

ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE

FAKULTA STROJNÍ

ÚSTAV STROJÍRENSKÉ TECHNOLOGIE



DISERTAČNÍ PRÁCE

Vliv rychlosti deformace na polohu FLC křivek

Ing. Vít Novák

Školitel

doc. Ing. Jan Šanovec. CSc.

Školitel specialista

Ing. František Tatíček, Ph.D.

Studijní program: Strojní inženýrství

Studijní obor: Strojírenská technologie

Čestné prohlášení

Prohlašuji, že jsem disertační práci na téma „Vliv rychlosti deformace na polohu FLC křivek“ vypracoval samostatně pod vedením školitele doc. Ing. Jana Šanovce, CSc. s použitím uvedené literatury.

Podle § 60 zákona č.121/2000 Sb., O právu autorském a právu souvisejícím s právem autorským, O studiu na vysokých školách a zákona o závěrečných zkouškách, je doktorská práce duševním spoluvlastnictvím autora, vedoucího disertační práce a Fakulty strojní ČVUT. Citace povoluje fakulta. Podmínkou externího použití je smlouva s řešiteli. Dále prohlašuji, že tato disertační práce nebyla využita k získání jiného nebo stejného titulu.

V Praze dne

Ing. Vít Novák

Poděkování

Rád bych touto cestou vyjádřil poděkování školiteli doc. Ing. Janu Šanovcovi, CSc., a školiteli specialistovi Ing. Františku Tatíčkoví, Ph.D., za jejich cenné rady a trpělivost při vedení mé disertační práce. Rovněž bych chtěl poděkovat za vstřícnost, spolupráci a pomoc při získání potřebných informací a podkladů oddělení plánování výroby lisovny ve firmě ŠKODA AUTO, a.s., jmenovitě pak Ing. Jiřímu Karabcoví, Ing. Jiřímu Ječnému a Ing. Davidovi Bílkovi.

Rodině děkuji za podporu během celého studia.

Anotace

Název práce:	Vliv rychlosti deformace na polohu FLC křivek
Autor:	Ing. Vít Novák
Školitel	doc. Ing. Jan Šanovec, CSc.
Odborný školitel:	Ing. František Tatíček, Ph.D.
Katedra:	ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav strojírenské technologie
Klíčová slova:	FLC, FLD, DIC, ARAMIS, ARGUS, CR4, CR5, numerická simulace, Autoform, Pamp-Stamp

Abstrakt:

Předkládaná disertační práce se zaměřuje na popis vlivu rychlosti deformace (rychlosti pohybu nástroje) na polohu FLC křivky, dále pak vytvoření metodiky hodnocení vlivu rychlosti deformace na polohu FLC křivky pro použití v numerických simulacích. V rámci disertační práce došlo k ověření vlivu rychlosti deformace na polohu FLC křivek. Byla provedena řada zkoušek pro vybrané materiály běžně používané v automobilovém průmyslu. Mechanické vlastnosti byly vyhodnocovány jednak zkouškou tahem a dalšími technologickými zkouškami (ověření tvářitelnosti, zejména zkouška dle Nakajimy) při odpovídajících rychlostech zatěžování. Vyhodnocení zkoušek bylo provedeno za pomoci bezkontaktních měřících systémů ARGUS a ARAMIS. Výsledky získané reálnými experimenty byly sledovány také pomocí numerických simulací v software AutoForm a PampStamp. Pochopení vlivu deformační rychlosti na stabilitu lisovacího procesu povede k finanční úspoře v předvýrobní fázi výroby lisovacích nástrojů a eliminaci vzniku neshody reálného lisovacího procesu a numerické simulace.

Rozsah práce a příloh:

Počet stran:	180
Počet obrázků:	89
Počet grafů:	37
Počet tabulek:	27
Počet příloh:	9

Annotation

Title:	Effect of strain rate on the position of FLC curves
Author:	Ing. Vít Novák
Supervisor:	doc. Ing. Jan Šanovec, CSc.
Supervisor specialist:	Ing. František Tatiček, Ph.D.
Department:	CTU in Prague, Faculty of Mechanical Engineering, Department of Manufacturing Technology
Keywords:	FLC, FLD, DIC, ARAMIS, ARGUS, CR4, CR5, Numerical Simulation, Autoform, Pamp–Stamp

Abstract:

The present dissertation focuses on the description of the influence of the strain rate (speed of tool movement) on the position of the FLC curve, then the development of a methodology for the evaluation of the influence of the strain rate on the position of the FLC curve for use in numerical simulations. The influence of deformation rate on the position of FLC curves was verified in the dissertation. A series of tests were performed for selected materials commonly used in the automotive industry. The mechanical properties were evaluated by tensile testing and by other technological tests (formability verification, in particular the Nakajima test) at appropriate loading rates. The evaluation of the tests was performed using non-contact measuring systems ARGUS and ARAMIS. The results obtained by real experiments were also monitored by numerical simulations in AutoForm and PampStamp software. Understanding the effect of strain rate on the stability of the pressing process will lead to financial savings in the pre-production phase of the press tool manufacturing and eliminate the occurrence of mismatch between the real pressing process and numerical simulation.

Volume of work:

Number of pages:	180
Number of graphs:	89
Number of pictures:	37
Number of tables:	27
Number of attachments:	9

Obsah

Seznam použitých zkratk a symbolů	
1 Úvod.....	1
2 Materiálový koncept karoserie automobilů	2
3 Zásoba plasticity materiálu.....	4
3.1 Metody ověřování zásoby plasticity	5
4 Problematika zvýšené tvářitelnosti (Enhanced FLC).....	8
4.1 Chování materiálů za různých podmínek zatížení – vliv nelineární deformační cesty	10
4.2 Predikce křivek mezního přetvoření (FLC).....	11
4.2.1 Predikční modely – eMMFC, GFLC.....	12
4.3 Bližší výzkum matematických modelů (eMMFC, GFLC, PEPS)	14
5 Tribologie tvářecího procesu	18
5.1 Tribologický systém	18
5.2 Tření.....	18
5.2.1 Koeficient tření	19
5.3 Faktory ovlivňující třecí sílu	20
5.4 Opotřebení.....	20
5.5 Mazání	20
6 Rychlost deformace	21
6.1 Problematika rychlosti deformace.....	21
6.1.1 Popis rychlosti deformace.....	21
6.2 Vliv rychlosti deformace na tvářitelnost v praxi	23
6.3 Vliv rychlosti deformace na zásobu plasticity.....	24
7 Materiálové modely plasticity	26
8 ARAMIS 4M – Optické systémy pro analýzu deformace	28
8.1 Systém ARGUS	28

8.2	Systém ARAMIS.....	30
9	Numerické simulace plošného tváření a přehled software	32
9.1	Základní typy numerické simulace plošného tváření	32
9.1.1	Dynamická explicitní metoda.....	32
9.1.2	Statická explicitní metoda.....	33
9.1.3	Statická implicitní metoda inkrementální.....	33
9.1.4	Statická implicitní metoda s velkým krokem	33
9.1.5	Statická metoda jednokroková	33
9.2	Software pro numerické simulace plošného tváření.....	34
9.2.1	AutoForm.....	34
9.2.2	PAM-STAMP.....	35
10	Cíle disertační práce.....	36
11	Metodika vyhodnocování zkoušky tahem pomocí systému ARAMIS pro různé rychlosti deformace.....	37
11.1	Propojení kamerového systému ARAMIS se zkušebními zařízeními	37
11.2	Kalibrace kamerového systému.....	39
11.2.1	Kalibrace	40
11.3	Nastavení snímací frekvence	40
11.4	Srovnání přesnosti optického systému ARAMIS s extenzometri	45
11.5	Dílčí závěr.....	46
12	Metodika přípravy měrné sítě pro sledování deformací na povrchu plechu	47
12.1	Zkouška dle Erichsen – volba barvy	48
12.2	Metodika přípravy povrchu	49
12.2.1	Odmaštění vzorků.....	50
12.2.2	Aplikace nátěrového systému.....	50
12.3	Dílčí závěr.....	51
13	Studium vlivu jednotlivých parametrů na zkoušku tahem	53
13.1	Chemické složení materiálu CR4.....	54

13.2	Vliv rychlosti deformace a dalších parametrů na zásobu plasticity materiálu CR4	56
13.3	Dílčí závěr.....	65
14	Studium polohy FLC křivek.....	66
14.1	Metodika přípravy správného tribologického systému zkouška dle Nakajimy	66
14.2	Metodika výpočtu deformační cesty Marcinjak vs Nakajima	67
14.3	Vliv přípravy vzorku na polohu FLC.....	69
14.3.1	Dílčí závěr.....	70
14.4	Analýza chování materiálu DX57 (CR5).....	70
14.4.1	Dílčí závěr.....	73
14.5	Stanovení FLC křivky pomocí zkoušky tahem a systému ARAMIS pro materiál DX57 (CR5) 74	
14.5.1	Dílčí závěr.....	76
14.6	Vliv rychlosti deformace na polohu FLC křivky	76
14.6.1	Dílčí závěr.....	79
14.7	Srovnání levé strany FLC křivky pro zkoušku Nakajima a zkoušku tahem s vrubem pro materiál DX57 (CR5).....	79
14.7.1	Dílčí závěr:.....	82
14.8	Srovnání vlivu jednotlivých parametrů pro materiál CR4.....	82
14.8.1	Dílčí závěr.....	89
15	Testování problematiky na prototypovém výlisku	90
15.1	Vyhodnocení a porovnání dosažených výsledků	91
15.1.1	Dílčí závěr.....	95
16	Sestavení materiálové karty	96
16.1	Dílčí závěr.....	98
17	Numerická simulace, verifikace naměřených dat.....	99
17.1	Vliv rychlosti deformace na výsledek numerické simulace	99
17.1.1	Dílčí závěr.....	101

17.2	Ověření výsledků numerické simulace na prototypovém nástroji	101
17.2.1	Dílčí závěr	103
18	Diskuze dosažených výsledků	104
19	Závěr	105
20	Seznam použité literatury	111
21	Seznam publikací související s dizertační prací	121
22	Ostatní publikační činnost	124
23	Seznam použitých obrázků	126
24	Seznam použitých grafů	130
25	Seznam použitých tabulek	132
26	Přílohy	134
	Příloha č. 1: Kalibrační protokoly	134
	Příloha č. 2: Geometrie vzorků pro zkoušku tahem, dle ČSN EN ISO 6892-1	136
	Příloha č. 3: Zkouška tahem pro materiál CR4, šarže A až K	136
	Příloha č. 4: Kontingenční tabulka, srovnání naměřených dat pro materiál CR4, zkouška tahem	153
	Příloha č. 5: Návod pro vygenerování materiálové karty v programu AutoForm	154
	Příloha č. 6: Pohled použitých materiálových karet	156
	Příloha č. 7: Křivky zpevnění pro materiál CR4	160
	Příloha č. 8: Výsledky numerické simulace v programu Autoform	162
	Příloha č. 9: Výsledky numerické simulace v programu Pam-Stamp	164

Seznam použitých zkratek a symbolů

AHSS Advanced High Strength Steels – zpravidla souhrnné označení pro vysokopevné oceli s mezí pevností nad 800 MPa. Tyto oceli se vyznačují vysokým obsahem legujících prvků a kombinací strukturních fází

BH – Bake Hardening efekt – dodatečné zpevnění materiálu během vypalování laku

CAD – Computer-aided Design – počítačem podporované projektování

CR4 – Měkká ocel, válcována za studena, kvalita speciálního hlubokého tažení, ekvivalent DC05 a DC56 dle VDA 239-100

CR5 – Měkká ocel, válcována za studena, kvalita superhlubokého tažení, ekvivalent DC06 a DC57 dle VDA 239-100

DP – dvou fázová ocel (ferit + martenzit)

DC05 – Měkká ocel, válcována za studena, kvalita speciálního hlubokého tažení, ekvivalent materiálu CR4, dle normy ČSN EN 10152

DC06 – Měkká ocel, válcována za studena, kvalita super hlubokého tažení, ekvivalent materiálu CR5, dle normy ČSN EN 10152

DX56 – Měkká ocel, valcování není specifikováno, kvalita speciálního hlubokého tažení, ekvivalent materiálu CR4, dle normy ČSN EN 10346

DX57 – Měkká ocel, valcování není specifikováno, kvalita super hlubokého tažení, ekvivalent materiálu CR5, dle normy ČSN EN 10346

DIC – Digital Image Correlation – digitální korelace obrazu

eMMFC – enhanced Modified Maximum Force Criterion, rozšířený matematický model teoretického vyhodnocení mezních křivek tváření (FLC)

FLC – Forming Limit Curve – křivka mezních přetvoření

FLD – Forming Limit Diagram – diagram mezních přetvoření

GFCL – Generalized Forming Limit Concept – model zohledňující mezní deformaci s ohledem na deformační dráhu (vyvinutý na Technische Universität München)

HCT490X – Dvoufázová feritickou martenzitická vysokopevnostní ocel, ekvivalent materiálu CR290Y490TDP a DP500, dle normy ČSN EN 10346

HSLA – High strength low alloy steels – vysokopevné mikrolegované oceli (s obsahem manganu až do 2 %, uhlíku v rozmezí 0,05 – 0,5 %)

HSS – High strength steels – konvenční vysokopevné oceli (jednofázové feritické oceli s potencionální složkou perlitu)

IF – Interstitial Free – Ocel s velmi nízkým obsahem intersticiálně rozpuštěného hliníku používaná pro tvarově složitě tažené operace

MMFC – Modified Maximum Force Criterion, matematický model teoretického vyhodnocení mezních křivek tváření (FLC)

MKP – metoda konečných prvků (FEM – Finite Element Method)

PEPS – Polar Effective Plastic Strain, typ mezního diagramu tváření, založený na popisu nelineární deformační cesty

PU – Pulyuretan

SW – Software

VDA 239-100 – Německá norma pro ploché ocelové výrobky pro tváření za studena

Základní rozměry

Značka	Veličina	Jednotky
d	Průměr	mm
R, r	Poloměr	mm
t	Tloušťka	mm
l	Délka	mm
b	Šířka	mm
h	Výška	mm
α, β	Úhel	°

