	5,035882	0,000323	0,000289
7	3669,114	2130,993	2238,494	2023,493	215,0013	0,105192	0,100141
	19,05766	6,523267	5,880921	8,065322	5,390477	0,000276	0,000307
7,5	3876,838	2287,106	2404,505	2169,706	234,7988	0,105461	0,100312
	14,53791	8,320352	6,505176	12,48761	10,93628	0,000285	0,000365
8	4096,199	2449,743	2567,468	2332,019	235,4488	0,10557	0,10073
	10,48753	8,628444	8,960648	8,949933	4,794671	0,000368	0,000355



Příloha P14.1. Průběh závislosti $\mu_{II} = f(p)$ při rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1}
materiál Salzgitter PRETEX



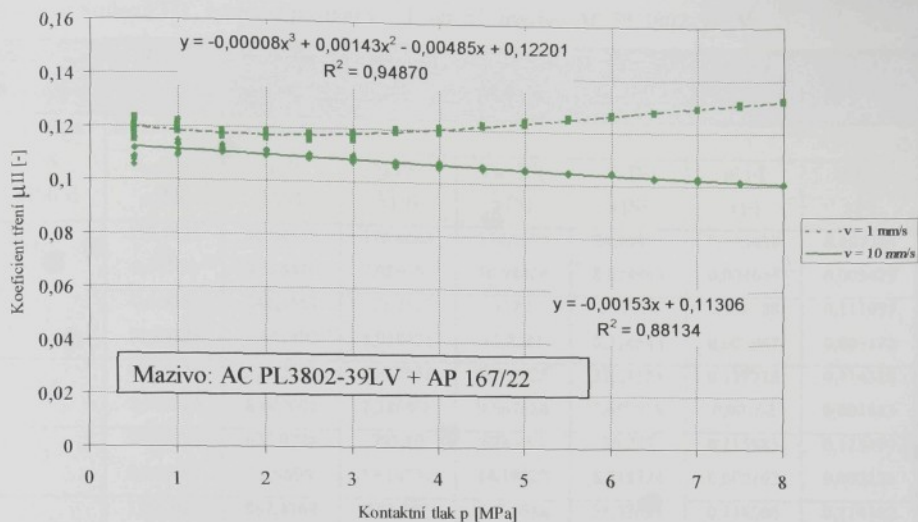
Příloha P14.2. Oboustranné konfidenční a toleranční intervaly pro $\mu_{II} = f(p)$,
rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1} , materiál Salzgitter PRETEX

Příloha P15. Zkouška protahováním pásku - tabulka naměřených a vypočtených hodnot, materiál Salzgitte PRETEX, rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$, mazivo AC PL3802-39LV+AP167/22

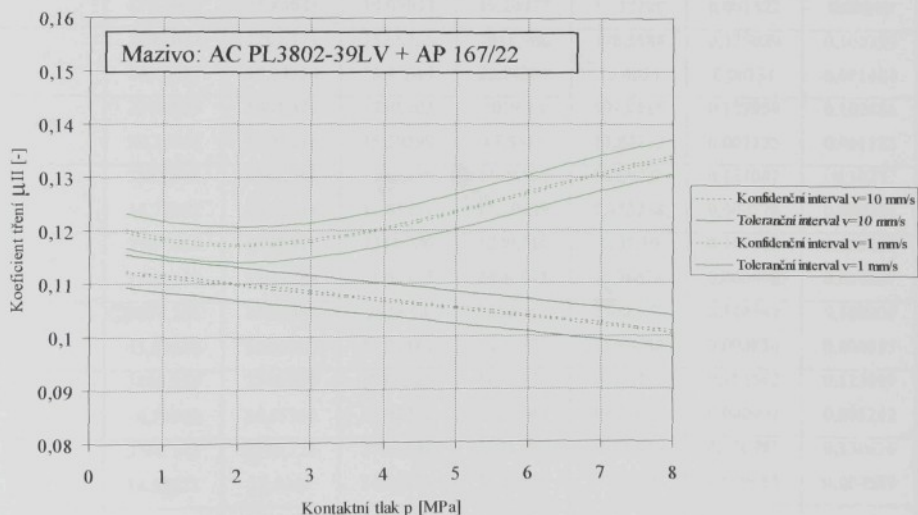
Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV ($1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) + AP167/22 ($2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) Rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$. Materiál čelisti 19 312 (kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelisti $R_a = 0,22 \text{ } \mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \text{ } \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$							
Kontaktní tlak $p [\text{MPa}]$	Naměřené a vypočítané hodnoty						
	$F_{\max} [\text{N}]$ $s [\text{N}]$	$F_s [\text{N}]$ $s [\text{N}]$	$F_h [\text{N}]$ $s [\text{N}]$	$F_{\min} [\text{N}]$ $s [\text{N}]$	$\Delta F [\text{N}]$ $s [\text{N}]$	$\mu I [-]$ $s [-]$	$\mu II [-]$ $s [-]$
0,5	207,5775	181,0675	190,195	171,94	18,255	0,125128	0,119123
	5,270104	4,232615	3,513627	5,347007	3,195622	0,002312	0,002785
1	407,0875	365,9231	377,8725	353,9738	23,89875	0,1243	0,120369
	8,923117	4,221899	5,012509	4,299947	3,991471	0,001649	0,001389
1,5	570,385	534,395	551,0713	517,7188	33,3525	0,120849	0,117192
	10,8444	4,953985	5,607223	5,405403	4,811527	0,00123	0,001086
2	775,9275	711,5756	732,9588	690,1925	42,76625	0,120552	0,117035
	12,70146	5,430245	5,648998	8,21706	8,995126	0,000929	0,000893
2,5	953,755	887,53	914,705	860,355	54,35	0,120356	0,11678
	6,351711	8,630324	7,268175	10,45026	5,112587	0,000956	0,001136
3	1155,134	1071,838	1106,521	1037,155	69,36625	0,121329	0,117526
	14,41195	10,79658	9,245953	13,48833	8,281354	0,001014	0,001184
3,5	1356,87	1273,424	1307,106	1239,743	67,36375	0,122848	0,119683
	12,40896	6,184357	7,824651	6,621542	7,560087	0,000735	0,000581
4	1511,874	1458,879	1511,874	1405,884	105,99	0,124332	0,119974
	8,741574	8,155021	8,741574	10,47156	10,30146	0,000719	0,000671
4,5	1734,853	1669,869	1734,853	1604,885	129,9675	0,126817	0,122066
	7,178276	7,238858	7,178276	8,670576	6,618821	0,000525	0,000529
5	1953,051	1873,536	1953,051	1794,02	159,0313	0,12849	0,123259
	8,003405	8,770167	8,003405	10,49338	6,377134	0,000527	0,000577
5,5	2180,895	2084,203	2180,895	1987,51	193,385	0,130436	0,124653
	7,239554	7,48506	7,239554	9,31369	7,362569	0,000433	0,000448
6	2411,553	2301,624	2411,553	2191,696	219,8563	0,132212	0,126186
	9,436991	7,057995	9,436991	6,659318	8,218602	0,000517	0,000387
6,5	2644,819	2522,631	2644,819	2400,443	244,3763	0,133847	0,127663
	6,899812	7,826829	6,899812	9,800032	6,500697	0,000349	0,000396
7	2885,626	2746,107	2885,626	2606,588	279,0388	0,135603	0,129046
	8,825143	5,206475	8,825143	3,212577	8,244881	0,000415	0,000245
7,5	3136,091	2982,402	3136,091	2828,713	307,3788	0,137548	0,130807
	7,646754	8,031255	7,646754	9,969335	7,597153	0,000335	0,000352
8	3385,029	3214,331	3385,029	3043,633	341,3963	0,139187	0,132168
	7,600046	11,272	7,600046	15,66495	9,903079	0,000313	0,000463

Příloha P16. Zkouška protahováním pásku - tabulka naměřených a vypočtených hodnot, materiál Salzgitter PRETEX, rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$, mazivo AC PL3802-39LV+AP167/22

Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV ($1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) + AP167/22 ($2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) Rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$. Materiál čelisti 19 312 (kaleno na 60±2 HRC). Drsnost čelisti $R_a = 0,22 \text{ } \mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \text{ } \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$							
Kontaktní tlak $p \text{ [MPa]}$	Naměřené a vypočítané hodnoty						
	$F_{\max} \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_s \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_h \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_{\min} \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\Delta F \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\mu I \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$	$\mu II \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$
0,5	201,2263	168,1106	176,7525	159,4688	17,28375	0,116285	0,110599
	10,1907	5,65259	4,815433	7,025119	4,156234	0,003168	0,003719
1	413,2738	339,7419	349,8575	329,6263	20,23125	0,115085	0,111757
	7,726424	6,635351	5,332935	8,357843	4,525037	0,001754	0,002183
1,5	655,295	511,6738	522,1363	501,2113	20,925	0,114504	0,112209
	6,191584	4,388901	5,037769	4,229527	3,079968	0,001105	0,000962
2	892,8425	672,6019	685,6325	659,5713	26,06125	0,112769	0,110625
	11,45671	5,1736	4,612101	6,348346	4,010164	0,000759	0,000851
2,5	1172,42	830,7813	845,1125	816,45	28,6625	0,111199	0,109313
	9,81051	4,092153	4,377086	4,380845	3,117447	0,000576	0,000538
3	1294,945	990,5175	1006,475	974,56	31,915	0,110359	0,108609
	13,52314	8,723347	8,251493	9,500206	3,506423	0,000905	0,000957
3,5	1555,901	1139,667	1157,029	1122,305	34,72375	0,108743	0,107112
	20,92288	7,387236	7,156225	7,989477	3,435341	0,000673	0,000694
4	1796,95	1296,152	1313,295	1279,009	34,28625	0,108001	0,106591
	10,92624	8,240267	8,411893	8,313135	2,85102	0,000692	0,000678
4,5	2082,465	1450,928	1468,625	1433,23	35,395	0,107356	0,106062
	8,885785	7,367506	8,649946	6,258845	3,296791	0,000632	0,000539
5	2359,971	1605,278	1623,703	1586,854	36,84875	0,106823	0,10561
	9,064791	5,349677	5,763349	5,595996	3,819235	0,000379	0,000352
5,5	2552,423	1747,649	1768,285	1727,014	41,27125	0,105759	0,104524
	16,37734	5,178236	4,869415	5,79012	2,686418	0,000291	0,00031
6	2874,623	1903,316	1924,4	1882,233	42,1675	0,105504	0,104348
	13,94143	6,646148	6,48149	7,47319	4,362505	0,000355	0,000364
6,5	3253,2	2033,716	2055,671	2011,761	43,91	0,104032	0,102921
	18,71031	5,315629	4,541417	6,390179	3,145482	0,00023	0,000269
7	3414,288	2180,502	2203,774	2157,23	46,54375	0,103561	0,102467
	6,804548	9,01152	10,22669	8,067232	3,808003	0,000481	0,000423
7,5	3536,654	2313,353	2339,843	2286,864	52,97875	0,102625	0,101463
	15,43038	6,967481	6,26764	8,153676	4,165132	0,000275	0,000306
8	3751,068	2446,488	2474,085	2418,891	55,19375	0,10173	0,100596
	19,69612	6,823675	6,341913	7,923954	4,44608	0,000261	0,000281