Základní veličiny		
Značka	Veličina	Jednotka
F	Síla	N
p	Tlak	MPa
A	Tažnost	%
A_{g80}	Plastické prodloužení měřené při maximálním zatížení (homogenní tažnost), počáteční délka zkoušené oblasti 80 mm	%
R_m	Smluvní mez pevnosti	$N \cdot mm^{-2}$
$R_{p0,2}$	Smluvní mez kluzu (0,2 % deformace)	$N \cdot mm^{-2}$
ε	Poměrné prodloužení	-
n	Exponent deformačního zpevnění	-
r	Součinitel plastické anizotropie	-
E	Modul pružnosti v tahu (Youngův modul)	$N \cdot mm^{-2}$
σ_0	Napětí na mezi kluzu	$N \cdot mm^{-2}$

1 Úvod

V automobilovém průmyslu je kladen stále větší důraz na rychlejší, produktivnější, efektivnější výrobu karosářských výlisků. Roste produktivita práce a počet vyráběných komponent automobilů. Z hlediska emisních limitů roste požadavek na snižování hmotnosti karoserie, požadavky emisních limitů se nařízením Evropské komise (EK) postupně zpřísňují. Dříve (od roku 2015) platil limit 130 g CO₂/100 km, což u spalovacích (zážehových) motorů odpovídá spotřebě 5,56 l/100 km a u vznětových motorů spotřebě 4,85 l/100 km, ale po roce 2020 musí evropští výrobci vyrábět automobily s průměrnou spotřebou 95 g CO₂/ km, což u benzinových motorů odpovídá spotřebě 4,06 l/100 km a u dieselových motorů spotřebě 3,54 l/100 km. Automobilky nastavením těchto emisních limitů musí snížit spotřebu svých aut bezmála o 30 %. Limitní hodnota 95 g CO₂/100 km od roku 2020 je stanovena pro průměrně těžký automobil o hmotnosti 1400 kg.[1], [2], [3]

Snižování hmotnosti vozu je možné docílit několika způsoby, např. zmenšením velikosti celé karosérie, snížením hmotnosti interiéru a motorového prostoru nebo snížením hmotnosti karosářských výlisků, což lze realizovat zmenšením tloušťky plechů pro stavbu karoserie. Zatímco první 3 možnosti jsou pro zákazníka neatraktivní nebo to není možné z hlediska požadavků na pasivní bezpečnost, snížení hmotnosti karoserie lze dosáhnout použitím materiálů o vyšší pevnosti a menší tloušťce (pro zachování stejné tuhosti/pevnosti karoserie), případně je možné použití materiálů s nižší hustotou (např. slitiny hliníku, použití polymerních a kompozitních materiálů apod.).

Každá z těchto uvedených možností má však nějaká svá omezení, která ovlivňují možné nasazení do sériové produkce. Obecně dalším problémem je vlastní výrobní proces velkoplošných dílů karoserie, který je ovlivňován tvarovou složitostí, požadavkem na snižování hmotnosti výsledného dílu, ale také vyšší produktivitou práce, která vyžaduje vyšší výrobní takt. S rostoucím výrobním taktém se pojí problém vyššího počtu neshodných výlisků, což jde proti požadavku na zvyšování produktivity práce.




Hlavní motivací vzniku disertační práce je zvýšit úroveň znalostí chování materiálu používaného pro výrobu velkoplošných výlisků při procesech tváření, které odpovídají vyšším taktům výrobního procesu.

2 Materiálový koncept karoserie automobilů

V současné době je kladen daleko větší důraz na bezpečnost a ekologii automobilů. Výrobci se snaží snižovat hmotnost automobilů, která má klíčový vliv na spotřebu paliva a následně i množství produkovaných emisí, ale i na jízdní vlastnosti automobilu. Zároveň však musí zachovat či zvýšit pevnost konstrukce karoserie pro dosažení požadavků pasivní bezpečnosti [2]. Snahou automobilového průmyslu je tedy výroba co nejlehčí a zároveň co nejpevnější konstrukce karoserie, s ohledem na náklady. Volba materiálu však bude zásadně ovlivňovat následné technologické kroky, jako je spojování jednotlivých dílů do sestavy karoserie automobilu, její tuhost, korozní odolnost a chování v případě havárie. Pro výrobu velkoplošných dílů karoserie se dnes používají nejčastěji plechy ocelové pozinkované nebo hliníkové, nejčastěji v rozmezí tlouštěk 0,6 ÷ 0,8 mm. [3], [4]

V posledních letech došlo v oblasti použitých materiálů ke značnému vývoji, a to zejména z důvodu navýšení torzní tuhosti karoserie a redukce její hmotnosti. Jako příklad lze uvést automobil ŠKODA Octavia, u kterého lze pozorovat vývojový skok mezi generacemi. V Tabulka 2.1 je uveden rozdíl hmotností a rozměrů mezi jednotlivými generacemi ŠKODY Octavia [4]

Tabulka 2.1 Přehled hmotnosti karoserie ŠKODA Octavia [3], [4]




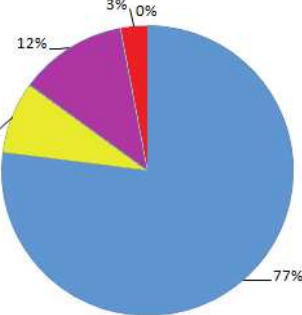
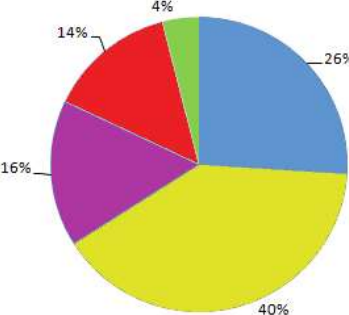
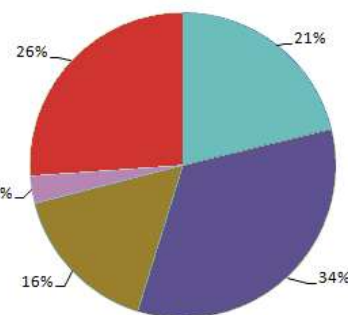
Octavia I		Octavia II	Octavia III
			
Délka	4507	4569	4659
Šířka	1731	1769	1814
Šířka včetně zrcátek	1984	2018	2017
Výška	1431	1462	1461
Rozvor	2512	2578	2686
Rozchod přední/ zadní	1513/1949	1541/1514	1549/1520
Rok výroby	1996 ÷ 2010	2004 ÷ 2012	2012 ÷ 2020
Váha karoserie: 348 kg	Váha karoserie: 373 kg	Váha karoserie: 348 kg Úspora proti OCTAVIA II: 6,7 % hmotnosti -0,34 g/km CO ₂	

Nárůst rozměrů vozů ŠKODA Octavia přináší větší komfort posádky, ale především větší bezpečnost. Zvětšení karoserie umožnilo rozšíření deformačních zón v čelní, zadní i boční části vozu. Zvětšila se velikost plochy určené pro posádku a pravděpodobnost zachování dostatečně velkého prostoru pro přežití v případě nárazu.

Z Tabulka 2.2 je patrné, že karoserie vozidla je sestavena z více materiálů, neboť na různé části karoserie jsou kladeny odlišné požadavky. Například u přední části karoserie nebo u bezpečnostních částí (B sloupek), kde hrozí největší nebezpečí v okamžiku nárazu, jsou použity materiály o vyšší pevnosti. Dále jsou používány materiály, které vykazují tzv. BH efekt, tj. dodatečné zpevnění (nárůst 30-

70 MPa) tvářeného materiálu následným tepelným zpracováním. Naopak materiály s nižší pevností se umísťují do zadní části vozidla, kde potenciální nebezpečí nárazu je menší, nebo jsou použity pro nejsložitější a největší díly karoserie automobilu.

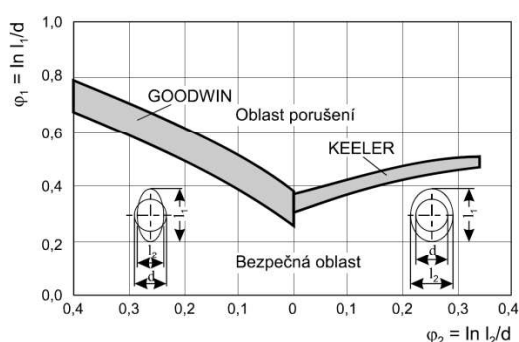
Tabulka 2.2 Přehled materiálového modelu karoserie ŠKODA Octavia [3], [4]

Octavia I			Octavia II		Octavia III		
							
							
Materiál	Mez kluzu [MPa]	[%]	Mez kluzu [MPa]	[%]	Materiál	Mez kluzu [MPa]	[%]
běžné hlubokotažné plechy (LSS)	0 ÷ 220	77	0 ÷ 220	26	běžné hlubokotažné plechy (LSS)	<200	21,2
standardní pevnostní plechy	220 ÷ 300	8	220 ÷ 300	40	Vysokopevnostní plechy (HSS)	200 ÷ 400	33,6
Vysokopevnostní plechy (HSS)	300 ÷ 500	12	300 ÷ 500	16	ultrapevnostní plechy (UHSS)	400 ÷ 700	16,2
ultrapevnostní plechy (UHSS)	550 ÷ 1400	3	550 ÷ 1400	14	speciální vysokopevnostní ocel (AHSS)	700 ÷ 1000	2,9
desky „Tailored-Blanks“	Laserové svařené plechy	0	Laserové svařené plechy	4	za tepla tvářené vysokopevnostní oceli (PHS)	1000 ÷ 1200	26,1

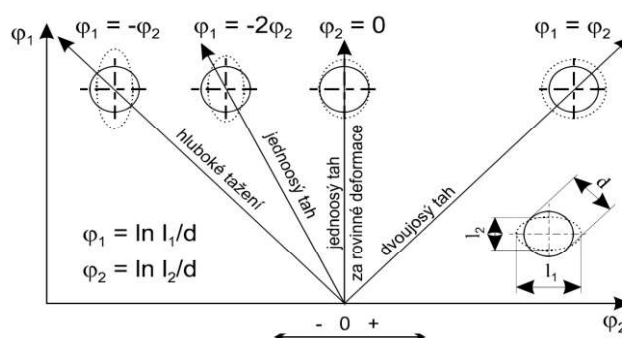
3 Zásoba plasticity materiálu

Základní vlastností materiálu z pohledu procesu tváření je jeho zásoba plasticity. Je to vlastnost, která ukazuje míru možné deformace materiálu, aniž by došlo k porušení materiálu (ztrátě stability). Tvářitelnost vychází ze zásoby plasticity, je však ovlivňována řadou okrajových podmínek působících na materiál v průběhu procesu tváření. Mezi tyto okrajové podmínky řadíme fyzikálně metalurgické faktory (chemické složení, struktura, tepelně aktivované děje apod.), termomechanické činitele (teplota tváření, deformační rychlost, velikost deformace a historie tváření), napěťový stav (stav napjatosti, přídatná napětí, tření) a technologické podmínky procesu tváření (tvar a drsnost tvářecích nástrojů). [5]. [6]

Jedním z nejpoužívanějších způsobů vyjadřování zásoby plasticity materiálu je pomocí FLD diagramu (Forming Limit Diagram, viz Obrázek 3.1).

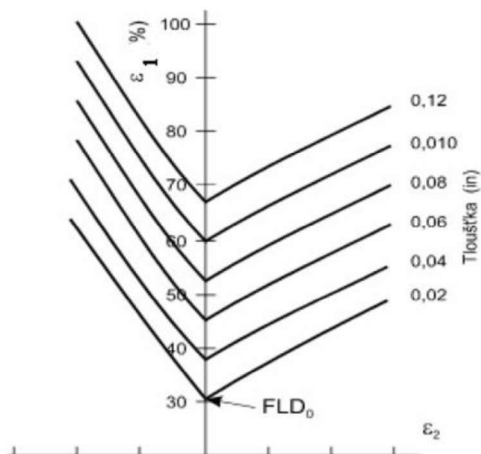


Obrázek 3.1 KEELER-GOODWINŮV limitní diagram ve skutečných deformacích [6]

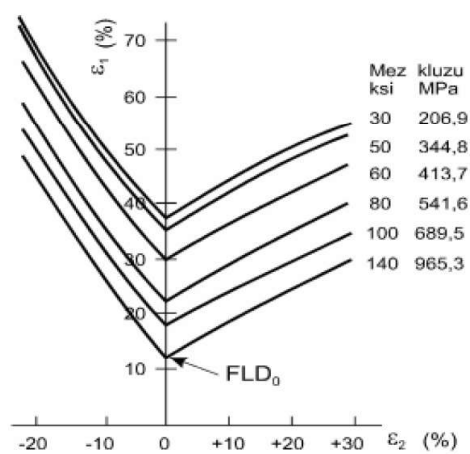


Obrázek 3.2 Typické deformační stopy při plošném tváření [6]

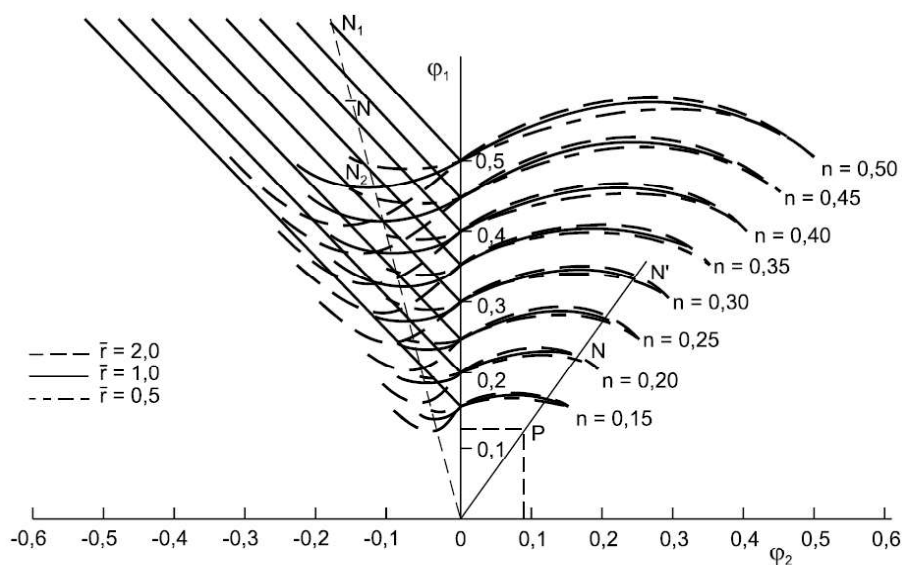
Diagram ukazuje při různých stavech deformace okamžik vyčerpání zásoby plasticity, který se projevuje ztrátou stability porušením [6]. V diagramu je FLC (Forming Limit Curves) křivkou rozdělena oblast bezpečného tváření bez rizika porušení materiálu (pod křivkou), oblast nad křivkou prezentuje deformaci, při které dochází k porušení materiálu (je vyčerpána zásoba plasticity). FLC křivka tedy prezentuje oblast, kdy dochází obvykle k porušení materiálu. Pro většinu materiálů je průběh FLC křivky tvarově podobný, rozdíl je však v místě položení křivky ve vztahu k velikostem deformace a tzv. její rozevření. Podle literatury platí, že čím větší je tloušťka materiálu, čím vyšší jsou hodnoty exponentu deformačního zpevnění a tím větší je i zásoba plasticity, křivka FLC postavená výš (viz Obrázek 3.3 a Obrázek 3.5). S rostoucí hodnotou meze kluzu se poloha FLC posouvá směrem níž, zásoba plasticity je menší (viz Obrázek 3.4). FLD diagram je možné sestavit na základě technologických a mechanických zkoušek [5], [6]; [7]



Obrázek 3.3 Závislost polohy FLC na tloušťce materiálu [6]



Obrázek 3.4 Závislost polohy FLC na mezi kluzu [5]



Obrázek 3.5 Závislost polohy FLC na \bar{r} a n [5]

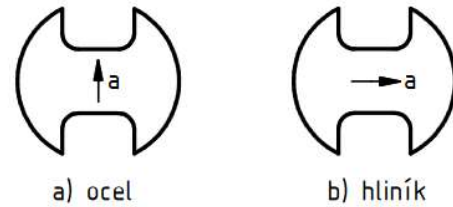
3.1 Metody ověřování zásoby plasticity

Zásobu plasticity lze ověřovat různými druhy zkoušek. [6] Jednou z nejčastěji používaných zkoušek je zkouška dle Nakajimy, která je definována normou ČSN EN ISO 12004-2. V normě je popsána nejen metoda vyhodnocování dle Nakajima, ale také metoda dle Marciniaka. [8]

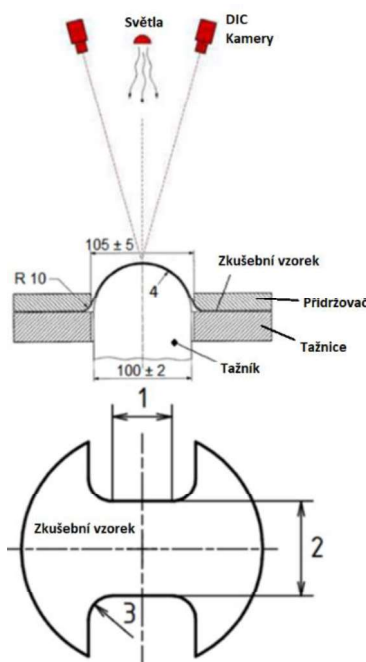
Metoda dle Nakajimy je založena na principu deformování zkušebních vzorků různých geometrií do vzniku trhliny (Obrázek 3.7) za použití polokulového tažníku o průměru 100 ± 2 mm. Norma definuje podmínky platnosti zkoušky, kdy porušení vzorku musí nastat v určité vzdálenosti od vrchlíku tažníku (hodnota je závislá na průměru použitého tažníku, pro průměr tažníku 100 mm je poloha trhliny max. 15 mm od vrchlíku). K dosažení polohy trhliny je tedy doporučeno použít vhodné mazivo. Pro účely této disertační práce, v souvislosti se snížením tření, je používán pojem tribologický systém. Tribologický systém se nesmí během měření jedné specifické FLC křivky měnit. Princip a schéma zkoušky je zobrazen na Obrázek 3.7. [8]

Norma ČSN EN ISO 12004-2 [8] definuje geometrii a způsob přípravy zkušebního tělesa. Měření je určeno pro rovinné kovové polotovary o tloušťce mezi 0,3 mm a 4 mm. Doporučuje se používat vzorky se středovým rovnoběžným dříkem delším než 25 % průměru tažníku. Pro průměr tažníku 100 mm to znamená přednostní délku dříku 25 až 50 mm a poloměr zaoblení 20 až 30 mm viz Obrázek 3.9. [8]

Důležitým faktorem je také směr dříku ve vztahu ke směru válcování plechu viz Obrázek 3.6. Pro hliníkové polotovary se volí dřík rovnoběžný se směrem válcování, u ocelových materiálů se ve většině případů volí dřík kolmý ke směru válcování. [8]



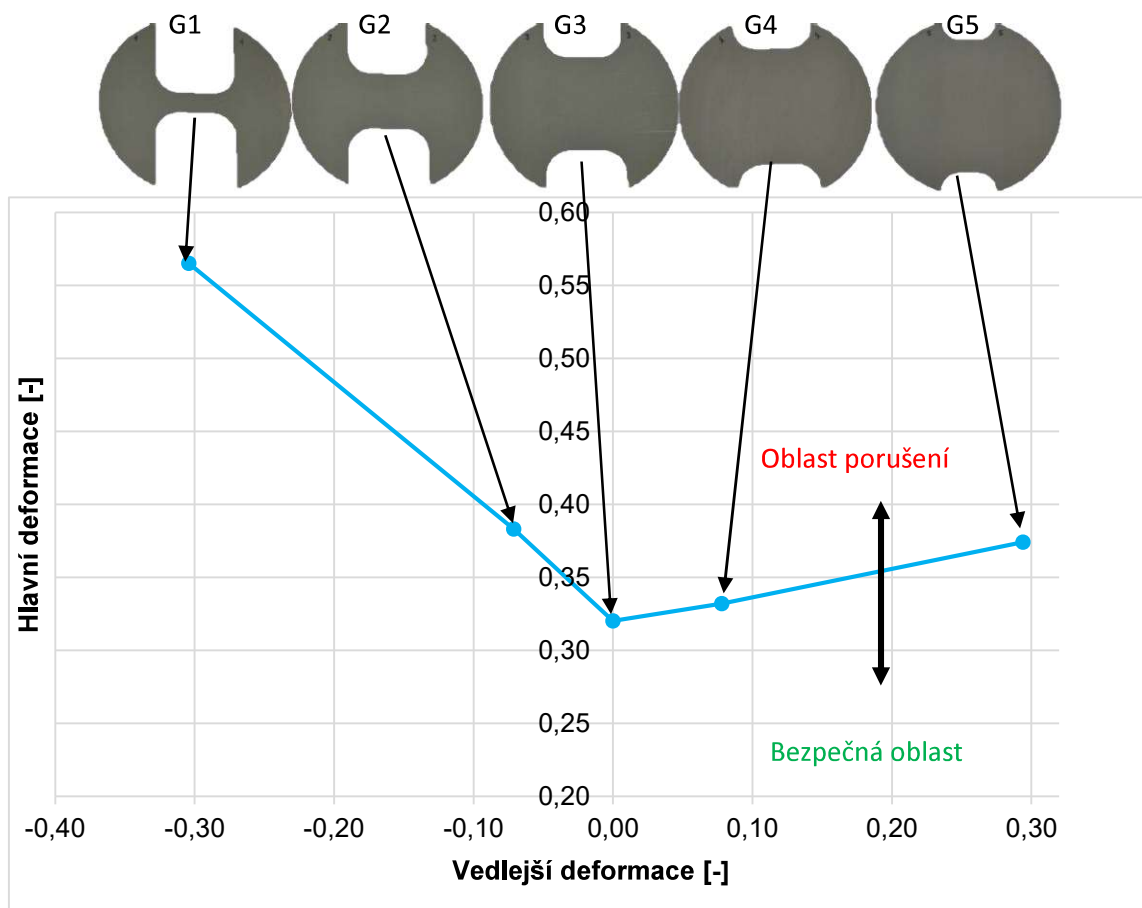
Obrázek 3.6 Orientace válcování na FLC vzorku dle normy EN ISO 12004-2 [8]



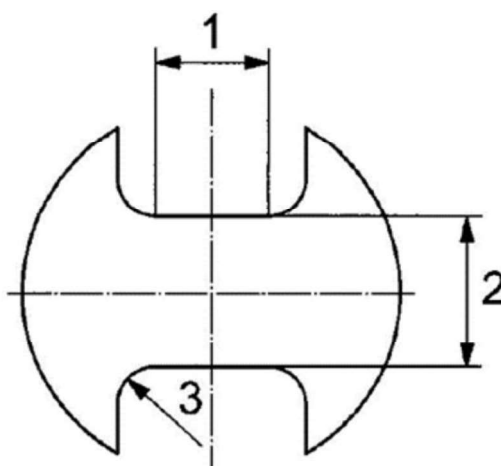
Obrázek 3.7 Schéma zkoušky podle Nakajimy (ČSN EN ISO 12004-2) s univerzálním testovacím stroje BUP600 a bezkontaktní měřícím systémem ARAMIS

K získání kompletní křivky mezní tvářitelnosti norma doporučuje minimální počet bodů v levé i pravé části. Jeden bod by se měl nacházet na svislé ose diagramu. Každý bod je prezentován jednou geometrií zkušebního tělesa, norma tedy doporučuje nejméně pět geometrií zkušebního tělesa (viz Obrázek 3.8)

Je doporučeno rovnoměrné rozmístění křivky mezní tvářitelnosti od jednoosého do dvojosého stavu shodné tahové deformace. Pro každou geometrii je pak potřeba tolik zkušebních těles, aby se dosáhlo nejméně tří platných měření (vzorků, u kterých došlo k lomu ve vzdálenosti nedosahující 15 % průměru tažníku od vrcholu zkušební vzorku). [8]



Obrázek 3.8 Poloha jednotlivých geometrií na FLD diagramu



Obrázek 3.9 Geometrie vzorků pro měření FLC křivek

- 1) Délka dříku je závislá na průměru použitého tažníku, pro tažník o průměru 100 mm by se měla délka dříku pohybovat v rozmezí 25 ÷ 50 mm.
- 2) Šířka dříku je určena polohou geometrie v rámci FLC.
- 3) Poloměr zaoblení by se měl pohybovat v rozmezí 20 ÷ 30 mm. Vnější průměr není specifikován, a proto byl určen podle průměru přidržovače.

4 Problematika zvýšené tvářitelnosti (Enhanced FLC)

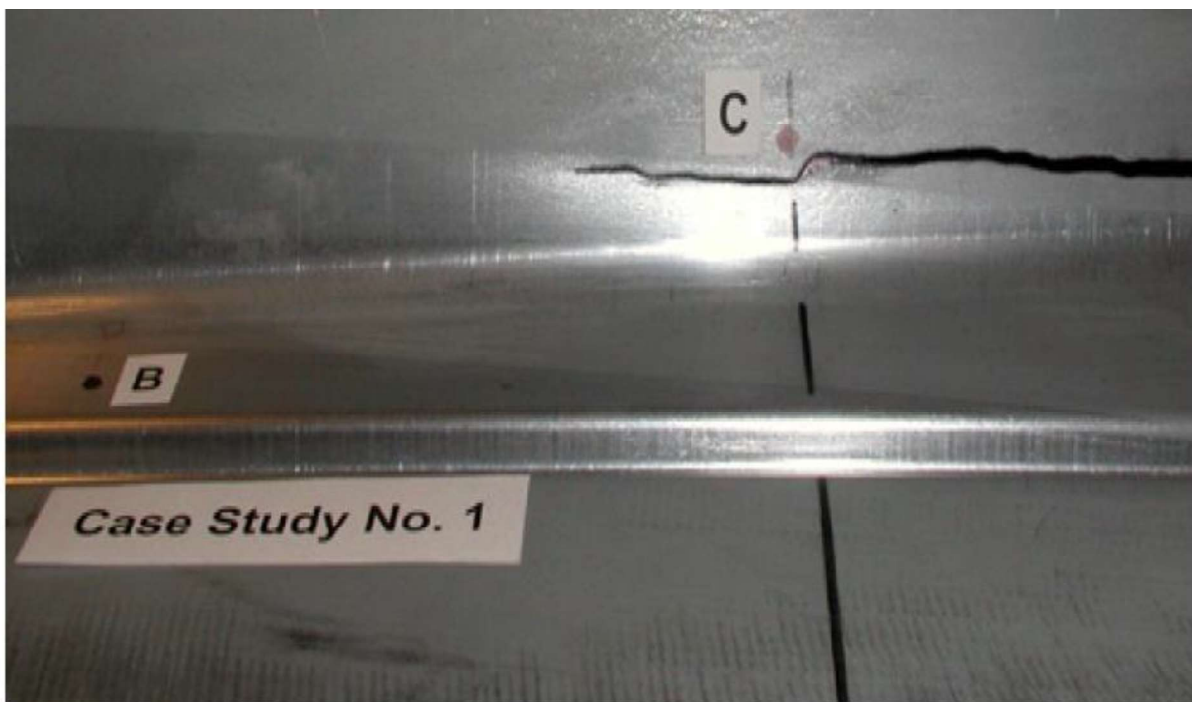
V rámci provozu automobilových lisoven je pozorován jev zvýšené tvářitelnosti, který byl blíže popsán v [9], [10]. Jedná se o praktické články z provozu lisoven, jež byly provedeny ve spolupráci s dodavateli automobilových materiálů na přelomu 20. a 21. století. Výzkumné články [9], [10] pojednávají o vlivu nelineárního zatížení materiálu na výslednou tvářitelnost tenkých plechových dílů, neboť v průběhu lisovacího procesu dochází k častým změnám deformační dráhy. Změny mohou být postupné, například v důsledku toho, jak se kov přetváří (teče) lisovacím nástrojem, či náhlé, a to v případě, kdy dochází k přesunu pracovního kusu z prostoru nářadí jedné operace do druhé. Pozorování z provozu lisoven ukazují vliv deformační cesty na výslednou tvářitelnost, kdy se v oblastech přístřihu bez lokalizovaných trhlin vyskytují deformace značně nad přijatelnými mezemi zásoby plasticity, které jsou prezentovány diagramem mezních přetvoření (FLD). Zároveň je pozorován jev, kdy dochází k porušení plechu v oblastech, kde jsou deformace značně pod hodnotami mezních deformací.