Príloha P17.1. Průběh závislosti $\mu_{II} = f(p)$ při rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1}
materiál Salzgitter PRETEX



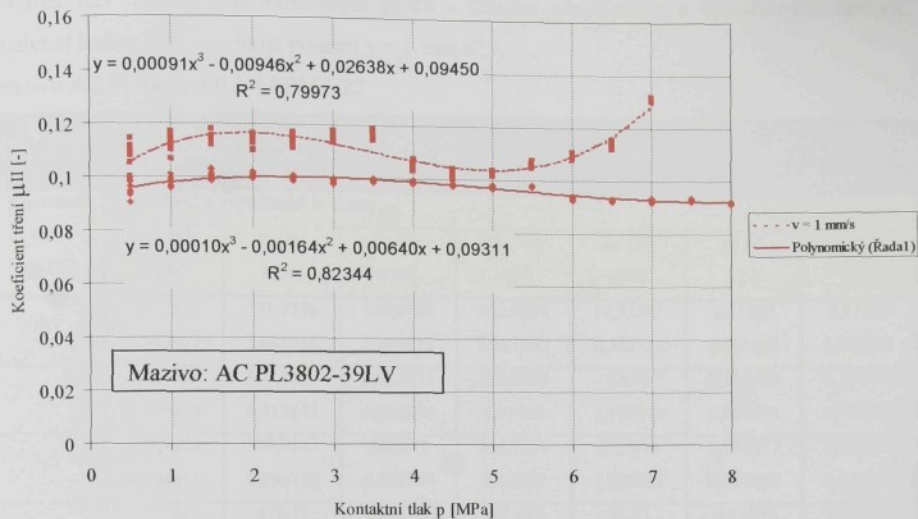
Príloha P17.2. Oboustranné konfidenční a toleranční intervaly pro $\mu_{II} = f(p)$,
rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1} , materiál Salzgitter PRETEX

Příloha P18. Zkouška protahováním pásku - tabulka naměřených a vypočtených hodnot, materiál Sollac EDT, rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$, mazivo AC PL3802-39LV

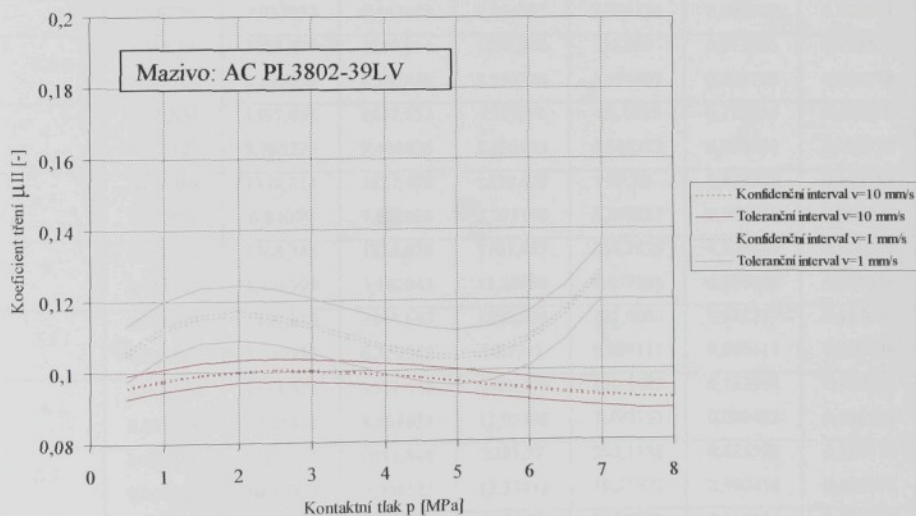
Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$. Materiál čelisti 19 312 (kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelisti $R_a = 0,22 \text{ } \mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \text{ } \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$							
Kontaktní	Naměřené a vypočítané hodnoty						
tlak $p \text{ [MPa]}$	$F_{\max} \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_s \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_h \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_{\min} \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\Delta F \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\mu I \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$	$\mu II \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$
0,5	193,1625	163,0119	175,4663	150,5575	24,90875	0,115438	0,107245
	8,06704	8,328416	7,089763	10,98454	8,024933	0,004664	0,005479
1	418,9363	340,3563	353,2125	327,5	25,7125	0,116188	0,111959
	15,85595	9,641492	8,958451	11,2241	6,374554	0,002947	0,003172
1,5	680,5275	521,2881	536,7938	505,7825	31,01125	0,117718	0,114318
	7,943317	8,402001	7,386408	9,667684	3,697538	0,00162	0,001843
2	913,1875	690,0725	705,19	674,955	30,235	0,115985	0,113499
	8,161458	12,9699	13,14732	14,19822	8,718324	0,002162	0,002133
2,5	1196,033	867,4769	885,445	849,5088	35,93625	0,116506	0,114142
	12,53985	16,39597	15,35478	17,75226	5,1491	0,00202	0,002157
3	1400,311	1055,346	1082,496	1028,196	54,3	0,118695	0,115718
	13,6042	12,91566	13,29704	13,83186	8,307025	0,001458	0,001416
3,5	1690,263	1239,616	1272,289	1206,943	65,34625	0,119576	0,116505
	17,17449	15,85681	14,07033	19,20927	11,32198	0,001322	0,00149
4	2000,041	1281,171	1520,355	1041,986	478,3688	0,125029	0,105359
	18,45677	18,04324	15,93514	22,71307	15,4075	0,00131	0,001484
4,5	2372,939	1404,671	1750,203	1059,14	691,0625	0,127939	0,102681
	20,37085	15,39676	15,39299	17,5315	11,84713	0,001125	0,001125
5	2553,964	1561,043	1992,519	1129,566	862,9525	0,131087	0,1027
	16,77892	10,66974	11,83287	11,10849	8,453258	0,000778	0,000702
5,5	2704,658	1777,311	2344,906	1209,716	1135,19	0,140246	0,106299
	17,85258	15,17288	11,67135	20,46818	13,76474	0,000698	0,000907
6	3078,206	1986,451	2636,54	1336,363	1300,178	0,144547	0,108906
	45,07816	15,60203	15,25488	18,64977	13,68788	0,000836	0,000855
6,5	3490,959	2246,649	3085,365	1407,934	1677,431	0,156142	0,113697
	16,74993	24,55134	17,92222	32,64643	19,05039	0,000907	0,001242
7	3766,148	2779,724	3766,148	1793,301	1972,846	0,176981	0,130626
	14,52423	12,5261	14,52423	12,60206	10,5791	0,000683	0,000589
7,5							
8							

Příloha P19. Zkouška protahováním pásku - tabulka naměřených a vypočtených hodnot, materiál Sollac EDT, rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$, mazivo AC PL3802-39LV

Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$. Materiál čelisti 19 312 (kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelisti $R_a = 0,22 \mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$							
Kontaktní	Naměřené a vypočítané hodnoty						
tlak $p [\text{MPa}]$	$F_{\max} [\text{N}]$ $s [\text{N}]$	$F_s [\text{N}]$ $s [\text{N}]$	$F_h [\text{N}]$ $s [\text{N}]$	$F_{\min} [\text{N}]$ $s [\text{N}]$	$\Delta F [\text{N}]$ $s [\text{N}]$	$\mu I [-]$ $s [-]$	$\mu II [-]$ $s [-]$
0,5	179,5075	144,565	156,0863	133,0438	23,0425	0,102688	0,095109
	4,964885	4,483167	4,752401	5,145789	4,211148	0,003127	0,002949
1	382,5575	298,7719	311,2575	286,2863	24,97125	0,102387	0,09828
	7,23216	6,07336	5,771377	6,641895	2,702652	0,001898	0,001998
1,5	624,83	459,1044	471,4588	446,75	24,70875	0,10339	0,100681
	6,506614	7,377739	6,370563	8,652633	3,630444	0,001397	0,001618
2	851,9913	612,3513	625,4038	599,2988	26,105	0,102862	0,100716
	5,49193	4,865353	5,543124	4,441594	2,494262	0,000912	0,0008
2,5	1097,008	760,1275	776,7875	743,4675	33,32	0,102209	0,100017
	9,863155	5,776003	6,33702	5,805873	3,779301	0,000834	0,00076
3	1297,505	904,0613	922,2875	885,835	36,4525	0,101128	0,09913
	9,079795	7,330871	6,984392	8,163616	3,985734	0,000766	0,000804
3,5	1498,503	1056,918	1079,185	1034,65	44,535	0,101427	0,099334
	10,01792	5,820993	6,432569	5,694902	3,476188	0,000605	0,000547
4	1780,645	1200,733	1231,81	1169,655	62,155	0,1013	0,098744
	13,06257	5,321259	4,717066	7,558813	6,746076	0,000388	0,000438
4,5	2063,415	1343,481	1376,151	1310,811	65,34	0,100596	0,098208
	9,514096	4,385094	5,617204	6,123291	7,821712	0,000411	0,000321
5	2364,846	1482,227	1519,758	1444,696	75,06125	0,099984	0,097515
	12,01114	7,492061	7,617397	8,09016	4,735711	0,000501	0,000493
5,5	2574,581	1636,751	1689,181	1584,32	104,8613	0,101028	0,097892
	14,60582	5,338638	7,205632	5,37652	6,90304	0,000431	0,000319
6	2967,469	1706,791	1789,014	1624,568	164,4463	0,098082	0,093574
	11,08991	12,97242	8,59662	18,43184	12,4151	0,000471	0,000711
6,5	3370,223	1836,007	1933,348	1738,666	194,6813	0,097841	0,092915
	13,73527	6,567266	6,328012	9,980491	10,33402	0,00032	0,000332
7	3561,513	1972,313	2076,345	1868,281	208,0638	0,097573	0,092684
	10,61727	9,871289	7,495035	13,59141	9,593463	0,000352	0,000464
7,5	3745,545	2121,995	2237,093	2006,898	230,195	0,098118	0,09307
	12,14586	9,343622	6,662805	12,69826	7,878087	0,000292	0,00041
8	3985,145	2233,834	2351,573	2116,096	235,4763	0,096693	0,091852
	19,88526	9,521831	8,636055	11,6129	7,49804	0,000355	0,000392



Příloha P20.1. Průběh závislosti $\mu_{II} = f(p)$ při rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1}
materiál Sollac EDT