Výzkum [9][11] ukazuje, že změna v dráze deformace během lisování dílů způsobuje vznik případů, kdy FLD pro materiál v dodaném stavu nedokáže vhodně aproximovat deformační chování materiálu a předpovídat možné porušení. Velké množství těchto porušení vzniká v oblastech tvarových prolisů, jako jsou reliéfy, znakové čáry nebo výztužná žebra. Vliv deformace a následného vyrovnání v důsledku průchodu materiálu přes oblast brzdné lišty rovněž popisuje školící příručka pro provoz lisoven dle amerického konsorcia Auto/Steel Partnership. Výzkum dle Grafa a Hosforda zkoumá tento jev blíže na hliníkové slitině AL 6111 T4, neboť v případě hliníku je problematika těchto tvarových prolisů o to důležitější. Článek dále zkoumá vliv změny deformační cesty slitiny hliníku a vychází z dřívějšího výzkumu Grafa a Hosforda [11], [12].

Zejména tlak na zvýšení konzistence produktivity z hlediska míry odpružení, distribuce deformace a maximálního přípustného ztenčení dílů automobilové karoserie motivoval výše uvedený výzkum, a to ve snaze blíže pochopit průběh deformace materiálu, který prochází brzdou lištou. Z výzkumu vyplývá, že deformace brzdými lištami skutečně zvyšuje dosažitelnou míru napjatosti (vypínání) daného plechového přístřihu, ale v oblasti brzdných lišt dochází ke vzniku takzvaného zvýšeného efektu křivek mezního přetvoření (FLC). Pro přesnou aproximaci chování materiálu v této oblasti je tedy běžně získaná experimentální FLC nevhodná, neboť nebere v potaz existenci tohoto jevu. [9]

Keeler [9] v rámci svého výzkumu prezentuje několik praktických případů, kdy konvenční vyhodnocení dle lineární křivky mezních přetvoření (FLC) predikuje porušení materiálu. Studie zejména pozorují chování materiálu v oblasti brzdných lišt, kde je materiál za studena deformován a znovu vyrovnán.

Níže jsou uvedeny (Obrázek 4.1 a Obrázek 4.2) vybrané případy z provozů lisoven dle Keelerovy studie, které vhodně demonstrují zkoumanou problematiku. V prvním případě se jedná o výlisek vnější strany kapoty, na kterém jsou zřetelně označeny oblasti B a C. V těchto oblastech je blíže měřena hlavní deformace a míra ztenčení.[9]



Obrázek 4.1 - Fotografie vnější strany kapoty s kovem protaženým skrz brzdné lišty v místě B a roztrženým kovem neprotáhnutým přes brzdnu lištu v místě C. [9]

Dle provedených měření dosahuje míra ztenčení v oblasti B 25,7 %, což je hodnota, která se dle konvenční křivky FLC nachází v oblasti nad křivkami FLC, a mělo by zde tedy docházet k porušení. Dle Obrázek 4.1 je rovněž patrné i daleko větší protváření materiálu v oblasti B oproti oblasti C. Na příkladu je tak naprosto jasně demonstrován vliv nelineární deformační cesty na tvářitelnost tenkých plechových dílů. [9]

Pro tuto případovou studii pak Keelerův výzkum [9] přichází s následujícími závěry:

- 1) Největší naměřená deformace (hlavní nebo tloušťková) není vždy ta, která způsobí porušení.
- 2) U ocelových plechů, které byly podrobeny silnému ohýbáním a vyrovnání pomocí brzdných lišt, je třeba na původní měření aplikovat korekční faktor, aby bylo možné vypočítat správnou bezpečnostní rezervu.
- 3) Ocelové plechy, které nebyly vystaveny ohybu a roztažení přes brzdící drážku, selhaly při deformačních stavech předpovězených tradiční analýzou FLC.

V rámci druhého vybraného případu je prezentován blatník, který byl analyzován pro účely přepracování, neboť dle simulace vycházela oblast A v oblasti porušení, tedy deformace nad FLC křivkou. Tento případ je blíže znázorněn na Obrázek 4.2. [9].



Obrázek 4.2 - Výlisek, který by dle konvenční FLC měl prasknout [9]

Na prezentovaném výlisku nebyly pozorovány žádné vady, avšak zákazník byl znepokojen tím, že velikost deformace v tomto místě je značně nad křivkami FLC. Nicméně vzhledem ke skutečnosti, že materiál byl protažen přes brzdné lišty, se autoři práce rozhodli nebrat tuto skutečnost v potaz. [9]

Na základě znalostí z předchozího výzkumu dle [10] a dle provedených vlastních experimentů Keeler uvádí, že ztenčení v důsledku ohnutí a vyrovnání skrze brzdnu lištu, přes tažník s minimální vůlí či přes matriční rádius má přibližně vliv 40 % na možnosti vzniku porušení oproti běžnému vypínání plechu. Experimentální měření v rámci Keelerova výzkumu zejména spočívalo v pozorování míry deformace v důsledku ohnutí a následného vyrovnání, které bylo primárně řízeno pomocí geometrie brzdnych lišt a velikostí matričního poloměru. [9]

4.1 Chování materiálů za různých podmínek zatížení – vliv nelineární deformační cesty

V [13] bylo zkoumáno mechanické chování vysokopevných vícefázových ocelí DP600, DP800 a CP800 o tloušťce plechu 1 mm, a to za různých podmínek deformace. V průběhu výzkumu byly provedeny dílčí experimentální zkoušky, jednoosá zkouška tahem, zkouška tlakem vrstvy a zkouška vyboulení. Experimenty byly provedeny za účelem stanovení plastických vlastností materiálu, kterými je také například součinitel plastické anizotropie či exponent deformačního zpevnění. Tvářecí chování je pak vyhodnoceno pomocí optického měření velikosti deformace. Pro účely zkoumání vlivu anizotropie byly vzorky vytvořeny s úhlem 0° , 45° a 90° vůči směru válcování plechu. [13], [14]

Výsledky prezentované v článku [13] ukazují, že podmínky zatížení výrazně ovlivňují plastickou odezvu materiálu z hlediska rychlosti deformačního zpevnění a úrovně napětí. S ohledem na využití numerických simulací při návrhu výrobního procesu je pro přesnou aproximaci tvářecího procesu nutné zajistit materiálový model, který bude brát chování v potaz. [13], [14]

Chování vysokopevných ocelí a efektivní determinace jejich křivek mezního přetvoření stále představují aktuální vývojové směry. Ve studii [15] byly provedeny experimentální a numerické analýzy diagramu mezního přetvoření (FLD) a mezního diagramu napětí při tváření (FLSD) pro dva plechy z pokročilé vysokopevnostní oceli (AHSS), a to dvoufázové oceli DP780 a oceli s transformačně indukovanou plasticitou TRIP780. Výzkumná studie se opírá o dřívější poznatky, jež vyplývají z Keelerova

výzkumu či z článku [16]. Metodika experimentu spočívá ve stanovení křivek mezního přetvoření pomocí Nakajimovy zkoušky tvářitelnosti. Následně byly provedeny analytické výpočty FLD i FLSD na základě modelu Marciniak Kuczynsky (MK). Křivky FLSD byly rovněž vypočteny na základě experimentálních údajů FLD pro obě zkoumané oceli. Pro popis plastického chování těchto vysokopevných ocelí byla použita různá kritéria meze kluzu, a to von Misesovo, Hillovo 48 a Barlat2000 (Yld2000-2d). V rámci experimentu byly brány v potaz jak Swiftovy, tak modifikované Voceovy zákony deformačního zpevnění. Tento postup umožnil studovat vlivy konstitutivních modelů meze kluzu na numericky stanovené FLD a FLSD vzhledem k těm, které vyplývají z experimentálních dat. Na závěr studie byly provedeny zkoušky rozšiřování otvoru (Hole Expansion Test), a to s cílem ověřit různá kritéria porušení. Výsledky pak primárně ukazují, že mezní křivky tvářitelnosti založené na napětí mohou chování obou vysokopevných plechů popsat přesněji než v případě mezních křivek, které jsou založené na deformaci.[15], [16]

4.2 Predikce křivek mezního přetvoření (FLC)

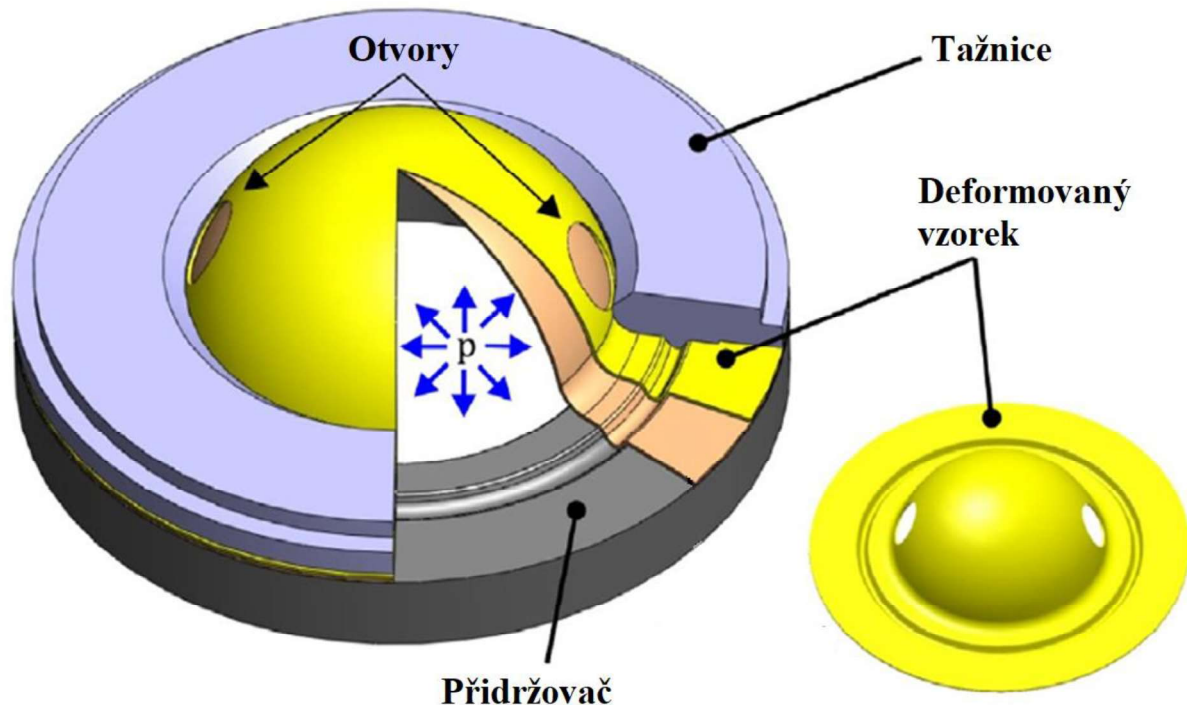
Křivky mezního přetvoření (FLC) představují široce užívaný materiálový model pro účely predikce vzniku porušení při simulacích tvářecího procesu tenkých karosářských plechů. Proces experimentálního stanovení těchto křivek pro jednotlivé materiály však představuje finančně a časově poměrně náročnou záležitost. V případě těchto experimentů zároveň nevyhnutelně dochází k nežádoucímu rozptylu dat, a to v důsledku odchýlení od přesných experimentálních podmínek. Za účelem kompenzace těchto nedostatků bylo vyvinuto několik alternativních modelů, jejichž účelem je teoretické vyhodnocení křivek mezního přetvoření (FLC).

Mezi nejvíce používané modely pro účely popisu ztenčování tenkých plechových dílů při výrobním procesu v první řadě patří křivka mezních přetvoření (FLC) navržená Keelerem a Backhofenem. Křivka definuje horní hranici deformace, kterou mohou plechy dosáhnout před vznikem lokalizovaného ztenčení, a to v důsledku působení deformace po lineárních drahách od jednoosého tahu až po rovnoosý tah. Po zavedení FLC byl navržen model Marciniak-Kuczynski (MK), jenž byl založen na hypotéze existujících vad, které se v materiálu vyskytují. Tyto nedokonalosti představují geometrickou nehomogenitu v podobě drážky s mírně sníženou tloušťkou při analýze mezních ztenčení. Model MK byl poprvé vyvinut k předpovědi pravé strany FLC a dále rozšířen pomocí Hutchinson-Needlemanova modelu, aby pokryl i levou stranu FLC. MK model našel široké uplatnění zejména při predikci mezních přetvoření během zatěžování pomocí nelineárních deformačních drah s přihlédnutím ke smykovému napětí.[17], [18]

Pro experimentální určení křivek FLC zmiňuje publikace [17] běžně používané zkoušky dle Marciniaka a Nakajimy. Kromě těchto testů zmiňuje publikace i novou metodu zkoušení mezních přetvoření, a to pomocí zkoušky, kterou navrhl Banabic a kolektiv [19]. Zkouška je navržena tak, aby došlo ke snížení tření mezi razníkem a plechovým vzorkem při zkoušce dle Nakajimy. Tření vede k porušení vzorku v polární oblasti a následně vede k relativně lineárním průběhům deformace. Výhodou tohoto testování tedy je, že vzorek může být namáhán podle libovolné lineární nebo nelineární deformační cesty, čímž umožňuje zkoumat účinky nelineárního deformačního procesu na mezní hodnoty přetvoření. Zkušební postup tak poskytuje možnost zkoumat celý rozsah deformace specifický pro procesy tváření plechů. Zařízení pro její provedení je jednoduché a zároveň při ní dochází k omezení parazitních vlivů vyvolaných třením, kterým může být i výskyt ztenčování v polární oblasti. Srovnání FLC

stanovených novým postupem a Nakajimovou zkouškou ukazuje na relativně malé rozdíly. [17], [19], [20]