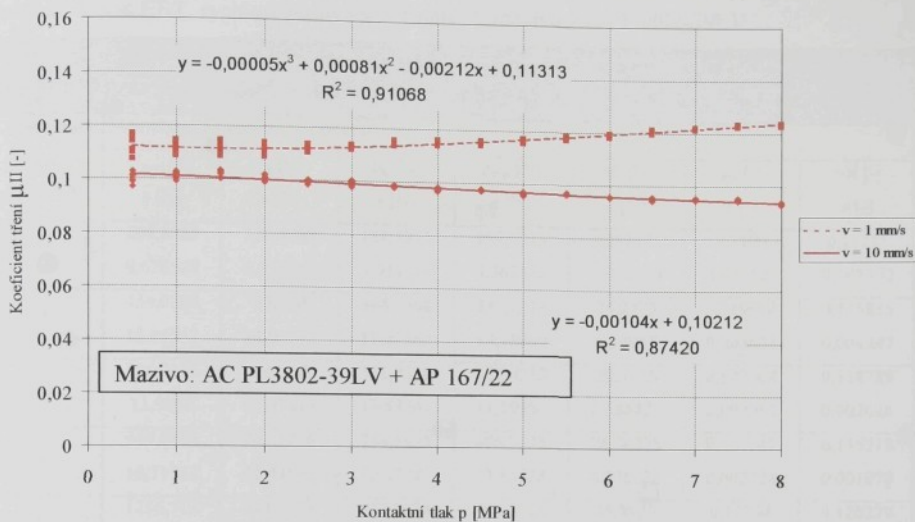
Příloha P20.2. Oboustranné konfidenční a toleranční intervaly pro $\mu_{II} = f(p)$,
rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1} , materiál Sollac EDT

Příloha P21. Zkouška protahováním pásku - tabulka naměřených a vypočtených hodnot,
materiál Sollac EDT, rychlost posuvu $v \approx 1 \text{ mm s}^{-1}$,
mazivo AC PL3802-39LV+AP167/22

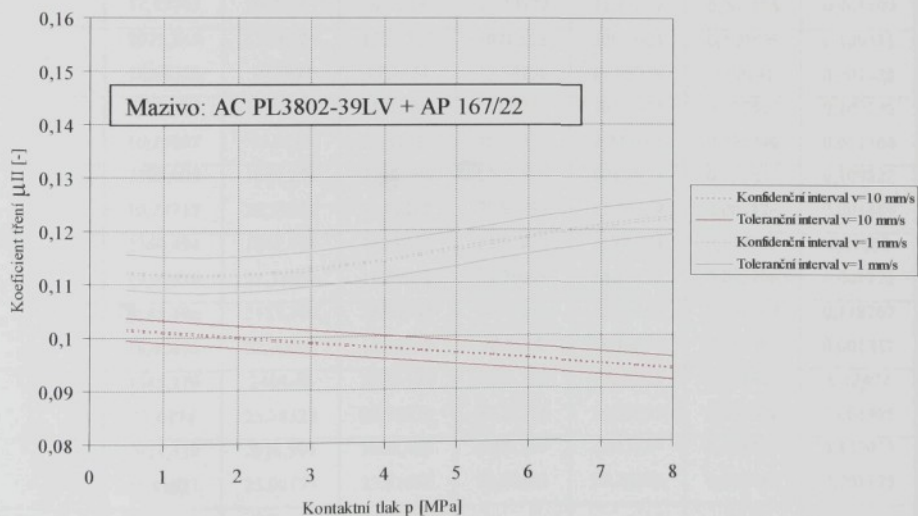
Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV ($1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) + AP167/22 ($2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) Rychlost posuvu $v=1 \text{ mm s}^{-1}$. Materiál čelistí 19 312 (kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelistí $R_a = 0,22 \text{ } \mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \text{ } \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$							
Kontaktní tlak $p [\text{MPa}]$	Naměřené a vypočítané hodnoty						
	$F_{\max} [\text{N}]$ s [N]	$F_s [\text{N}]$ s [N]	$F_b [\text{N}]$ s [N]	$F_{\min} [\text{N}]$ s [N]	$\Delta F [\text{N}]$ s [N]	$\mu I [-]$ s [-]	$\mu II [-]$ s [-]
0,5	191,2513	171,7756	180,6525	162,8988	17,75375	0,11885	0,11301
	6,083957	5,063616	5,261813	5,127362	2,322111	0,003462	0,003331
1	378,7625	337,0625	347,7425	326,3825	21,36	0,114389	0,110876
	4,970524	6,313841	5,992976	6,97466	3,108845	0,001971	0,002077
1,5	553,2113	507,7513	521,375	494,1275	27,2475	0,114337	0,111349
	9,004815	9,296155	8,587744	10,1632	2,899339	0,001883	0,002039
2	737,64	678,37	695,125	661,615	33,51	0,11433	0,111574
	13,47754	10,65721	9,94964	11,71074	4,238989	0,001636	0,001753
2,5	923,525	853,8688	873,44	834,2975	39,1425	0,114926	0,112351
	7,705892	6,929745	5,332555	9,020752	5,247358	0,000702	0,000912
3	1088,529	1028,608	1053,795	1003,421	50,37375	0,115548	0,112786
	15,6291	7,033352	6,448688	9,066577	7,050151	0,000707	0,000771
3,5	1268,39	1218,209	1246,011	1190,406	55,605	0,117106	0,114493
	17,40766	8,235635	8,347426	8,595216	3,976405	0,000785	0,000774
4	1457,031	1397,671	1437,753	1357,59	80,1625	0,118236	0,11494
	9,862122	8,765275	9,408836	8,693012	4,568275	0,000774	0,000721
4,5	1627,408	1578,518	1627,408	1529,628	97,78	0,118963	0,115389
	7,632026	6,94079	7,632026	7,221198	5,299887	0,000558	0,000507
5	1835,038	1768,346	1835,038	1701,655	133,3825	0,120726	0,116339
	6,162045	8,449399	6,162045	11,20989	6,457206	0,000405	0,000556
5,5	2043,643	1967,839	2043,643	1892,036	151,6063	0,122227	0,117694
	6,866542	8,349731	6,866542	10,7711	6,889111	0,000411	0,000499
6	2261,648	2174,073	2261,648	2086,499	175,1488	0,123994	0,119193
	8,804654	9,805812	8,804654	11,95396	7,498153	0,000483	0,000538
6,5	2481,444	2381,357	2481,444	2281,27	200,1738	0,125579	0,120514
	9,008125	10,28903	9,008125	13,53413	10,25578	0,000456	0,000521
7	2712,214	2593,227	2712,214	2474,24	237,9738	0,127454	0,121862
	5,645132	6,539032	5,645132	8,422855	5,881178	0,000265	0,000307
7,5	2941,805	2807,721	2941,805	2673,638	268,1675	0,129027	0,123146
	4,778048	6,297153	4,778048	9,515545	8,25434	0,00021	0,000276
8	3150,883	2999,316	3150,883	2847,75	303,1325	0,129559	0,123327
	6,416015	9,344811	6,416015	13,78444	10,63252	0,000264	0,000384

Příloha P12. Zkouška protahováním pásu - tabulka naměřených a vypočtených hodnot,
materiál Sollac EDT, rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$,
mazivo AC PL3802-39LV+AP167/22

Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV ($1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) + AP167/22 ($2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) Rychlost posuvu $v=10 \text{ mm s}^{-1}$ Materiál čelisti 19 312 (kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelisti $R_a = 0,22 \text{ } \mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \text{ } \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$							
Kontaktní tlak $p \text{ [MPa]}$	Naměřené a vypočítané hodnoty						
	$F_{\max} \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_s \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_h \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_{\min} \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\Delta F \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\mu l \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$	$\mu l \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$
0,5	192,4238	152,5356	161,1638	143,9075	17,25625	0,106029	0,100352
	5,116215	2,759804	3,339059	2,53474	2,163878	0,002197	0,001816
1	403,5925	307,8413	317,0175	298,665	18,3525	0,104282	0,101264
	7,817937	3,696751	4,418583	3,386566	2,705834	0,001453	0,001216
1,5	640,5963	464,74	475,6425	453,8375	21,805	0,104308	0,101917
	8,160231	5,298329	5,21204	6,379368	4,840894	0,001143	0,001162
2	875,8625	609,9125	622,4875	597,3375	25,15	0,102383	0,100315
	8,784759	5,704764	6,04253	5,830417	3,291587	0,000994	0,000938
2,5	1157,555	756,4906	771,0013	741,98	29,02125	0,101448	0,099538
	5,35631	5,416842	5,331977	5,947974	3,201261	0,000702	0,000713
3	1275,964	903,2781	918,3413	888,215	30,12625	0,100695	0,099044
	11,93794	7,919456	7,569315	8,403346	2,224943	0,00083	0,000868
3,5	1510,098	1048,676	1063,178	1034,174	29,00375	0,099923	0,09856
	13,73736	4,415346	4,837992	4,555154	3,21404	0,000455	0,000415
4	1773,464	1186,519	1204,034	1169,004	35,03	0,099016	0,097576
	8,350894	7,464517	7,668395	7,49796	2,677931	0,000631	0,000614
4,5	2006,994	1333,693	1352,318	1315,069	37,24875	0,098854	0,097492
	11,82872	4,994563	4,640073	5,645677	2,650523	0,000339	0,000365
5	2297,19	1464,886	1486,12	1443,651	42,46875	0,097771	0,096374
	11,9343	5,908113	6,068577	6,43673	4,110358	0,000399	0,000389
5,5	2442,505	1617,854	1634,656	1601,051	33,605	0,097767	0,096762
	19,14499	5,872035	5,804845	6,226091	2,645314	0,000347	0,000351
6	2787,591	1744,348	1762,251	1726,444	35,8075	0,096615	0,095633
	10,91055	2,638197	3,305482	3,146308	3,716261	0,000181	0,000145
6,5	3152,388	1885,223	1904,02	1866,425	37,595	0,096357	0,095406
	20,35722	9,603536	9,411443	10,45108	5,166154	0,000476	0,000486
7	3299,209	2023,019	2043,849	2002,189	41,66	0,096046	0,095067
	8,83117	5,531667	6,007746	5,755354	4,004604	0,000282	0,00026
7,5	3424,218	2160,963	2182,598	2139,329	43,26875	0,095728	0,094779
	14,20692	8,563487	8,808611	8,648173	3,381096	0,000386	0,000376
8	3639,243	2273,754	2296,895	2250,614	46,28125	0,094445	0,093493
	18,11331	9,573597	9,832679	9,565895	3,12423	0,000404	0,000394



Příloha P23.1. Průběh závislosti $\mu_{II} = f(p)$ při rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1} materiál Sollac EDT



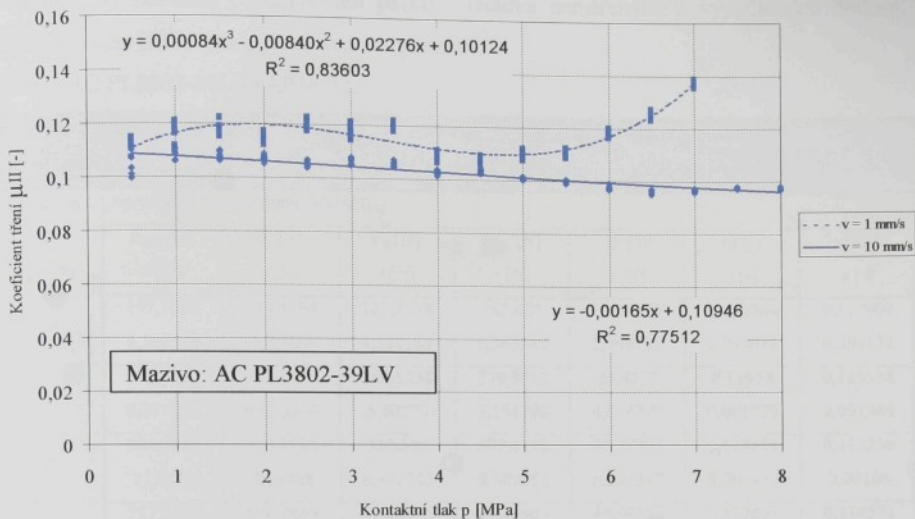
Příloha P23.2. Oboustranné konfidenční a toleranční intervaly pro $\mu_{II} = f(p)$, rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1} , materiál Sollac EDT

Příloha P24. Zkouška protahováním pásku - tabulka naměřených a vypočtených hodnot, materiál Voest EBT, rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$, mazivo AC PL3802-39LV

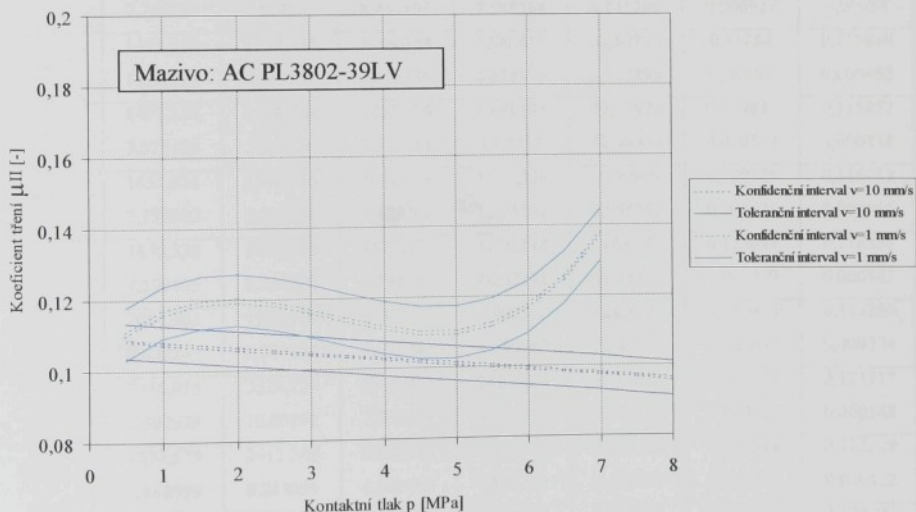
Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$. Materiál čelistí 19 312 (kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelistí $R_a = 0,22 \text{ }\mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \text{ }\mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$							
Kontaktní tlak $p \text{ [MPa]}$	Naměřené a vypočítané hodnoty						
	$F_{\max} \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_s \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_b \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_{\min} \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\Delta F \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\mu I \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$	$\mu II \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$
0,5	204,8588	170,4069	181,7925	159,0213	22,77125	0,1196	0,11211
	9,626578	3,636364	3,934016	4,367852	4,026989	0,002588	0,002392
1	434,0288	352,14	364,7588	339,5213	25,2375	0,119986	0,115836
	12,91752	12,91112	11,03862	15,18069	6,14985	0,003631	0,004247
1,5	706,2175	541,68	556,3388	527,0213	29,3175	0,122004	0,118789
	11,9058	11,97614	13,53241	11,19983	6,588871	0,002968	0,002626
2	949,0838	700,5256	714,6975	686,3538	28,34375	0,117549	0,115218
	16,71343	11,41563	12,32881	11,95128	8,270388	0,002028	0,001878
2,5	1216,713	914,1175	932,0638	896,1713	35,8925	0,12264	0,120279
	15,10614	13,10544	14,35056	13,04814	8,0855	0,001888	0,001724
3	1447,221	1077,124	1107,604	1046,644	60,96	0,121448	0,118106
	17,66605	20,59269	18,76218	24,27867	13,66419	0,002057	0,002258
3,5	1713,975	1278,112	1314,361	1241,863	72,49875	0,12353	0,120123
	12,49745	15,95101	16,55895	17,33377	11,47074	0,001556	0,001499
4	2073,845	1329,224	1579,525	1078,923	500,6025	0,129895	0,109311
	18,68559	19,7987	17,1474	23,52136	11,25259	0,00141	0,001628
4,5	2393,035	1471,089	1825,005	1117,173	707,8325	0,133407	0,107536
	16,35097	15,9245	14,31113	18,50397	8,947191	0,001046	0,001164
5	2598,909	1669,295	2116,394	1222,196	894,1975	0,139236	0,109822
	10,27717	22,33381	17,08142	27,81797	11,66329	0,001124	0,001469
5,5	2769,494	1847,719	2436,581	1258,858	1177,724	0,145729	0,11051
	19,07476	21,31051	18,49835	25,98048	14,75792	0,001106	0,001275
6	3185,496	2157,189	2838,264	1476,115	1362,149	0,155607	0,118267
	18,42456	22,20008	18,60759	26,9318	13,10554	0,00102	0,001217
6,5	3545,579	2464,46	3326,123	1602,798	1723,325	0,168326	0,12472
	22,6374	25,78323	23,74979	29,52274	14,56675	0,001202	0,001305
7	3924,439	2916,904	3924,439	1909,369	2015,07	0,184419	0,137073
	23,81671	25,00193	23,81671	32,68563	27,76306	0,001119	0,001175
7,5							
8							

Příloha P25. Zkouška protahováním pásů - tabulka naměřených a vypočtených hodnot, materiál Voest EBT, rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$, mazivo AC PL3802-39LV

Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV (množství maziva $1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$). Rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$. Materiál čelisti 19 312 (kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelisti $R_a = 0,22 \text{ } \mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \text{ } \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$							
Kontaktní tlak $p \text{ [MPa]}$	Naměřené a vypočítané hodnoty						
	$F_{\max} \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_s \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_b \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_{\min} \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\Delta F \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\mu I \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$	$\mu II \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$
0,5	186,665	158,65	170,415	146,885	23,53	0,112115	0,104375
	6,362504	5,326627	4,009457	7,049036	4,247059	0,002638	0,003504
1	384,9525	327,695	339,605	315,785	23,82	0,111712	0,107794
	8,784556	5,509403	5,633951	6,013732	3,794556	0,001853	0,001812
1,5	635,4238	495,3331	508,0725	482,5938	25,47875	0,111419	0,108626
	8,500971	5,915166	5,313276	6,672592	2,356271	0,001165	0,001297
2	863,4888	652,4975	666,1938	638,8013	27,3925	0,109571	0,107319
	6,708062	8,214404	8,367729	8,323319	2,947429	0,001376	0,001351
2,5	1133,424	801,2438	820,0738	782,4138	37,66	0,107904	0,105427
	9,774217	8,136515	7,916949	8,521499	2,403438	0,001042	0,001071
3	1339,93	969,6406	988,46	950,8213	37,63875	0,108384	0,10632
	11,04237	11,0527	9,113086	13,39441	6,022298	0,000999	0,001212
3,5	1451,945	1124,929	1149,344	1100,514	48,83	0,108021	0,105726
	14,76522	9,39731	7,679023	11,30158	4,488729	0,000722	0,000883
4	1819,521	1251,401	1285,19	1217,613	67,5775	0,10569	0,102911
	23,3538	11,48895	9,381919	14,15762	6,995186	0,000772	0,000945
4,5	2132,744	1414,461	1451,11	1377,811	73,29875	0,106075	0,103396
	21,43964	11,16558	7,794097	16,85338	13,81623	0,00057	0,000816
5	2398,849	1538,506	1579,21	1497,803	81,4075	0,103895	0,101218
	7,314866	8,252062	6,884224	10,71777	7,220829	0,000453	0,000543
5,5	2629,051	1668,643	1729,149	1608,138	121,0113	0,103418	0,099799
	10,44333	9,554041	10,09091	12,06733	11,39189	0,000604	0,000571
6	3038,83	1782,111	1866,341	1697,881	168,46	0,102321	0,097703
	14,23463	15,64907	11,84775	20,41268	11,59825	0,00065	0,000858
6,5	3413,044	1906,871	2004,691	1809,05	195,6413	0,101452	0,096502
	8,485359	13,92417	9,939018	18,42261	10,04106	0,000503	0,000705
7	3632,93	2059,372	2165,744	1953	212,7438	0,101774	0,096775
	19,63949	13,43447	13,41823	14,03453	5,665209	0,000631	0,000631
7,5	3812,011	2230,558	2346,136	2114,98	231,1563	0,102901	0,097831
	18,66278	9,523377	10,58876	10,7727	9,673023	0,000464	0,000418
8	4052,459	2370,33	2488,998	2251,663	237,335	0,102344	0,097464
	17,86381	14,98436	17,68954	14,93493	13,18406	0,000727	0,000616



Příloha P26.1. Průběh závislosti $\mu_{II} = f(p)$ při rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1}
materiál Voest EBT



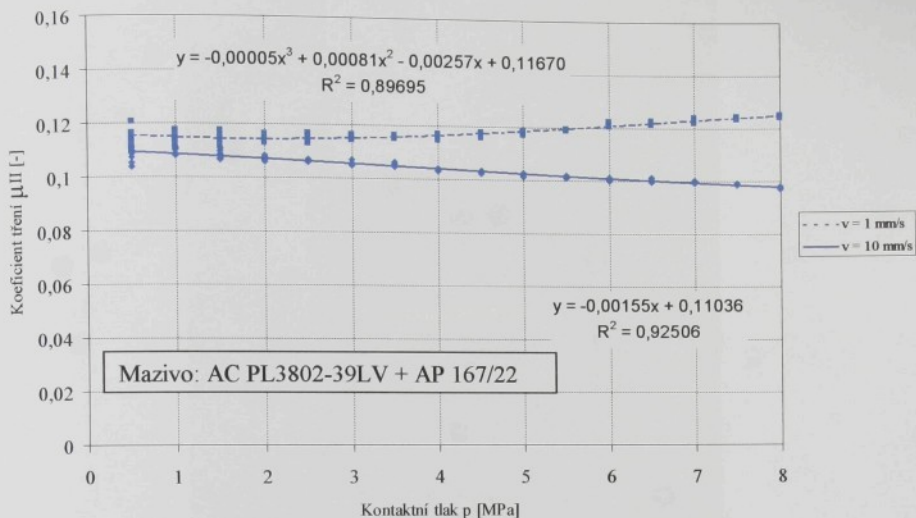
Příloha P26.2. Oboustranné konfidenční a toleranční intervaly pro $\mu_{II} = f(p)$,
rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1} , materiál Voest EBT