Schématické znázornění této nové zkoušky tvářitelnosti dle Banabica a spol. lze pozorovat na Obrázek 4.3

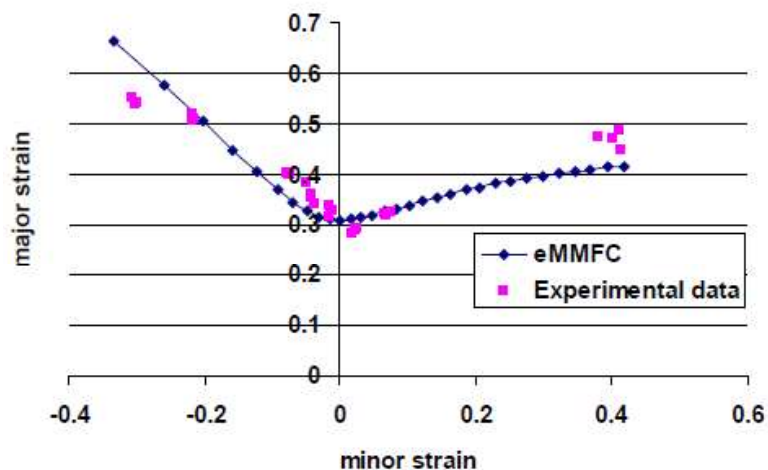


Obrázek 4.3 - Schématické znázornění nové zkoušky tvářitelnosti dle [19]

4.2.1 Predikční modely – eMMFC, GFLC

Jedním z nově vyvinutých modelů je například model modifikovaného kritéria maximální síly (MMFC) z roku 1994 od Marciniak – Kuczynski. Tento model bere v potaz nedokonalost rozměru tloušťky, lze jej snadno implementovat do softwaru na bázi metody konečných prvků a zároveň jej lze využít pro vyhodnocení nelineárních deformačních cest. Výzkum [21] zkoumá myšlenku tohoto modelu, dále rozvíjí a bere v potaz vliv tloušťky a zakřivení tenkého plechu. Na základě výzkumu [21] se pak stanovuje vylepšený model modifikovaného kritéria maximální síly (eMMFC). Prezentovaný teoretický model modifikovaného kritéria maximální síly (MMFC) je založen na myšlence, že pokud v materiálu dochází ke ztenčování, pak dochází ke změně napětí do stavu rovinného zatížení. Transformace má za následek zpevnění materiálu a oddálení vzniku trhliny. Klíčovým parametrem pro vyhodnocení křivek mezního přetvoření (FLC) pomocí modelu MMFC je znalost křivek deformačního zpevnění a hodnoty meze kluzu pro daný materiál.

Srovnání výsledků metody vylepšeného modifikovaného kritéria maximální síly s hodnotami experimentálního měření křivky mezních přetvoření (FLC) pro ocelový plech o tloušťce 0,8 mm lze pozorovat na následujícím Obrázek 4.4



Obrázek 4.4 - Srovnání modelu eMMFC a experimentálně naměřených dat pro ocelový plech

V rámci studie [22], [23] byl proveden výzkum chování vysokopevných ocelí HC300X, HC450X, v podmínkách nelineárního průběhu deformačního zatížení. Byl tedy zkoumán vliv nelineární deformační dráhy na křivky mezních přetvoření těchto materiálů. V rámci výzkumu [23] je pak stanoven matematický model, takzvaný koncept mezního přetvoření (GFLC). Hlavní myšlenka konceptu spočívá v metamodelování s parametrizací bi-lineárních přírůstků deformace. Koncept řeší, že míra ztenčování je vhodná fyzikální veličina pro identifikaci místa lokálního ztenčování. Vysoká míra ztenčování bude v místech malých smykových pásů, kde dochází ke koncentraci zbývající plastické deformace, naopak mimo tyto pásy bude míra ztenčování prakticky konstantní. Tohoto efektu pak využívá algoritmus pro identifikaci počátku materiálové nestability. Navržená úprava parametrizace umožňuje vyhodnocení tvářitelnosti pro vícestupňovou deformační historii s neomezeným počtem tvářecích směrů. Uvedený výzkum tedy stanovuje teoretickou metodu vyhodnocení křivek mezního přetvoření (FLC) pomocí takzvaného GFLC konceptu, který umožňuje stanovit zbývající tvářitelnost materiálu v případě náhodných nelineárních deformačních cest pro vysokopevnou ocel HC300X, což je ověřeno komparací s experimentálně naměřenými daty pro příslušný materiál. [22], [23]

V průběhu let bylo zkoumáno rozmanité využití těchto matematických modelů. Jedním z příkladů aplikace je výzkum dle [24], který spočívá zejména ve využití konceptu GFLC ke kompenzaci dvouosého předtvarění a následného určení lineární křivky mezních přetvoření (FLC). Vstupními parametry jsou křivky mezních přetvoření získané pomocí metod dle Nakajimy a Marciniak pro materiál HC340LA ve formě přístřihu plechu o tloušťce 0,8 mm. Naměřená data jsou inverzně vyhodnocena pomocí konceptu GFLC a následně byla pomocí vhodné optimalizační strategie stanovena aproximace lineární křivky FLC. V rámci výzkumu není tedy zobecněný koncept mezního přetvoření použit pro zjištění zbývající tvářitelnosti, ale naopak je aplikován inverzně na naměřená data za účelem stanovení ideální lineární FLC křivky. Metoda tak umožňuje stanovit křivku vhodnou pro snadné použití v prostředí numerických softwarů, jako je např. Autoform bez potřeby pokročilých a složitých materiálových modelů.[24]

Oba výše uvedené matematické modely (eMMFC, GFLC) tak dle dokládáného výzkumu umožňují teoretickou predikci křivek mezních přetvoření (FLC), čímž umožňují snížit časovou a finanční náročnost oproti experimentálnímu stanovení.

4.3 Bližší výzkum matematických modelů (eMMFC, GFLC, PEPS)

Pozornost v [21] se zaměřuje na problematiku lokalizace deformace, která v případě tváření plechů představuje zdroj katastrofálního porušení integrity. Jako důvod uvádí autoři nedostatečnou kapacitu běžných křivek mezního přetvoření (FLC) k predikci chování materiálu v podmínkách nelineárního zatížení. Primární účel výzkumu pak spočívá v opětovném výzkumu koncepce modifikovaného kritéria maximální síly (MMFC) a ve snaze jej rozšířit na distorzní modely zpevnění. Této skutečnosti je dosaženo pomocí oddělení formulace kritéria od funkce plasticity, což umožňuje obecnou aplikaci této metodiky na predikci křivek mezního přetvoření (FLC) při náhodných podmínkách zatížení. Výzkum mimo jiné navazuje o poznatky dle článků [25], [26].

V případě nelineárních zatížení poskytuje model MMFC výsledky kvalitativně shodné s literaturou na téma tvářitelnosti při nelineárních deformačních cestách. Potvrzuje například poznatek dle publikací (Barata da Rocha and Jalinier, 1984 [27] a Hiwatashi et al., 1998 [28]), kdy v případě značného dvouosého předpětí následovaného jednoosým tahem dojde téměř okamžitě ke vzniku ztenčování. Skutečnost platí i v případě, že je bráno v potaz isotropní vytvrzování. V případě distorzního vytvrzování dle modelu MMFC vykazuje ocel DC05 prakticky nulový vliv na tvářitelnost, oproti tomu hliníková slitina AA6016 vykazuje zvýšení tvářitelnosti. Autoři přisuzují tuto skutečnost latentní kontrakci, která zpočátku způsobuje zvýšenou rychlost zpevnění po změně dráhy zatížení. Pro predikci distorzního vytvrzování je tak model limitován pro hliníkovou slitinu AA6016.[21], [25], [26]

Účel výzkumu [29] spočívá ve stanovení nového matematického modelu pro neproporciální zatížení v podmínkách rovinného zatížení. Opírá se zejména o poznatky ze studií[21], [30], [31], [32]. Výsledkem modelu je přístup, který má snížit množství experimentálních měření nutných pro stanovení zobecněného konceptu mezního přetvoření (GFLC) a zároveň prezentuje numerický přístup k výpočtu linearizované křivky mezních přetvoření (FLC) na základě experimentálních měření dle Nakajimy. Navržený model je zároveň analyzován v porovnání s diagramem polární efektivní plastické deformace (PEPS) a vylepšeným modifikovaným kritériem maximální síly. Získané poznatky jsou v případě PEPS zejména porovnávány vůči výzkumu [30] Stoughtona a Yoona, kteří přistoupili ke křivkám mezního přetvoření z pohledu mezních stavů napětí. V rámci své studie stanovili hlavní parametry, které následně uvažují v deformačních prostorech a na jejich základě navrhují nový typ mezního diagramu tváření. Tento diagram (PEPS) je tedy založen na reprezentaci efektivní polární deformace a disponuje výhodami ukazatelů napětí i deformace.[29], [30]

Ověření výzkumu [29] Hippkeho, Berishy a Hory je provedeno pomocí experimentálního měření vzorků dle Nakajimy, kdy byly zaznamenány dráhy zatížení, jež slouží k validaci drah předpovězených dle PEPS, eMMFC a nově navrženého matematického modelu.[21], [29], [30]

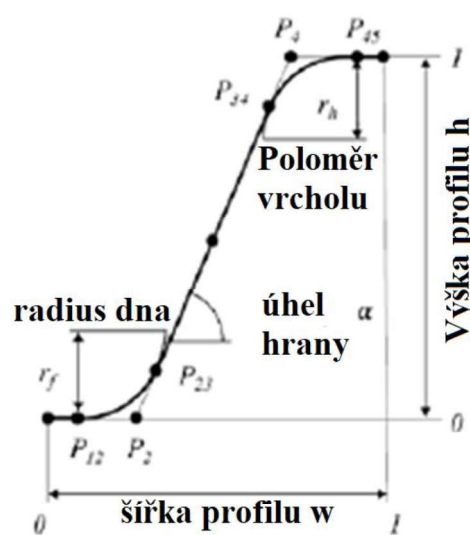
Dle výzkumu ukazuje tento model správnou tendenci extrahovat nelinearitu z opticky naměřených drah deformace. Primární přínos modelu však spočívá ve schopnosti snížit množství potřebných experimentů v rámci užití GFLC. Pro bližší kvantifikaci přesnosti modelu je nutné provést další experimentální měření s rozdílnými materiály. [29]

Tvarové prolisy jsou v rámci procesu hlubokého tažení tenkých plechových komponent využívány za účelem lokálního zvýšení pevnosti daného dílu. V místě prolisu dochází dle zvolené geometrie k deformaci materiálu, která vede k jeho zpevnění. Míra zvýšení tuhosti v důsledku využití různých geometrií prolisu se dá poměrně snadno popsat pomocí numerických simulací. Problematikou

určení geometrie tvarových prolisů se zabýval zejména výzkum [33], čehož je dosaženo pomocí využití zobecněného konceptu mezního přetvoření (GFLC), neboť v místě prolisu dochází k nelineárnímu zatěžování materiálu. Snaha optimalizovat geometrii tvarových prolisů pomocí simulací na bázi metody konečných prvků vedla ke stanovení několika různých algoritmů optimalizace. Z výzkumu vyplývá, že například délka prolisu je závislá na energii a samotné prolisy by měly být orientovány podél trajektorie prvního hlavního napětí. Výzkum [33] pak umožňuje stanovení profilu průřezu tvarového prolisu pomocí numerické simulace.[33], [34]

Zkoumanými materiály jsou ocel HC260LAD a hliníková slitina AA6016 [33]. Pro účely experimentu je nejprve provedeno předtváření pomocí Nakajimova testu, který umožňuje v materiálu vyvolat různé stavy napjatosti. Následně je provedeno vytvarování samotného prolisu pomocí dvoustupňového tažení. Tvářitelnost zkoušené součásti je finálně vyhodnocena pomocí zobecněného konceptu mezního přetvoření (GFLC). Metodika experimentu spočívá v provedení předtváření a následného vylisování prolisu, vyhodnocení tuhosti je následně provedeno pomocí tlakové síly potřebné pro zatlačení malého tažníku do povrchu prolisu.[33]

Nejdůležitějšími parametry geometrie jsou poloměr vrcholu r_h , rádius dna r_f , výška profilu h , šířka profilu w a úhel hrany α . Znázornění těchto parametrů je patrné z níže uvedeného Obrázek 4.5



Obrázek 4.5 - Vzorek profilu prolisu s parametrizací [33]

Z výzkumu [33] je patrné, že pro účely zajištění nejvyšší tuhosti dílu je možné uvažovat hodnotu poloměru vrcholu r_h a poloměru dna r_f jako ekvivalentní, neboť nejvyšších sil v oblasti prolisu je dosaženo, když tyto poloměry nevykazují významný rozdíl. Parametr šířky nemá výrazný vliv na finální tuhost a tvářitelnost součásti. Vliv úhlu hrany rovněž znázorňuje, že k nejvyšším hodnotám se dosahuje v rozmezí $40 \div 45^\circ$, samotný vliv parametru je však rovněž minimální. Naopak parametr výšky profilu h vykazuje značný vliv a s jeho rostoucí hodnotou dochází i k růstu tuhosti součásti. Velikost rádiusu r primárně ovlivňuje míru hlavní deformace finálního dílu, kdy při vyšších hodnotách r dochází k vyšším deformacím, a to při zachování obdobné tuhosti. [33]

Výzkum [33] tak dokazuje, že zobecněný koncept GFLC umožňuje determinovat geometrii tvarových prolisů. Závěry prezentované v článku [33] jsou rozvíjeny v rámci studie [34], která blíže rozvíjí

myšlenku predikce geometrie tvarových prolisů pomocí simulačních programů na bázi metody konečných prvků. Článek navrhuje nutnost další optimalizace stanovení geometrie tvarových prolisů, a to za účelem zvýšení efektivity procesu návrhu, aby byla plně zohledněna jejich vyrobiteľnost. Kritériem pro hodnocení efektivity dané optimalizace návrhu je zvolena tvářitelnost.

Koncept zobecněného mezního přetvoření (GFLC) je dále rozvíjen v rámci výzkumných článků [35], [36]. V článcích je ukázan vliv neproporčního průběhu zatížení a vliv změny směru zatížení na způsob porušení plechů. Dále pak rozvíjí tyto myšlenky za účelem predikce mezních deformací při neproporcionálních deformačních drahách se změnou směru zatížení. V rámci výzkumu bylo tedy zjištěno, že změna zatížení vůči původnímu směru tváření vede k výraznému snížení tvářitelnosti. Skutečnost je primárně způsobena zvýšenou rychlostí růstu dutin, což má za následek jinou charakteristiku porušení. Toto chování je v rámci plánování a návrhu tvářecích operací nutné zohlednit. Zároveň je nutné sledovat deformační dráhy kritických elementů, a to zejména v případě, že dojde ke smykovému zatížení. Pro účely kompenzace tohoto jevu rozšiřují autoři zobecněný koncept mezního přetvoření (GFLC) o parametr směru zatížení, neboť má významný vliv na zbývající tvářitelnost materiálu.[35],[36]

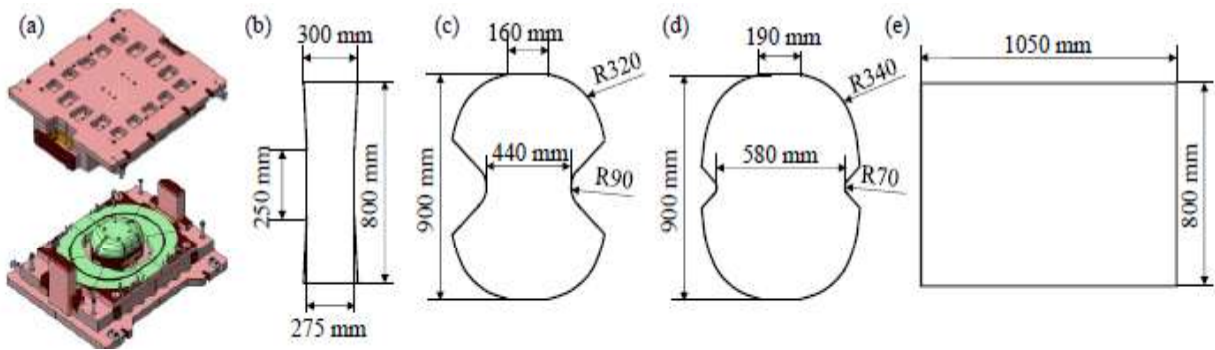
Pro účely předpovědi selhání materiálu v důsledku zatížení nelineární deformační cestou byly prezentovány fenomenologické či heuristické modely. Modely vyžadují poměrně hluboké znalosti o použitém materiálu a jsou jimi například vylepšené modifikované kritérium maximální síly (eMMFC), polární efektivní model plastické deformace (PEPS) nebo zobecněný koncept mezního přetvoření (GFLC). Přehled modelů je uveden v článku [17]. Kromě dráhy zatížení je tvářitelnost tenkých plechů výrazně ovlivněna i směrem zatížení. Tento vliv zatím výše uvedené modely neberou v potaz, a tak je v rámci výzkumu [36] rozšířen model GFLC o parametr směru zatížení, za účelem popisu a vyhodnocení náhodných deformačních cest se změnou zatěžovacího směru. Modifikace modelu je provedena pro mikrolegovanou ocel HC340LAD s počáteční tloušťkou 1 mm, a to pomocí analýzy dostatečného množství bi-lineárních experimentů.[17], [36]

Pro účely výše zmíněného výzkumu byly vytvořeny zkušební vzorky o nové geometrii za účelem dosažení stavu, kdy poměr pre-deformace dosahuje hodnoty

$$\beta = 0,5 \left(\beta = \frac{\varphi_2}{\varphi_1} \right) \quad (1)$$

Geometrie umožňuje mnohem přesnější predikci deformačních cest v oblasti mezi rovinnou deformací a dvouosým deformačním stavem. Aplikace uvedené metodiky pro jiné materiály vyžaduje navržení geometrie vzorku pro každý materiál zvlášť, neboť použití stejné geometrie by vedlo k odchylkám ve výsledných deformacích. [36]

Modifikovaný nástroj dle Marciniaka (rychlost tažníku 15 mm/s), který byl použit k předtváření a jednotlivé geometrie použitých vzorků jsou vyobrazeny na následujícím Obrázek 4.6.



Obrázek 4.6 - a) Použitý nástroj pro předtváření, b) vzorek pro jednoosé zatížení, c) vzorek pro stav rovinné deformace, d) nová geometrie pro stav $\beta = 0,5$, e) vzorek pro dvouosé zatížení [36]

Zobrazené vzorky jsou před tváření na 25 % a 50 % lineární křivky FLC, kdy ze vzorků pro jednoosé zatížení jsou po předtváření následně ještě laserově vyříznuty vzorky s úhlem 0° , 45° a 90° vůči původnímu směru tváření. Získané vzorky byly následně podrobeny zkoušce dle Nakajimy. Pro účely rozšíření modelu GFLC je nutné vytvořit dostatečně početnou databázi. Z tohoto důvodu je v rámci experimentu získáno 20 různých předtvářených stavů. Vzhledem k rozdílné geometrii razníku v experimentech před a po tváření je dvouosé předpětí lineárních [30] korigováno pomocí modelu GFLC. [24], [36], [37]

Výsledky zkoušky dle Nakajimy ukazují významný vliv míry předtváření, stavu před tvářením a změny směru zatížení na tvářitelnost zkoumaného materiálu. Z výzkumu vyplývá, že jednoosé předtváření vede k porušení za lineární křivkou FLC (v pravé části FLD diagramu dle Keelera [9]), zatímco dvouosé předtváření vede k porušení pod lineární křivkou mezních přetvoření (FLC). Zároveň je patrné, že čím vyšší je míra předtváření, tím vyšší je i následný vliv změny tvářecího směru. Získaná databáze je parametrizována, a to za účelem modifikace stávajícího modelu GFLC. [36], [37]

Modifikovaný model pak umožňuje pro daný stav předtváření s určitým poměrem délky deformační cesty (λ), poměrem deformace (β) a směrem zatížení (ϕ) vypočítat zbývající tvářitelnost pro libovolnou dráhu deformace. [36]

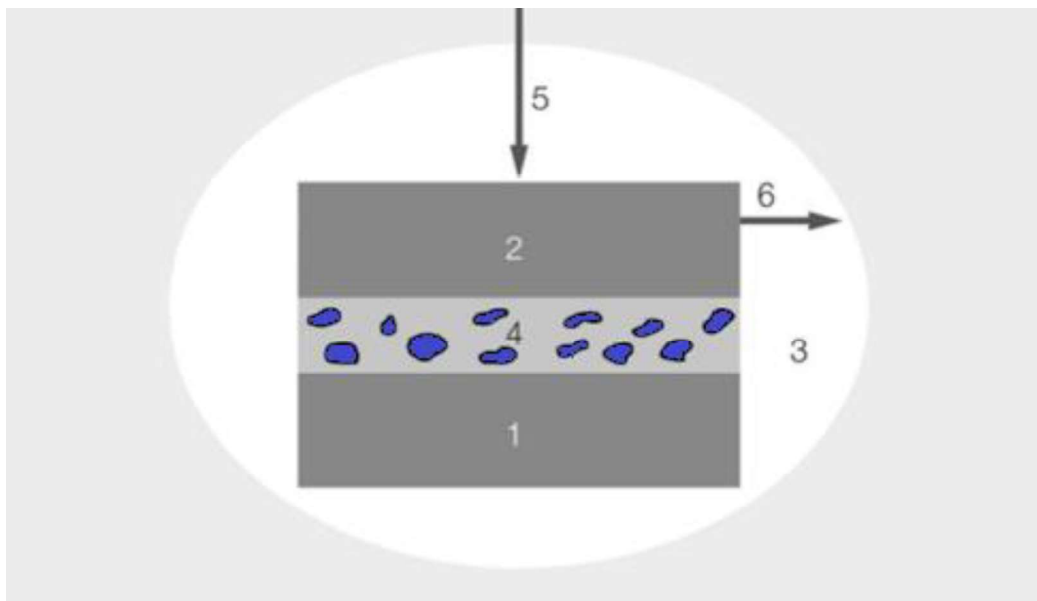
Výzkum tedy prokázal, že míra předtváření přímo ovlivňuje vliv směru zatížení na zbývající tvářitelnost. Rovněž dokazuje, že změna směru zatížení o 45° či 90° vede k markantnímu snížení tvářitelnosti. Pro účely predikce těchto jevů navrhuje výzkum modifikaci modelu GFLC, kterou zároveň potvrzuje pomocí validačních experimentů, jež dokazují, že předpovězené deformační cesty jsou správné. [36]

5 Tribologie tvářecího procesu

Tribologie je věda, která se zabývá vzájemným relativním pohybem dvou těles vůči sobě nebo v případě, že dochází k jejich interakci. Tento vědní obor se zabývá s tím související problematikou opotřebení, mazání a procesů tření. Relativní pohyb těles může být kluzný, valivý, rotační, nárazový, oscilační nebo v určitých případech se jedná i o tečení. V realitě není tření jednoduchou problematikou, jelikož ve většině případů dochází ke kombinaci druhů relativních pohybů. [38][39]

5.1 Tribologický systém

Tribologickým systémem (viz Obrázek 5.1) se rozumí třecí tělesa, mezi kterými dochází ke kontaktu, který je ovlivněn mezilátkou mezi tělesy (mazivo, nečistoty apod.) a okolím (teplota, relativní vlhkost apod.). Do tribologického systému také patří působící síly a vzájemný relativní pohyb těchto těles. Okolí má pasivní vliv na systém, kde vnější podmínky mají vliv na vlastnosti třecích těles a mezilátky. Vlivem tření v tribologickém systému dochází ke ztrátám mechanické energie (pohybem), která se přeměňuje na teplo. Tribologickým systémem v oblasti tváření se myslí, oblast mezi polotovarem a nástrojem, kde dochází k velkému tlakovému namáhání. [40], [41]



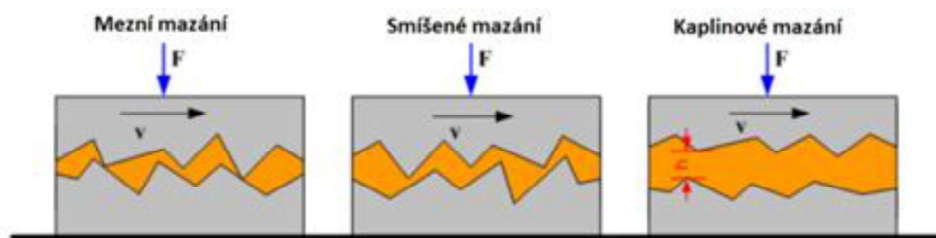
Obrázek 5.1 Tribologický systém 1) Základní třecí těleso 2) Třecí těleso 3) Okolí 4) Mezilátka 5) Zatížení 6) Relativní pohyb těles, upraveno z [40]

5.2 Tření

Tření v oblasti plošného tváření vzniká mezi plochami nástroje a polotovaru, kde k němu dochází při relativním pohybu. Tření je definováno jako odpor proti pohybu nebo relativnímu pohybu těles se vzájemným kontaktem. Nižší tření při tváření plní úlohu pasivního činitele, brání rozvoji deformace, zvyšuje spotřebu energie nutné pro deformační proces a způsobuje opotřebení nástrojů. Jako aktivní činitel působí pouze u některých technologiích například při válcování. [39], [42]

Při procesech tváření rozlišujeme čtyři druhy tření, jedná se o: [39], [42]

- Suché tření – nastává v případě kdy mezi plochami nástroje a polotovaru není přítomnost maziva. Třením nástroje a polotovaru dochází k opotřebení stýkajících se ploch
- Kapalinné tření – povrchy nástroje a polotovaru jsou dokonale odděleny souvislou vrstvou maziva. Za tohoto stavu nedochází k opotřebení povrchu
- Mezní tření – to nastává v případě, kdy se vrstva vytvořeného maziva nemůže utvořit. Velikost třecí síly je závislá nejen na vlastnostech maziva, ale také na materiálu a drsnosti povrchu polotovaru.
- Smíšené tření – je nejrozšířenější formou tření ve tvářecích procesech. Jedná se o přechod mezi mezním a kapalným třením. Vlastnosti tohoto typu tření jsou závislé na fyzikálních vlastnostech maziva a topografii povrchu polotovaru. V místech, kde prohlubně jsou velké, dochází k uzavření kapaliny, a zde se vyskytuje mezní tření. V místech, kde prohlubně jsou malé, je mazadlo (kapalná maziva) vytlačováno do okolí a tím vzniká stav hydrodynamického tření.



Obrázek 5.2, Druhy tření upraveno z [42]

5.2.1 Koeficient tření

Koeficient tření vyjadřuje souvislost mezi třecí silou (F_T) a silou normálovou (F_N)

$$\mu = \frac{F_T}{F_N} [-] \quad (2)$$

kde μ je koeficient tření [-]

F_T je třecí síla [N]

F_N je normálová síla [N]

Koeficient tření není vždy konstantní, jelikož velikost třecí síly se během tváření může výrazně změnit. [43], [44], [45]

Koeficient tření rozdělujeme na statický a dynamický, kde statický je v klidovém stavu a dynamický se udává za pohybu těles [44], [46]

5.3 Faktory ovlivňující třecí sílu

Třecí sílu ovlivňuje více faktorů. Mezi faktory, se kterými se setkáváme v oblasti plošného tváření, řadíme [47], [48]

- Kontaktní tlak: se zvyšuje s rostoucí třecí silou
- Kluzná rychlost: s vyšší kluznou rychlostí se snižuje třecí síla
- Drsnost povrchu: typ a velikost topografie povrchu má velký význam na třecí sílu, a obecně na tribologické vlastnosti
- Mazivo: snižuje vliv tření, záleží na vlastnostech maziva (teplotní odolnost, reologické vlastnosti, stlačitelnost, viskozita)
- Teplota: Teplota ovlivňuje vlastnosti maziva, povrchu, materiálu a dalších
- Materiál: významný vliv na způsobu interakce mezi třecími tělesy. Za působení nižšího kontaktního tlaku je interakce spíše elastická, kdežto za vyšších tlaků dochází k deformaci povrchu a jeho opotřebení.