Příloha P27. Zkouška protahováním pásů - tabulka naměřených a vypočtených hodnot, materiál Voest EBT, rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$, mazivo AC PL3802-39LV+AP167/22

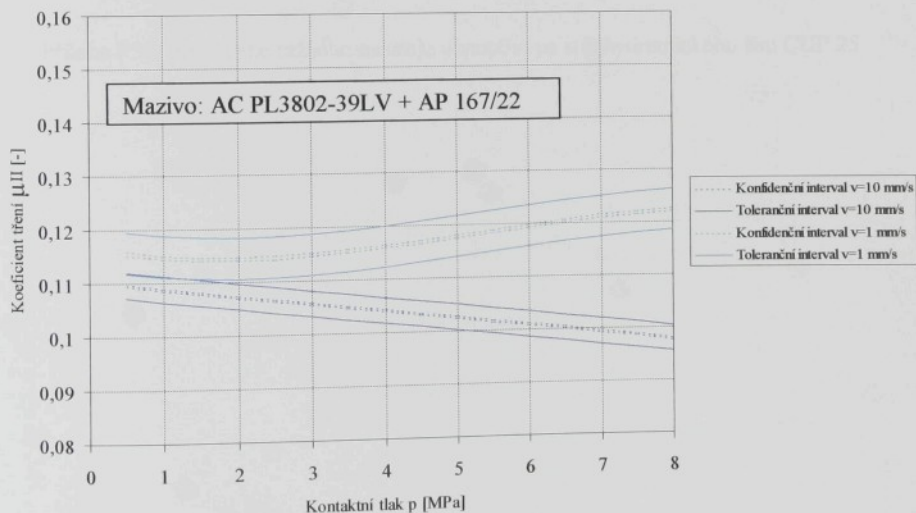
Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV ($1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) + AP167/22 ($2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) Rychlost posuvu $v = 1 \text{ mm s}^{-1}$. Materiál čelisti 19 312 (kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelisti $R_a = 0,22 \text{ } \mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \text{ } \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$							
Kontaktní tlak $p \text{ [MPa]}$	Naměřené a vypočítané hodnoty						
	$F_{\max} \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_s \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_h \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_{\min} \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\Delta F \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\mu I \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$	$\mu II \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$
0,5	197,5088	174,6594	183,7138	165,605	18,10875	0,120864	0,114907
	8,392528	4,75978	4,577189	5,363344	2,968195	0,003011	0,003131
1	395,0325	351,2975	363,5238	339,0713	24,4525	0,11958	0,115558
	8,017252	6,030956	5,40773	7,191796	4,054778	0,001779	0,001984
1,5	564,9863	523,1981	538,585	507,8113	30,77375	0,118111	0,114736
	11,5911	7,56988	6,462742	9,389892	5,537317	0,001417	0,00166
2	757,8825	696,2869	716,7775	675,7963	40,98125	0,117891	0,114521
	17,1154	6,871848	6,197563	8,104602	4,393123	0,001019	0,00113
2,5	934,0513	872,3756	895,3625	849,3888	45,97375	0,117811	0,114786
	6,850409	7,948244	7,347419	8,735534	2,808899	0,000967	0,001046
3	1128,888	1052,236	1081,971	1022,501	59,47	0,118637	0,115377
	7,747099	7,664263	8,454896	7,588788	4,815208	0,000927	0,00084
3,5	1301,616	1232,634	1264,454	1200,815	63,63875	0,11884	0,115849
	12,12113	4,919739	4,573339	6,618975	5,712896	0,00043	0,000462
4	1457,334	1408,764	1457,334	1360,195	97,13875	0,119847	0,115852
	7,573184	10,3092	7,573184	14,4828	10,44465	0,000623	0,000848
4,5	1652,934	1596,636	1652,934	1540,339	112,595	0,120828	0,116713
	7,129362	8,967654	7,129362	12,25197	8,955562	0,000521	0,000656
5	1870,328	1798,588	1870,328	1726,848	143,48	0,123048	0,118328
	7,590495	8,254225	7,590495	10,02511	6,611185	0,000499	0,000543
5,5	2084,903	1993,966	2084,903	1903,03	181,8725	0,124695	0,119256
	7,672243	6,581389	7,672243	8,560053	9,540278	0,000459	0,000394
6	2316,915	2220,124	2316,915	2123,334	193,5813	0,127024	0,121717
	7,502973	10,00191	7,502973	13,20733	7,829666	0,000411	0,000548
6,5	2527,579	2415,249	2527,579	2302,92	224,6588	0,127914	0,122229
	8,868099	8,343059	8,868099	10,13391	9,178897	0,000449	0,000422
7	2753,124	2623,626	2753,124	2494,128	258,9963	0,129376	0,123291
	8,647193	13,18936	8,647193	19,12322	13,60535	0,000406	0,00062
7,5	2966,923	2824,928	2966,923	2682,934	283,9888	0,130128	0,1239
	6,465141	9,177284	6,465141	13,91954	11,58504	0,000284	0,000403
8	3193,194	3031,156	3193,194	2869,118	324,0763	0,131299	0,124636
	7,554317	7,776853	7,554317	8,625311	4,583629	0,000311	0,00032

Příloha P28. Zkouška protahováním pásku - tabulka naměřených a vypočtených hodnot, materiál Voest EBT, rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$, mazivo AC PL3802-39LV+AP167/22

Mazivo Anticorit AC PL 3802-39LV ($1,2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) + AP167/22 ($2 \pm 0,2 \text{ g m}^{-2}$) Rychlost posuvu $v = 10 \text{ mm s}^{-1}$. Materiál čelisti 19 312 (kaleno na $60 \pm 2 \text{ HRC}$). Drsnost čelisti $R_a = 0,22 \text{ } \mu\text{m}$, $R_z = 1,87 \text{ } \mu\text{m}$. Teplota: $22 \pm 2^\circ\text{C}$							
Kontaktní tlak $p \text{ [MPa]}$	Naměřené a vypočítané hodnoty						
	$F_{\max} \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_s \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_h \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$F_{\min} \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\Delta F \text{ [N]}$ $s \text{ [N]}$	$\mu I \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$	$\mu II \text{ [-]}$ $s \text{ [-]}$
0,5	195,02	164,7163	173,27	156,1625	17,1075	0,113993	0,108366
	7,467424	4,105785	2,803421	5,603075	3,328267	0,001844	0,002701
1	403,8	332,9856	342,345	323,6263	18,71875	0,112613	0,109535
	8,351869	3,956649	4,605897	4,079047	3,617396	0,001515	0,001302
1,5	643,9088	496,265	506,245	486,285	19,96	0,111019	0,10883
	4,949804	7,335599	6,550426	8,507081	3,913183	0,001436	0,001609
2	880,1863	652,3075	663,6238	640,9913	22,6325	0,109149	0,107287
	6,604022	4,727379	5,186199	4,490305	2,17406	0,000853	0,000778
2,5	1164,149	809,12	821,17	797,07	24,1	0,108049	0,106463
	8,454377	3,453464	2,53024	5,325695	4,671684	0,000333	0,000454
3	1282,133	964,4456	977,1025	951,7888	25,31375	0,107138	0,105751
	9,569106	7,553315	7,347271	7,980486	2,670366	0,000806	0,000828
3,5	1526,835	1118,409	1131,989	1104,829	27,16	0,10639	0,105114
	8,364806	6,537982	6,471004	6,881689	2,735366	0,000608	0,000614
4	1782,094	1265,739	1280,913	1250,566	30,34625	0,105338	0,10409
	9,839858	5,578086	5,333441	7,228568	6,077452	0,000439	0,000459
4,5	2026,851	1411,895	1429,03	1394,76	34,27	0,104461	0,103209
	7,563743	5,302237	6,179656	5,317236	4,524091	0,000452	0,000388
5	2329,041	1553,075	1570,701	1535,449	35,2525	0,103336	0,102176
	11,59699	7,747784	8,668631	6,948522	2,596452	0,00057	0,00051
5,5	2468,006	1700,617	1717,26	1683,974	33,28625	0,102707	0,101712
	9,278331	6,112925	6,18083	6,729557	4,184229	0,00037	0,000366
6	2820,526	1836,059	1853,459	1818,659	34,8	0,101615	0,100661
	12,45669	7,047409	6,933823	7,792613	4,352188	0,00038	0,000386
6,5	3178,021	1989,208	2005,884	1972,533	33,35125	0,101512	0,100668
	13,25833	12,99844	14,18638	11,97364	3,661231	0,000718	0,000658
7	3319,475	2123,371	2143,081	2103,661	39,42	0,100709	0,099782
	7,934438	7,223268	6,610214	8,322332	4,148476	0,000311	0,000339
7,5	3455,825	2253,124	2275,006	2231,241	43,765	0,099781	0,098821
	21,32839	6,459628	5,992464	7,572196	4,425875	0,000263	0,000283
8	3669,33	2377,759	2402,201	2353,316	48,885	0,098775	0,09777
	17,85572	9,803111	10,98898	8,758632	3,24633	0,000452	0,000403



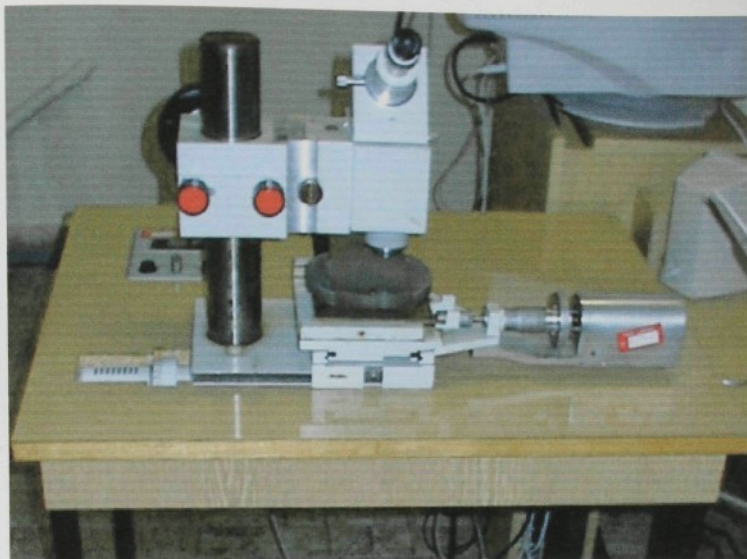
Příloha P29.1. Průběh závislosti $\mu_{II} = f(p)$ při rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1} materiál Voest EBT



Příloha P29.2. Oboustranné konfidenční a toleranční intervaly pro $\mu_{II} = f(p)$, rychlosti posuvu $v = 1$ a 10 mm s^{-1} , materiál Voest EBT



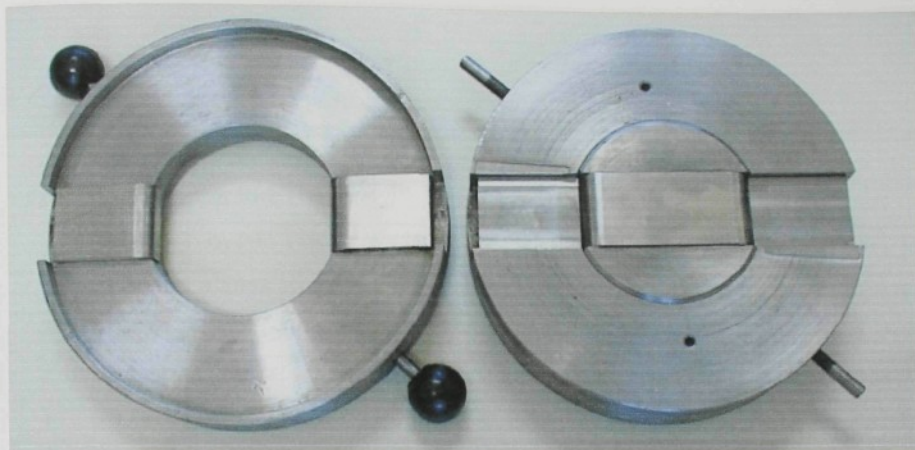
Příloha P30. Fotografie tažného nástroje upnutého na stůl hydraulického lisu CUP 25



Příloha P31.1. Dilenský mikroskop pro měření deformace výlisku pomocí deformační sítě



Příloha P31.2. Uspořádání pracoviště pro tribologickou zkoušku protahování pásu a měření deformace na dílenském mikroskopu.