Každý z uvedených faktorů se podílí na tribologických vlastnostech. Faktory nikdy nepůsobí samostatně, ale navzájem se ovlivňují. Proto při zjišťování tribologických vlastností je obtížné získat korelaci mezi určitým faktorem a velikostí třecí síly. [49], [50]

5.4 Opotřebení

Opotřebení je proces kde při vzájemném pohybu dvou a více předmětů dochází ke ztrátě materiálu z povrchu. Hlavními typy opotřebení jsou adhezivní, abrazivní, erozivní, kavitační, únavové a vibrační. Proces opotřebení lze snížit při použití vhodné povrchové úpravy nebo pomocí maziv. Opotřebení se urychluje při zvýšených tvářecích tlacích, napětích a v závislosti na teplotě. Průběh opotřebení lze popsat následovně: nejprve dochází ke zpevnění materiálu v oblasti povrchu, vytváření mikrotrhlin, růst trhlin, a nakonec dochází k úbytku materiálu. [39], [42]

5.5 Mazání

Mazání je tribologický proces užívající látek, maziv, k tvorbě mazací vrstvy, jež má za cíl zabránit přímému styku povrchů při relativním pohybu třecích těles, tím zmenšit jejich tření a v důsledku toho i opotřebení součástí. Primárním požadavkem na maziva je mazací schopnost, čímž se rozumí schopnost tvořit souvislou mazací vrstvu s nízkým vnitřním třením a zároveň schopnost této vrstvy adhezně přilnout k povrchu součástí. [51], [52]

Pro snížení tření se užívá maziv. Maziva se dle svého skupenství dají dělit na maziva (tekutá, plastická, pevná, plynná) [53]. Tření zvyšuje tažnou sílu o 20÷30 %, způsobuje otěr, zvýšené opotřebení nástroje a ovlivňuje mezní hodnoty tažení. S mazáním je spojená problematika zadírání, která má vliv na konečnou kvalitu výlisku, zejména na pohledových částech karosérie. [54], [55]

6 Rychlost deformace

Kapitola je věnována problematice rychlosti deformace a jejímu vlivu na proces lisování. [56], [57], [58], [59]

6.1 Problematika rychlosti deformace

Z hlediska současného poznání roste význam parametru rychlosti deformace při procesu tváření. Výzkumné práce se problematice věnují z několika hledisek: vysoké rychlosti deformace (aplikace jsou například bariérové zkoušky automobilů), tváření neželezných kovů (vysoká citlivost materiálu na rychlost deformace), či ocelových středně a vysoce pevných materiálů, popř. tvorbě materiálových modelů pro numerické simulace tvářecích procesů. Problematice se věnují práce [5], [7], [60], [61] Jejich zaměření je především v oblasti využití vysoce pevných ocelí či na vysoké rychlosti deformace.

Význam rychlosti deformace roste především s požadavkem zkracování výrobních taktů, kterých je obvykle dosahováno vyšší rychlostí pohybu nástroje. Při výrobním procesu se pak objevuje větší míra ztráty stability a tím produkce neshodných výlisků.

Problém nabývá na významu i ve vztahu ke zvyšování přesností numerických simulací procesů, kdy dochází k rozdílu mezi výsledky numerických simulací a reálným lisovacím procesem. Jak ukazují praktické zkušenosti v lisovnách i odborná literatura [62], [63]

Vliv deformační rychlosti není jednoznačný, závisí na ostatních tvářecích faktorech, jako jsou kinematika pohybu nástroje, geometrie nástrojů, způsob a orientace tečení materiálu v nástroji. [62], [63], [64], [65], [66]

6.1.1 Popis rychlosti deformace

K plastické deformaci dochází při překročení meze kluzu. Plastickou deformací dochází ke změně tvaru materiálu a vzniká tak výlisek. Deformací dochází k přemístování jednotlivých bodů, deformace je definována v těchto přemístěních, přičemž se předpokládá plastické chování materiálu [67], [68], [69]

Poměrná deformace je definována: $\varepsilon = \frac{l_1 - l_0}{l_0} = \frac{\Delta l}{l_0} [-]$ (3)

Pro velkou deformaci je počítána skutečná deformace: $\varphi = \ln \frac{l_1}{l_0} [-]$ (4)

Z hlediska popisu velikosti deformace má skutečná deformace řadu výhod. Pro určitou velikost deformace v tahu i tlaku mají identickou hodnotu, rozdíl je pouze ve znaménku. Pro zjištění celkové deformace je možné její přírůstky sčítat. Z hlediska změny objemu (při zachování objemu) je možné deformace vyjádřit vztahem:

$$\varphi_x + \varphi_y + \varphi_z = 0 [-] \quad (5)$$

Velké plastické deformace lze popsat z vektoru posunutí nebo z vektoru rychlosti toku materiálu. Při velkých deformacích je výstižnější posuzovat okamžitý obraz situace toku materiálu, než vztah mezi počátečním a konečným stavem.

Na problematiku velikosti deformace je možno pohlížet i změnou polohy 2 bodů. Předpokládejme body M_0 a N_0 . Souřadnice $M_0 (x, y, z)$; $N_0 (x+dx, y+dy, z+dz)$, délka úseku mezi těmito body je [62], [63], [64]:

$$dl_0^2 = dx^2 + dy^2 + dz^2 \quad (6)$$

Po deformaci (změně vzdálenosti bodů M a N) je délka úseku:

$$dl^2 = (dx + du)^2 + (dy + dv)^2 + (dz + dw)^2 \quad (7)$$

Dosazením přírůstků do délky úseku:

$$dl^2 = a_{xx}dx^2 + a_{yy}dy^2 + a_{zz}dz^2 + 2a_{xy}dxdy + 2a_{yz}dydz + 2a_{xz}dxdz \quad (8)$$

Rychlost deformace je definována změnou stupně deformace $d\varphi$ za jednotku času dt:

$$\dot{\varphi} = \frac{d\varphi}{dt} \quad [s^{-1}] \quad (9)$$

Změnu stupně deformace lze vyjádřit jako poměr změny délky dl k délce původní l_0 :

$$d\varphi = \frac{dl}{l_0} \quad [-] \quad (10)$$

Rychlost deformace je v reálných technologických procesech veličinou proměnnou a nerovná se rychlosti pohybu nástroje. Například, pro tahovou zkoušku je možné odvodit vztah [62], [63], [64]

$$\dot{\varphi} = \frac{v}{l} \quad [s^{-1}] \quad (11)$$

Kde v je rychlost pohybu nástroje a l je dráha v daném okamžiku. Vztah 11 lze odvodit na základě skutečnosti, že:

$$\varphi = \ln \frac{l_0}{l_1} \quad [-] \quad (12)$$

Po derivaci vztahu 12 dostáváme rovnici:

$$\dot{\varphi} = \frac{d(\ln \frac{l_0}{l_1})}{dt} \quad [s^{-1}] \quad (13)$$

Z čehož vyplývá:

$$\dot{\varphi} = \frac{1}{l_1} \cdot \frac{dl_1}{dt} \quad [s^{-1}] \quad (14)$$

Rychlost pohybu nástroje lze vyjádřit jako poměr změny délky ke změně v čase:

$$v = \frac{dl_1}{dt} \quad [mm \cdot s^{-1}] \quad (15)$$

Po dosazení vztahu 15 do vztahu 14 dostáváme vztah určující relaci mezi deformační rychlostí a rychlostí pohybu příčnicku tahového stroje – vztah 11.

V technologické praxi se pohybuje rozsah deformačních rychlostí $\dot{\varphi}$ od $10^{-1} s^{-1}$ do $10^{-3} s^{-1}$. Zvýšená rychlost deformace urychluje kinetiku rekystalizace. Zkracuje se doba průběhu zotavovacích dějů, takže materiál má během a po tváření větší hustotu dislokací a vnitřní energii.

Z hlediska tváření za studena nebyl dosud objeven zásadní fakt vlivu citlivosti materiálu na rychlost deformace. Vliv deformační rychlosti není jednoznačný, závisí na ostatních tvářecích faktorech, jako jsou kinematika pohybu nástroje, geometrie nástrojů, způsob a orientace tečení materiálu v nástroji.

6.2 Vliv rychlosti deformace na tvářitelnost v praxi

V drtivé většině případů probíhá lisování na hydraulických či klikových (kolenopákových) lisech. S požadavky zkracování výrobních taktů se při procesu tváření projevuje nestabilita procesu, která se vyskytuje především u velkoplošných, tvarově složitých výlisků. Z prací [59], [70] je patrné, že s rostoucí rychlostí deformace zároveň narůstá deformační odpor, čímž je ovlivněna velikost tvářecích sil. Z publikované literatury je patrná se změnou rychlosti deformace i změna vlastností tvářeného materiálu, především hodnota meze kluzu, meze pevnosti a tažnosti. [6]

Vysoké tvářecí taktivity lisovacích linek způsobují, že je materiál tvářen velmi vysokou rychlostí a není schopen dostatečného přetvoření, prudce narůstá hustota dislokací a může dojít ke vzniku vnitřních defektů v materiálu. Extrémní nárůst hodnoty deformační rychlosti může mít za důsledek i skutečnost, že se i tvárný materiál poruší křehkým lomem vlivem blížících se hodnot meze pevnosti a meze kluzu. [6]

Tabulka 6.1 Přibližné hodnoty exponentu deformačního zpevnění n a exponentu citlivosti materiálu na rychlost deformace m pro vybrané podmínky tváření. [71]

Proces	Exponent deformačního zpevnění (n)	Exponent citlivosti materiálu na rychlost deformace (m)
Tváření za studena, tvárné kovové materiály	0,25	0
Tváření za studena, vysoce zpevňující materiály	0,45	0
Tváření za tepla	0	0,25
Tváření za polotepla	0,15	0,15
Superplastické tváření	0	0,5 až 0,8
Ideálně plastický materiál	0	0

Deformační rychlost ($\dot{\varphi}$ [s^{-1}]) není totožná s rychlostí pracovního nástroje [$m \cdot s^{-1}$] (např. při kování) nebo rychlostí pohybu tvářeného polotovaru [$m \cdot s^{-1}$] (např. během válcování). Z vědeckého pohledu je optimální definice, že okamžitá deformační rychlost je derivace deformace podle času:

$$\text{Rychlost deformace je definována jako: } \dot{\varphi} = \frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{d}{dt} \cdot \left(\frac{dh}{dh} \right) = \frac{1}{h} \cdot \frac{dh}{dt} = \frac{v}{h} \quad (16)$$

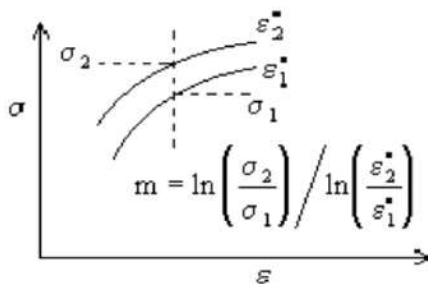
Zjednodušeně lze říct, že střední hodnota deformační rychlosti je podíl příslušné skutečné deformace a času, za nějž této deformace bylo dosaženo. [71]

Vliv deformace na přetvárný odpor je obvykle aproximován výrazem: [71]

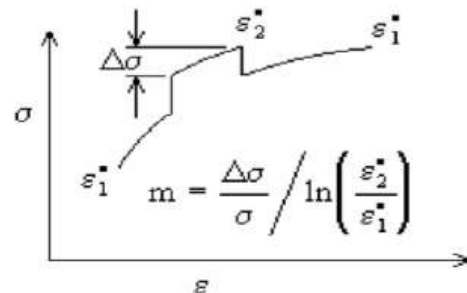
$$k_p = C \cdot \varphi^n \cdot \dot{\varphi}^m \quad \left[\frac{N}{mm^2} \right] \quad (17)$$

Kde k_p je přetvárná pevnost, φ je stupeň deformace, $\dot{\varphi}$ je rychlost deformace, n je exponent deformačního zpevnění a m je exponent vyjadřující citlivost napětí na rychlost deformace.

Na základě současné úrovně poznání se pro tváření za studena předpokládá hodnota součinitele $m = 0$, (hodnota exponentu deformačního zpevnění n pro tvárné kovové materiály se pohybuje okolo 0,23, pro silně zpevňující materiály až 0,45). [71]



Obrázek 6.1 Závislost napětí a deformace pro různé vzorky s konstantní rychlosti deformace vzorku [72]



Obrázek 6.2 Závislost napětí a deformace pro vzorek se změnou rychlosti deformace v průběhu zkoušky [67]

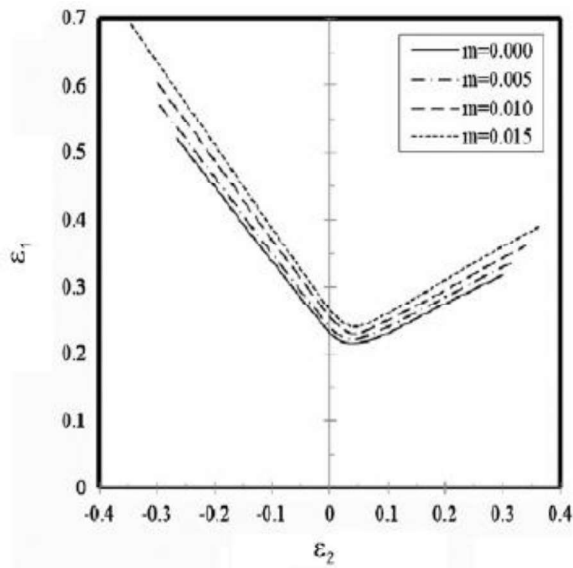
Při výrobě velkoplošných výlisků dochází k deformaci pohybem tvářecího nástroje. Z hlediska kinematiky pohybu jsou největší rychlosti pohybu nástroje v počátečních fázích lisovacího procesu, kdy je však nejmenší rychlost deformace, obvykle dochází pouze k vypínání plechu. Postupně dochází ke snižování rychlosti pohybu nástroje prakticky až do jeho zastavení, ale rychlost deformace se zvětšuje, největší rychlosti přetvoření materiálu jsou v konečné fázi výroby výlisků.