Příloha P32.1. Nástroj pro zkoušku vypínáním



Příloha P32.2. Abbeho délkoměr

Mazivo: AC PL 3802-39LV

Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 1 \text{ mm s}^{-1}$.

Kontaktní přidržovací tlak $p = 2 \text{ MPa}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
1	1,09445	0,20717	-0,28546	1,09013	0,20245	-0,28320	1,09487	0,20668	-0,28787
2	3,28078	0,15381	-0,27601	3,26710	0,15234	-0,27400	3,28084	0,14794	-0,27597
3	5,44586	0,00689	-0,26685	5,42067	-0,01005	-0,26339	5,44213	-0,00421	-0,26482
4	7,60436	0,12247	-0,23762	7,56834	0,11112	-0,23432	7,59352	0,12970	-0,23486
5	9,80022	0,24413	-0,20254	9,75782	0,24090	-0,19902	9,77809	0,23585	-0,19978
6	12,01196	0,24071	-0,16358	11,96720	0,23541	-0,15885	11,97367	0,23286	-0,16108
7	14,20117	0,21643	-0,13604	14,16015	0,22269	-0,13180	14,14398	0,21036	-0,13301
8	16,33358	0,22746	-0,10772	16,29973	0,23225	-0,10604	16,25917	0,22135	-0,10554
9	18,35004	0,14070	-0,08056	18,32123	0,14169	-0,07981	18,26593	0,13788	-0,07860
10	20,26451	0,10635	-0,05400	20,23762	0,10590	-0,05263	20,17604	0,10538	-0,05250
11	22,13405	0,12030	-0,03630	22,10899	0,12616	-0,03500	22,04252	0,11921	-0,03553
12	23,96607	0,06488	-0,02381	23,94225	0,06480	-0,02267	23,87251	0,06396	-0,02300
13	25,77881	0,09755	-0,00842	25,75543	0,10008	-0,00740	25,68291	0,09681	-0,00795
14	27,57917	0,05950	-0,00497	27,55684	0,05806	-0,00379	27,48142	0,05888	-0,00474
15	29,35708	0,06273	0,00501	29,33305	0,06643	0,00535	29,25845	0,06281	0,00511
16	31,12328	0,05393	0,00495	31,09733	0,05148	0,00562	31,02347	0,05393	0,00501
17	32,87449	0,04048	0,00471	32,84942	0,04124	0,00306	32,77390	0,04048	0,00478
18	34,61483	0,03657	0,00491	34,59345	0,04092	0,00401	34,51420	0,03692	0,00495
19	36,35030	0,01196	0,00253	36,33013	0,01185	0,00300	36,24971	0,01195	0,00235
20	38,08225	0,01153	0,00271	38,05899	0,01150	0,00213	37,98160	0,01154	0,00276

Mazivo: AC PL 3802-39LV

Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 10 \text{ mm s}^{-1}$.

Kontaktní přidržovací tlak $p = 2 \text{ MPa}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
1	1,09620	0,20874	-0,28804	1,09377	0,20473	-0,28749	1,09579	0,20808	-0,28935
2	3,28561	0,15197	-0,27715	3,27633	0,14872	-0,27613	3,28343	0,14549	-0,27676
3	5,45249	0,00449	-0,26774	5,43280	-0,01243	-0,26439	5,44590	-0,00548	-0,26556
4	7,61114	0,12882	-0,23854	7,58078	0,12095	-0,23554	7,59792	0,13469	-0,23549
5	9,80189	0,24024	-0,20369	9,76230	0,23651	-0,20040	9,77863	0,23325	-0,20049
6	12,00234	0,23571	-0,16498	11,95418	0,22600	-0,16119	11,96403	0,22751	-0,16185
7	14,17675	0,21106	-0,13677	14,12324	0,21411	-0,13281	14,12067	0,20560	-0,13332
8	16,29453	0,22122	-0,10794	16,23842	0,22188	-0,10582	16,22280	0,21572	-0,10551
9	18,30318	0,13941	-0,08041	18,24671	0,13964	-0,07947	18,22250	0,13683	-0,07857
10	20,21538	0,10584	-0,05393	20,15948	0,10518	-0,05240	20,13043	0,10493	-0,05240
11	22,08308	0,11884	-0,03657	22,02783	0,12376	-0,03551	21,99528	0,11777	-0,03562
12	23,91375	0,06444	-0,02388	23,85874	0,06445	-0,02272	23,82399	0,06358	-0,02304
13	25,72516	0,09639	-0,00863	25,66995	0,09803	-0,00755	25,63307	0,09584	-0,00796
14	27,52421	0,05926	-0,00518	27,46979	0,05855	-0,00431	27,43012	0,05848	-0,00476
15	29,30131	0,06213	0,00496	29,24526	0,06639	0,00458	29,20601	0,06204	0,00512
16	31,06644	0,05346	0,00495	31,00941	0,04956	0,00549	30,96985	0,05341	0,00497
17	32,81713	0,04024	0,00481	32,76097	0,04403	0,00630	32,71978	0,04030	0,00488
18	34,55749	0,03672	0,00508	34,50290	0,04044	0,00579	34,46023	0,03725	0,00519
19	36,29281	0,01186	0,00261	36,23944	0,01214	0,00293	36,19564	0,01187	0,00257
20	38,02433	0,01140	0,00281	37,96928	0,01089	0,00282	37,92708	0,01139	0,00279

Mazivo: AC PL 3802-39LV

Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 1 \text{ mm s}^{-1}$.

Kontaktní přidržovací tlak $p = 4 \text{ MPa}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
1	1,08149	0,19330	-0,26544	1,07733	0,18964	-0,26425	1,08114	0,19353	-0,26719
2	3,24160	0,17232	-0,25728	3,22993	0,16998	-0,25648	3,24047	0,16805	-0,25801
3	5,38389	0,05357	-0,25083	5,36353	0,03778	-0,24871	5,38122	0,03935	-0,24927
4	7,52350	0,03487	-0,22862	7,49140	0,02577	-0,22515	7,51780	0,04244	-0,22544
5	9,77425	0,29258	-0,19993	9,72167	0,27415	-0,19472	9,75106	0,28137	-0,19531
6	12,12677	0,29868	-0,16172	12,05226	0,29426	-0,15666	12,07482	0,28909	-0,15765
7	14,46712	0,26901	-0,13677	14,38520	0,27084	-0,13337	14,39398	0,26279	-0,13375
8	16,74106	0,28671	-0,10837	16,65773	0,28347	-0,10705	16,65028	0,27883	-0,10672
9	18,83840	0,15133	-0,08228	18,75485	0,15445	-0,08104	18,73502	0,14911	-0,08031
10	20,77535	0,11455	-0,05459	20,69302	0,11442	-0,05302	20,66694	0,11270	-0,05292
11	22,66498	0,13524	-0,03550	22,58164	0,13743	-0,03489	22,55244	0,13338	-0,03460
12	24,51212	0,06953	-0,02288	24,42762	0,06979	-0,02197	24,39650	0,06843	-0,02189
13	26,33463	0,10391	-0,00642	26,25053	0,10560	-0,00585	26,21757	0,10390	-0,00617
14	28,14268	0,06172	-0,00289	28,05999	0,06228	-0,00257	28,02466	0,06110	-0,00268
15	29,92603	0,06953	0,00601	29,84346	0,07135	0,00625	29,80680	0,06991	0,00601
16	31,70133	0,05392	0,00611	31,61820	0,05482	0,00687	31,58093	0,05364	0,00623
17	33,45955	0,04715	0,00718	33,37630	0,04823	0,00748	33,33848	0,04699	0,00721
18	35,20510	0,04162	0,00643	35,12205	0,04323	0,00692	35,08360	0,04160	0,00665
19	36,94510	0,01438	0,00252	36,86254	0,01506	0,00337	36,82354	0,01430	0,00295
20	38,67842	0,01328	0,00270	38,59595	0,01341	0,00309	38,55688	0,01332	0,00306

Mazivo: AC PL 3802-39LV

Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 10 \text{ mm s}^{-1}$.

Kontaktní přidržovací tlak $p = 4 \text{ MPa}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
1	1,08439	0,19719	-0,27123	1,08106	0,19340	-0,26992	1,08454	0,19798	-0,27356
2	3,25231	0,16666	-0,26287	3,24138	0,16491	-0,26162	3,25263	0,16368	-0,26453
3	5,40634	0,03115	-0,25731	5,38440	0,01265	-0,25379	5,40569	0,01522	-0,25722
4	7,55996	0,07644	-0,23293	7,52409	0,06888	-0,22899	7,55822	0,08897	-0,23106
5	9,78115	0,26864	-0,20104	9,73304	0,25637	-0,19758	9,76979	0,25850	-0,19726
6	12,05526	0,26750	-0,16272	11,99747	0,26345	-0,15856	12,02526	0,26024	-0,15900
7	14,32063	0,24483	-0,13734	14,25671	0,24574	-0,13336	14,27076	0,23725	-0,13397
8	16,52750	0,25805	-0,10877	16,46102	0,25708	-0,10704	16,45820	0,25110	-0,10642
9	18,58411	0,14624	-0,08150	18,51757	0,14755	-0,08016	18,50435	0,14467	-0,07945
10	20,50997	0,10970	-0,05432	20,44388	0,10989	-0,05231	20,42589	0,10772	-0,05257
11	22,38958	0,12844	-0,03597	22,32339	0,13070	-0,03459	22,30156	0,12706	-0,03469
12	24,22931	0,06764	-0,02314	24,16284	0,06752	-0,02165	24,13867	0,06617	-0,02211
13	26,04833	0,10182	-0,00725	25,98176	0,10312	-0,00615	25,95549	0,10140	-0,00659
14	27,85392	0,06105	-0,00370	27,78852	0,06143	-0,00288	27,75973	0,06053	-0,00316
15	29,63430	0,06754	0,00527	29,56907	0,06896	0,00570	29,53853	0,06722	0,00554
16	31,40595	0,05234	0,00555	31,34014	0,05334	0,00646	31,30839	0,05216	0,00580
17	33,16186	0,04541	0,00669	33,09595	0,04688	0,00725	33,06365	0,04539	0,00689
18	34,90593	0,04091	0,00611	34,83995	0,04251	0,00665	34,80745	0,04118	0,00625
19	36,64535	0,01401	0,00268	36,57912	0,01392	0,00355	36,54648	0,01381	0,00287
20	38,37796	0,01239	0,00257	38,31158	0,01275	0,00346	38,27894	0,01256	0,00268

Mazivo: AC PL 3802-39LV

Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 1 \text{ mm s}^{-1}$.

Kontaktní přidržovací tlak $p = 6 \text{ MPa}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
1	1,06303	0,17658	-0,23859	1,06334	0,17650	-0,24174	1,06674	0,17906	-0,24416
2	3,19108	0,18138	-0,23628	3,18888	0,17672	-0,23678	3,19783	0,17846	-0,23754
3	5,31436	0,10232	-0,23703	5,30396	0,08761	-0,23523	5,31644	0,08560	-0,23358
4	7,45933	0,03365	-0,22766	7,42932	0,01034	-0,22400	7,44524	0,01891	-0,22212
5	9,78549	0,28370	-0,21223	9,72895	0,27683	-0,20547	9,75735	0,29412	-0,20500
6	12,28869	0,37198	-0,17379	12,20566	0,35844	-0,16756	12,23943	0,35491	-0,16789
7	14,78032	0,30497	-0,14082	14,67312	0,30392	-0,13731	14,69482	0,29584	-0,13687
8	17,17238	0,32700	-0,10791	17,05113	0,32389	-0,10741	17,06081	0,32199	-0,10625
9	19,35015	0,17747	-0,08131	19,21934	0,17348	-0,08173	19,22315	0,17032	-0,08031
10	21,33031	0,12888	-0,05509	21,18923	0,12420	-0,05421	21,19172	0,12466	-0,05334
11	23,24719	0,15051	-0,03545	23,09899	0,15009	-0,03449	23,10135	0,14827	-0,03419
12	25,11185	0,07687	-0,02201	24,95959	0,07555	-0,02139	24,96186	0,07404	-0,02052
13	26,94348	0,10835	-0,00330	26,78967	0,10906	-0,00323	26,79087	0,10848	-0,00295
14	28,75667	0,06221	0,00014	28,60317	0,06331	-0,00008	28,60286	0,06192	0,00031
15	30,55064	0,07890	0,00824	30,39669	0,07871	0,00797	30,39524	0,07857	0,00767
16	32,33963	0,05771	0,00777	32,18435	0,05948	0,00797	32,18286	0,05796	0,00779
17	34,10567	0,05298	0,00813	33,94824	0,05194	0,00751	33,94783	0,05214	0,00801
18	35,85761	0,04746	0,00822	35,69777	0,04757	0,00759	35,69871	0,04691	0,00800
19	37,60311	0,01586	0,00398	37,44257	0,01763	0,00404	37,44353	0,01591	0,00405
20	39,34017	0,01529	0,00432	39,18015	0,01621	0,00394	39,18031	0,01544	0,00418

Mazivo: AC PL 3802-39LV

Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 10 \text{ mm s}^{-1}$.

Kontaktní přidržovací tlak $p = 6 \text{ MPa}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
1	1,08009	0,19269	-0,26366	1,07674	0,18955	-0,26304	1,08199	0,19371	-0,26669
2	3,23827	0,17582	-0,25491	3,22803	0,17274	-0,25408	3,24117	0,17165	-0,25626
3	5,37746	0,05990	-0,24716	5,35858	0,04492	-0,24564	5,37829	0,04455	-0,24614
4	7,51238	0,02587	-0,22588	7,48270	0,01428	-0,22279	7,51093	0,03164	-0,22310
5	9,77320	0,29720	-0,19998	9,72060	0,27965	-0,19360	9,75200	0,28797	-0,19430
6	12,14798	0,30694	-0,16397	12,06966	0,30110	-0,15719	12,09296	0,29508	-0,15807
7	14,50393	0,27331	-0,13839	14,41683	0,27432	-0,13454	14,42486	0,26615	-0,13499
8	16,78705	0,28932	-0,10909	16,69596	0,28488	-0,10746	16,68806	0,28075	-0,10709
9	18,89132	0,15412	-0,08207	18,79688	0,15626	-0,08125	18,77737	0,15100	-0,08045
10	20,83237	0,11471	-0,05429	20,73762	0,11397	-0,05324	20,71229	0,11301	-0,05308
11	22,72444	0,13798	-0,03577	22,62797	0,13943	-0,03485	22,59974	0,13523	-0,03442
12	24,57341	0,06956	-0,02226	24,47586	0,07116	-0,02171	24,44551	0,06927	-0,02152
13	26,39637	0,10410	-0,00577	26,29981	0,10545	-0,00502	26,26772	0,10473	-0,00519
14	28,20521	0,06192	-0,00217	28,11005	0,06287	-0,00186	28,07618	0,06194	-0,00201
15	29,99090	0,07161	0,00611	29,89517	0,07232	0,00677	29,86025	0,07059	0,00641
16	31,76947	0,05549	0,00635	31,67255	0,05666	0,00718	31,63696	0,05530	0,00680
17	33,52953	0,04845	0,00719	33,43270	0,04934	0,00764	33,39666	0,04850	0,00758
18	35,27637	0,04342	0,00690	35,17981	0,04435	0,00739	35,14368	0,04362	0,00704
19	37,01783	0,01476	0,00324	36,92185	0,01672	0,00382	36,88517	0,01507	0,00333
20	38,75229	0,01388	0,00304	38,65672	0,01498	0,00331	38,61972	0,01417	0,00339

Mazivo: AC PL 3802-39LV + AP 167/22

Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 1 \text{ mm s}^{-1}$.

Kontaktní přidržovací tlak $p = 2 \text{ MPa}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
1	1,09431	0,20702	-0,28522	1,09050	0,20274	-0,28362	1,09480	0,20666	-0,28785
2	3,28059	0,15393	-0,27602	3,26822	0,15195	-0,27423	3,28078	0,14803	-0,27595
3	5,44574	0,00696	-0,26695	5,42230	-0,01038	-0,26343	5,44211	-0,00415	-0,26483
4	7,60439	0,12241	-0,23760	7,56985	0,11218	-0,23414	7,59353	0,12957	-0,23491
5	9,80046	0,24432	-0,20273	9,75845	0,24063	-0,19901	9,77836	0,23597	-0,19974
6	12,01235	0,24073	-0,16368	11,96579	0,23397	-0,15894	11,97429	0,23302	-0,16070
7	14,20180	0,21665	-0,13615	14,15524	0,22136	-0,13176	14,14504	0,21047	-0,13295
8	16,33460	0,22762	-0,10781	16,29149	0,23106	-0,10592	16,26081	0,22170	-0,10551
9	18,35131	0,14069	-0,08058	18,31137	0,14144	-0,07978	18,26784	0,13781	-0,07862
10	20,26577	0,10642	-0,05402	20,22720	0,10587	-0,05251	20,17794	0,10539	-0,05248
11	22,13536	0,12029	-0,03633	22,09814	0,12566	-0,03507	22,04450	0,11930	-0,03553
12	23,96739	0,06488	-0,02380	23,93115	0,06491	-0,02278	23,87452	0,06395	-0,02300
13	25,78019	0,09755	-0,00852	25,74414	0,09982	-0,00737	25,68499	0,09688	-0,00795
14	27,58060	0,05950	-0,00506	27,54529	0,05808	-0,00387	27,48359	0,05893	-0,00475
15	29,35849	0,06274	0,00498	29,32136	0,06615	0,00535	29,26065	0,06282	0,00510
16	31,12471	0,05396	0,00491	31,08544	0,05147	0,00551	31,02572	0,05394	0,00500
17	32,87594	0,04047	0,00471	32,83747	0,04117	0,00307	32,77615	0,04049	0,00477
18	34,61627	0,03658	0,00490	34,58146	0,04092	0,00398	34,51645	0,03692	0,00496
19	36,35173	0,01197	0,00254	36,31810	0,01188	0,00302	36,25197	0,01195	0,00254
20	38,08368	0,01154	0,00269	38,04695	0,01148	0,00209	37,98387	0,01156	0,00274

Mazivo: AC PL 3802-39LV + AP 167/22

Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 10 \text{ mm s}^{-1}$.

Kontaktní přidržovací tlak $p = 2 \text{ MPa}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
1	1,09614	0,20863	-0,28784	1,09392	0,20485	-0,28763	1,09581	0,20808	-0,28936
2	3,28535	0,15216	-0,27707	3,27666	0,14866	-0,27624	3,28341	0,14533	-0,27673
3	5,45199	0,00457	-0,26767	5,43323	-0,01255	-0,26449	5,44579	-0,00556	-0,26557
4	7,61046	0,12823	-0,23837	7,58137	0,12132	-0,23560	7,59771	0,13487	-0,23555
5	9,80149	0,24049	-0,20362	9,76283	0,23645	-0,20044	9,77829	0,23319	-0,20058
6	12,00317	0,23640	-0,16483	11,95442	0,22582	-0,16124	11,96351	0,22742	-0,16149
7	14,17911	0,21148	-0,13668	14,12269	0,21365	-0,13273	14,11963	0,20529	-0,13313
8	16,29795	0,22162	-0,10796	16,23647	0,22137	-0,10574	16,22111	0,21544	-0,10541
9	18,30715	0,13960	-0,08044	18,24399	0,13955	-0,07946	18,22054	0,13686	-0,07863
10	20,21960	0,10587	-0,05394	20,15665	0,10515	-0,05239	20,12843	0,10484	-0,05235
11	22,08742	0,11896	-0,03658	22,02489	0,12372	-0,03552	21,99317	0,11761	-0,03545
12	23,91818	0,06449	-0,02388	23,85577	0,06440	-0,02272	23,82176	0,06360	-0,02300
13	25,72979	0,09654	-0,00865	25,66695	0,09798	-0,00754	25,63080	0,09580	-0,00793
14	27,52908	0,05932	-0,00518	27,46672	0,05854	-0,00430	27,42778	0,05846	-0,00484
15	29,30627	0,06218	0,00495	29,24211	0,06634	0,00460	29,20370	0,06208	0,00508
16	31,07145	0,05345	0,00494	31,00626	0,04954	0,00549	30,96747	0,05329	0,00492
17	32,82218	0,04025	0,00481	32,75780	0,04401	0,00631	32,71728	0,04028	0,00488
18	34,56253	0,03670	0,00507	34,49971	0,04046	0,00580	34,45769	0,03722	0,00513
19	36,29786	0,01188	0,00261	36,23627	0,01214	0,00295	36,19311	0,01187	0,00264
20	38,02940	0,01141	0,00282	37,96613	0,01089	0,00282	37,92456	0,01141	0,00284

Mazivo: AC PL 3802-39LV + AP 167/22

Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 1 \text{ mm s}^{-1}$.

Kontaktní přidržovací tlak $p = 4 \text{ MPa}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
1	1,08267	0,19490	-0,26755	1,07888	0,19097	-0,26591	1,08172	0,19463	-0,26920
2	3,24561	0,17007	-0,25925	3,23373	0,16857	-0,25785	3,24351	0,16553	-0,26018
3	5,39202	0,04568	-0,25238	5,36947	0,03035	-0,24923	5,38869	0,02959	-0,25187
4	7,53628	0,04811	-0,22956	7,50012	0,03731	-0,22544	7,53029	0,06099	-0,22751
5	9,77351	0,28374	-0,20001	9,72316	0,26867	-0,19535	9,75267	0,27166	-0,19591
6	12,09285	0,28593	-0,16211	12,03343	0,28538	-0,15717	12,04595	0,27641	-0,15800
7	14,40602	0,26176	-0,13731	14,34552	0,26381	-0,13347	14,33406	0,25256	-0,13382
8	16,65806	0,27646	-0,10899	16,59969	0,27628	-0,10731	16,56287	0,26778	-0,10672
9	18,74052	0,14917	-0,08199	18,68539	0,15262	-0,08075	18,63131	0,14696	-0,07990
10	20,67331	0,11304	-0,05447	20,62001	0,11300	-0,05279	20,55859	0,11061	-0,05277
11	22,55916	0,13251	-0,03590	22,50586	0,13580	-0,03477	22,43993	0,13082	-0,03466
12	24,40354	0,06903	-0,02309	24,35013	0,06930	-0,02196	24,28120	0,06759	-0,02209
13	26,22488	0,10309	-0,00681	26,17212	0,10492	-0,00595	26,10087	0,10302	-0,00646
14	28,03204	0,06149	-0,00320	27,98084	0,06212	-0,00276	27,90701	0,06090	-0,00293
15	29,81433	0,06879	0,00571	29,76339	0,07065	0,00606	29,68777	0,06885	0,00583
16	31,58840	0,05344	0,00589	31,53719	0,05443	0,00665	31,45999	0,05293	0,00606
17	33,34579	0,04648	0,00705	33,29476	0,04784	0,00744	33,21652	0,04634	0,00709
18	35,09063	0,04122	0,00651	35,04006	0,04314	0,00665	34,96109	0,04137	0,00661
19	36,83053	0,01428	0,00268	36,78025	0,01478	0,00335	36,70065	0,01409	0,00282
20	38,56379	0,01324	0,00273	38,51337	0,01291	0,00321	38,43368	0,01326	0,00288

Mazivo: AC PL 3802-39LV + AP 167/22

Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 10 \text{ mm s}^{-1}$.

Kontaktní přidržovací tlak $p = 4 \text{ MPa}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
1	1,08437	0,19722	-0,27128	1,08171	0,19403	-0,27077	1,08458	0,19803	-0,27364
2	3,25237	0,16666	-0,26295	3,24308	0,16452	-0,26226	3,25284	0,16363	-0,26463
3	5,40658	0,03097	-0,25744	5,38712	0,01044	-0,25452	5,40602	0,01488	-0,25738
4	7,56030	0,07670	-0,23302	7,52837	0,07272	-0,22964	7,55865	0,08953	-0,23116
5	9,78133	0,26881	-0,20111	9,73575	0,25497	-0,19789	9,77002	0,25823	-0,19732
6	12,05496	0,26729	-0,16278	11,99474	0,26082	-0,15890	12,02489	0,26001	-0,15908
7	14,31993	0,24477	-0,13741	14,24740	0,24326	-0,13354	14,26956	0,23688	-0,13400
8	16,52648	0,25793	-0,10881	16,44511	0,25458	-0,10714	16,45595	0,25064	-0,10645
9	18,58290	0,14618	-0,08149	18,49818	0,14714	-0,08019	18,50146	0,14460	-0,07945
10	20,50874	0,10970	-0,05429	20,42359	0,10948	-0,05235	20,42286	0,10763	-0,05258
11	22,38827	0,12839	-0,03595	22,30224	0,13013	-0,03464	22,29842	0,12701	-0,03470
12	24,22794	0,06762	-0,02314	24,14676	0,06741	-0,02172	24,13541	0,06612	-0,02211
13	26,04693	0,10181	-0,00724	25,97098	0,10279	-0,00622	25,95221	0,10136	-0,00660
14	27,85251	0,06105	-0,00368	27,77747	0,06142	-0,00293	27,75641	0,06054	-0,00332
15	29,63289	0,06753	0,00527	29,55789	0,06893	0,00561	29,53515	0,06719	0,00554
16	31,40458	0,05233	0,00554	31,32864	0,05305	0,00631	31,30498	0,05213	0,00578
17	33,16050	0,04540	0,00669	33,08424	0,04699	0,00718	33,06021	0,04535	0,00688
18	34,90452	0,04090	0,00612	34,82829	0,04249	0,00651	34,80399	0,04119	0,00625
19	36,64396	0,01403	0,00270	36,56756	0,01394	0,00351	36,54302	0,01381	0,00286
20	38,37658	0,01239	0,00257	38,30014	0,01273	0,00345	38,27548	0,01255	0,00268

Mazivo: AC PL 3802-39LV + AP 167/22

Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 1 \text{ mm s}^{-1}$.

Kontaktní přidržovací tlak $p = 6 \text{ MPa}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
1	1,07206	0,18422	-0,25187	1,06882	0,18124	-0,25054	1,07361	0,18585	-0,25588
2	3,21473	0,17910	-0,24393	3,20412	0,17544	-0,24245	3,21804	0,17558	-0,24669
3	5,34142	0,08034	-0,23808	5,32201	0,07182	-0,23610	5,34362	0,06960	-0,23822
4	7,46935	0,01940	-0,22504	7,43794	0,00448	-0,22215	7,46471	0,01254	-0,22186
5	9,77316	0,30264	-0,20727	9,71828	0,28198	-0,20200	9,75082	0,30103	-0,20068
6	12,23258	0,34129	-0,17019	12,16138	0,34039	-0,16396	12,18624	0,32987	-0,16367
7	14,65260	0,28734	-0,13914	14,58379	0,29376	-0,13504	14,58421	0,28192	-0,13518
8	16,98937	0,31362	-0,10911	16,92602	0,31296	-0,10721	16,90499	0,30876	-0,10702
9	19,13322	0,16269	-0,08226	19,07284	0,16557	-0,08185	19,03851	0,15930	-0,08110
10	21,09040	0,12088	-0,05478	21,02936	0,11961	-0,05399	20,98853	0,11845	-0,05355
11	22,99314	0,14430	-0,03577	22,93106	0,14651	-0,03480	22,88739	0,14264	-0,03433
12	24,84932	0,07233	-0,02201	24,78655	0,07325	-0,02121	24,74083	0,07108	-0,02116
13	26,67591	0,10612	-0,00457	26,61396	0,10786	-0,00387	26,56604	0,10672	-0,00404
14	28,48677	0,06232	-0,00108	28,42642	0,06284	-0,00064	28,37621	0,06204	-0,00086
15	30,27627	0,07485	0,00674	30,21562	0,07593	0,00728	30,16384	0,07372	0,00711
16	32,05975	0,05696	0,00690	31,99823	0,05856	0,00765	31,94538	0,05667	0,00740
17	33,82261	0,04999	0,00761	33,76120	0,05113	0,00802	33,70782	0,05050	0,00797
18	35,57172	0,04550	0,00736	35,51041	0,04623	0,00777	35,45701	0,04523	0,00766
19	37,31497	0,01515	0,00350	37,25370	0,01660	0,00390	37,20020	0,01570	0,00361
20	39,05049	0,01461	0,00350	38,98944	0,01560	0,00399	38,93608	0,01489	0,00364

Mazivo: AC PL 3802-39LV + AP 167/22

Rychlost posuvu beranu stroje $v_n = 10 \text{ mm s}^{-1}$.

Kontaktní přidržovací tlak $p = 6 \text{ MPa}$.

č. el.	Materiál								
	Salzgitter PRETEX			Sollac EDT			Voest EBT		
	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	x [mm]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
1	1,08040	0,19290	-0,26395	1,07742	0,18990	-0,26379	1,08220	0,19393	-0,26697
2	3,23906	0,17571	-0,25508	3,22970	0,17250	-0,25482	3,24171	0,17143	-0,25648
3	5,37861	0,05917	-0,24747	5,36080	0,04333	-0,24590	5,37918	0,04373	-0,24629
4	7,51396	0,02667	-0,22593	7,48595	0,01771	-0,22345	7,51218	0,03283	-0,22313
5	9,77377	0,29691	-0,19978	9,72191	0,27812	-0,19403	9,75206	0,28722	-0,19431
6	12,14613	0,30601	-0,16381	12,06494	0,29872	-0,15724	12,09016	0,29400	-0,15808
7	14,50031	0,27286	-0,13845	14,40656	0,27265	-0,13466	14,41959	0,26543	-0,13498
8	16,78169	0,28845	-0,10910	16,68103	0,28296	-0,10762	16,68083	0,27991	-0,10710
9	18,88458	0,15395	-0,08203	18,77901	0,15568	-0,08121	18,76888	0,15081	-0,08043
10	20,82530	0,11457	-0,05427	20,71887	0,11362	-0,05319	20,70341	0,11292	-0,05308
11	22,71705	0,13775	-0,03579	22,60858	0,13911	-0,03482	22,59054	0,13496	-0,03451
12	24,56571	0,06952	-0,02227	24,45606	0,07097	-0,02161	24,43606	0,06927	-0,02150
13	26,38862	0,10403	-0,00582	26,27974	0,10527	-0,00503	26,25797	0,10435	-0,00519
14	28,19743	0,06190	-0,00222	28,08990	0,06279	-0,00191	28,06614	0,06183	-0,00193
15	29,98299	0,07153	0,00608	29,87485	0,07224	0,00680	29,85006	0,07056	0,00650
16	31,76143	0,05547	0,00634	31,65201	0,05665	0,00729	31,62669	0,05513	0,00675
17	33,52142	0,04841	0,00717	33,41203	0,04927	0,00761	33,38636	0,04865	0,00747
18	35,26820	0,04338	0,00690	35,15908	0,04438	0,00744	35,13327	0,04349	0,00700
19	37,00962	0,01475	0,00323	36,90114	0,01672	0,00390	36,87458	0,01507	0,00335
20	38,74407	0,01384	0,00300	38,63592	0,01492	0,00339	38,60910	0,01409	0,00335