Z výše uvedeného plyne, že rychlost pohybu nástroje nemá přímý vliv na rychlost deformace. [21]

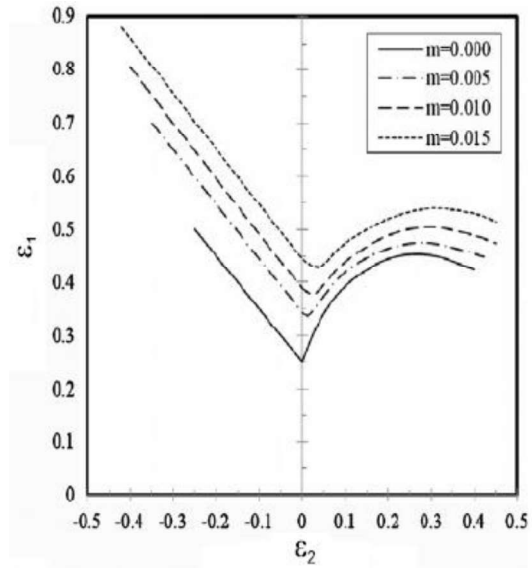
6.3 Vliv rychlosti deformace na zásobu plasticity

Ve studii [73] byl experimentálně zjištěn vliv rychlosti deformace na polohu křivek ve FLD diagramu. Hlavním výstupem bylo, že iniciace lokalizace deformace je nezávislá na deformační rychlosti. Avšak odchylka tempa růstu (perturbation growth rate) je výrazně ovlivněna citlivostí materiálu na deformační rychlost a větší hodnota m tempo růstu snižuje. Také poměr rychlosti deformace má výrazný vliv na odchylku tempa růstu. [71].

Na Obrázek 6.2 a Obrázek 6.3 jsou zobrazeny zjištěné diagramy FLD v závislosti na citlivosti materiálu na deformační rychlosti. Z diagramů je zřejmé, že v obou případech se limitní křivky posouvají směrem nahoru v závislosti na rostoucí hodnotě m . [73], [74]

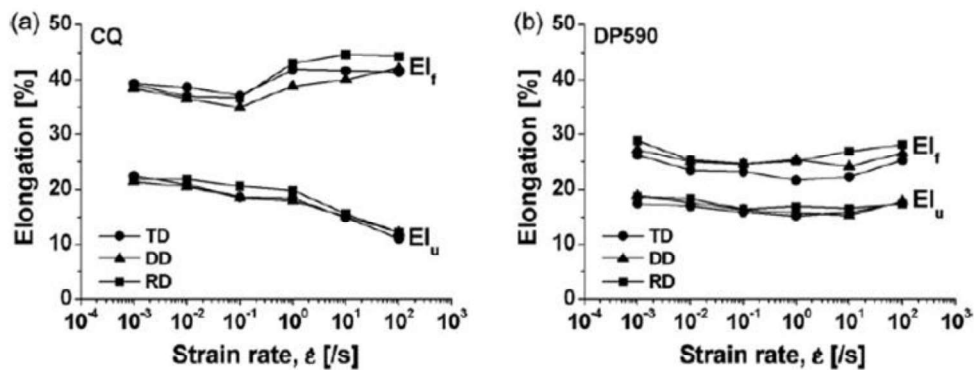


Obrázek 6.3 Vliv parametru m na křivky v FLD diagramu s efektivní nestabilitou přístupu [73]



Obrázek 6.4 Vliv parametru m na křivky v FLD diagramu s modifikovanou efektivní nestabilitou [73]

Ve studii [62] byla provedena zkouška tahem pro materiály CQ a DP590 a bylo zjištěno, že s rostoucí rychlostí deformace se jednak poměr meze kluzu s mezí pevnosti přibližuje k hodnotě 1. Dále s rostoucí rychlostí deformace klesá homogenní i celková tažnost především u materiálů s vyšší tažností viz Obrázek 6.5.



Obrázek 6.5 Vliv rychlosti deformace na homogenní a celkovou tažnost pro materiály CQ a DP590 [62]

7 Materiálové modely plasticity

Pro modelování procesů tváření jsou používány programy-software (SW), které pomocí numerických simulací jsou schopny provádět predikce navržených postupů výroby dílů. Díky predikcím je možné posuzovat míru rizika při dosažení výrobků bez vad. Přesnost numerických simulací je však závislá na vstupních hodnotách zadávaných do těchto výpočtů.

Z hlediska chování materiálu je nutná znalost jeho deformačního chování. Toto chování lze definovat zavedením určitých zjednodušení – křivkou zpevnění a podmínkou plasticity. Pro izotropní materiály se nejčastěji používá podmínek podle Tresca (1870) a metoda HMM (Huber-von Mises-Hencky, 1913). V praxi však materiály vykazují anizotropické chování, proto byly modely plasticity modifikovány k popisu více se blížícímu reálnému chování materiálu. Využívá se podmínek dle Hilla (Hill 48 a Hill 90), Barlat 1989, Barlat 1991, Barlat 2000, či podmínka dle Vegtera viz Tabulka 7.1 Simulační software pro plošné tváření většinou využívají zmíněné modely dle Hilla a dle Vegtera, popřípadě jejich modifikované varianty. [59], [71], [75], [76]

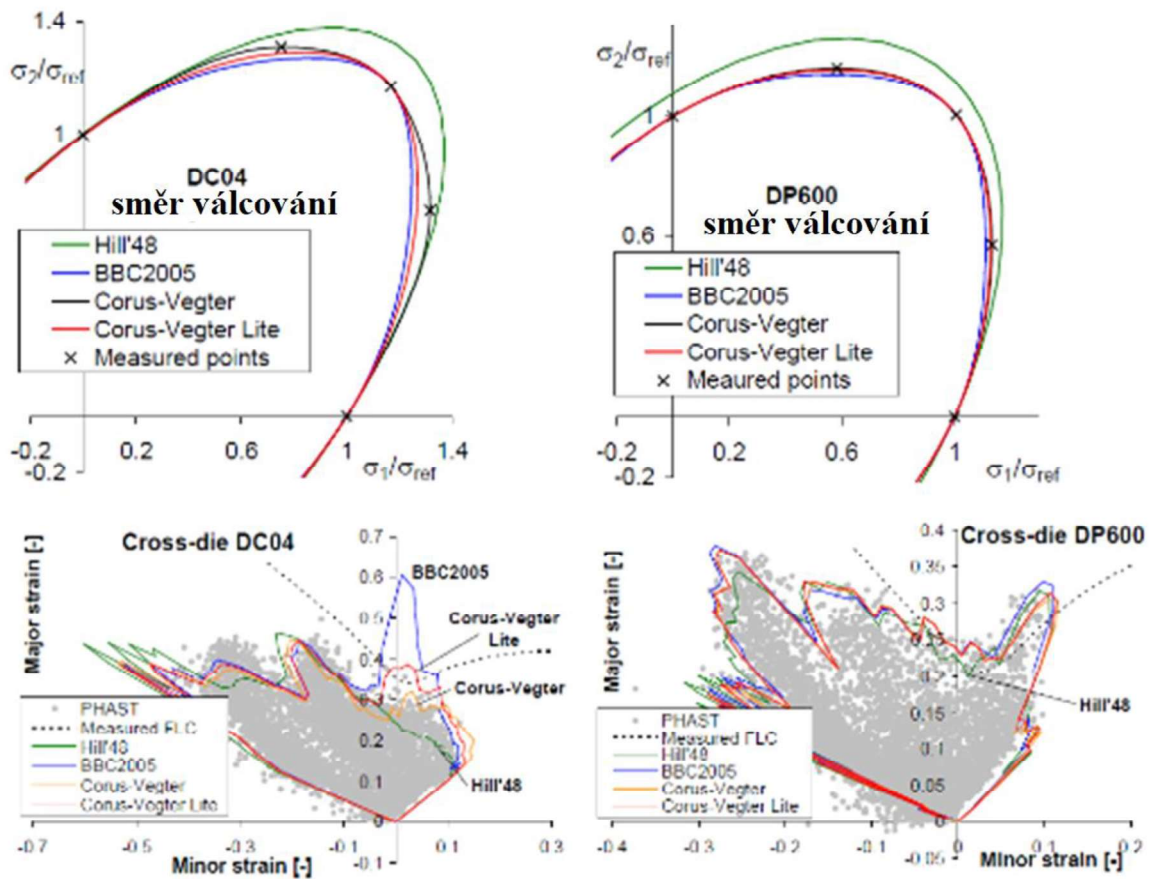
Jako moderní materiálový model pro numerické simulace se ukazuje model od firmy TATA STEEL jejímž produktem je materiálový model Corrus Vegter, který umožňuje sledování chování materiálu také z hlediska rychlosti deformace. Jedná se o model, který se v dnešní době nejčastěji používá při numerických simulacích tvářecích procesů. Model je výhodný zejména díky své vyšší přesnosti oproti standartním modelům Hill 48 a Hill 90. Mezi hlavní osobnosti v této problematice patří: Wolfram Volk (Německo); Henk Vegter (Holandsko); Michael Abspoel (Tata steel); Frédéric Barlat (USA); Pavel Hora (Švýcarsko), Marcinjak (Polsko) a Nakajima (Japonsko). Problematika je popsána v [40], [42], [43], [44]

V materiálovém modelu je řešeno plastické chování materiálu (dané křivkou zpevnění), podmínkou plasticity a dále také popisem mezních stavů (limitní deformace, především křivky mezních přetvoření – FLC)

Tabulka 7.1 Srovnání hlavních materiálových modelů plasticity v programu Autoform

Zkouška	Tahem												Rovinná deformace			Biaxi. Zk.		Střih			
	σ_0	σ_{45}	σ_{90}	r_0	r_{45}	r_{90}	$A_{g,0}$	$A_{g,45}$	$A_{g,90}$	$R_{m,0}$	$R_{m,45}$	$R_{m,90}$	$\sigma_{ps,0}$	$\sigma_{ps,45}$	$\sigma_{ps,90}$	σ_b	r_b	τ_0	τ_{45}	τ_{90}	
Vegter 2017																					
Vegter plný																					
Vegter Lite																					
BBC 2005																					
Barlat 89																					
Hill 48																					

Odlehčená varianta modelu Vegter Lite v porovnání se základní variantou tedy vyžaduje méně parametrů potřebných pro jeho sestavení, nicméně má podobnou přesnost. Tento fakt dokládá následující Obrázek 7.1, na kterém je vyobrazeno srovnání jednotlivých výpočtových modelů. [71]



Obrázek 7.1 Srovnání výpočtových modelů s naměřenými daty [66]

Materiálový model Vegter 2017 je velmi praktickým, a především přesným modelem plasticity. Vstupní data do materiálové karty lze tak jednoduše získat pouze z tahových zkoušek a zkoušky podle Nakajima. Z tahové zkoušky se získají jak informace o mezi kluzu, tak i koeficienty plastické anizotropie r_0 , r_{45} , r_{90} . Výsledky ze zkoušky podle Nakajima se použijí pro sestavení mezní křivky tváření (FLC). Aby se jednalo o spolehlivý model, byla zjištěna korelace mezi mechanickými vlastnostmi tahových parametrů a pokročilými parametry. Tím vznikl soubor rovnic, který dokázal přesně předpovědět mez kluzu. Model byl ověřen porovnáním předpovězené mezní plochy elasticity s mezní plochou získanou z údajů ze zkoušek. Na obrázcích níže je zobrazeno zadávání vstupních údajů pro materiálový model Vegter 2017 v simulačním softwaru AutoForm. [77], [78], [79]

8 ARAMIS 4M – Optické systémy pro analýzu deformace

Pro vyhodnocení velikosti deformace analyzovaného dílu jsou používány optické systémy. Principem je použití optického prvku, kterým je pozorován povrch analyzovaného dílu, který byl před deformací opatřen měrnou sítí. Při snímání je třeba dodržovat podmínky definované pro používaný optický systém.

Ze zachycených a zpracovaných snímků jsou získány 3D souřadnice bodů ležící na povrchu objektu. Ze souřadnic konkrétních elementů je možné určit jejich vzájemný posuv, tudíž i velikost deformace. Na základě získaných hodnot deformace lze následně vyhodnotit míru vyčerpání zásoby plasticity.[80], [81], [82], [83], [84], [85]

$$\varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3 = 0 \quad (18)$$

Významnými systémy pro optické vyhodnocení velikosti deformace jednotlivých dílů jsou systémy ARGUS a ARAMIS. Oba systémy jsou vyvíjeny společností GOM a na českém trhu distribuovány společností MCAE Systems, s.r.o. Mezi společné přednosti zmíněných systémů patří jejich mobilita a rozsah měřené deformace. Systémy lze využívat pro zkoušení materiálu, ověřování a optimalizaci simulace tažení a optimalizaci lisovacích nástrojů. [49], [50], [51], [52], [53]

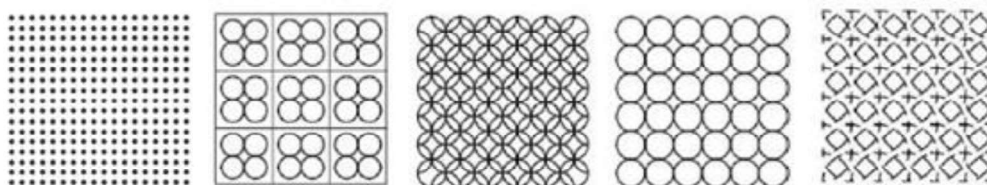
8.1 Systém ARGUS

ARGUS je bezkontaktní optický systém pro měření 3D deformací výlisků pracující na principu fotogrammetrické metody. Systém pro analýzu deformace využívá snímků deformovaného povrchu s vysokým rozlišením, používá se pro určení velikosti deformace na výliscích po procesu tváření. Před tvářením je na povrch plechu třeba nanést deformační síť měřících bodů (průměr a hustotu sítě volíme dle potřeby). Měrná síť musí splňovat poměrně přísná kritéria rozlišitelnosti, aby ji bylo možné následně vyhodnotit.

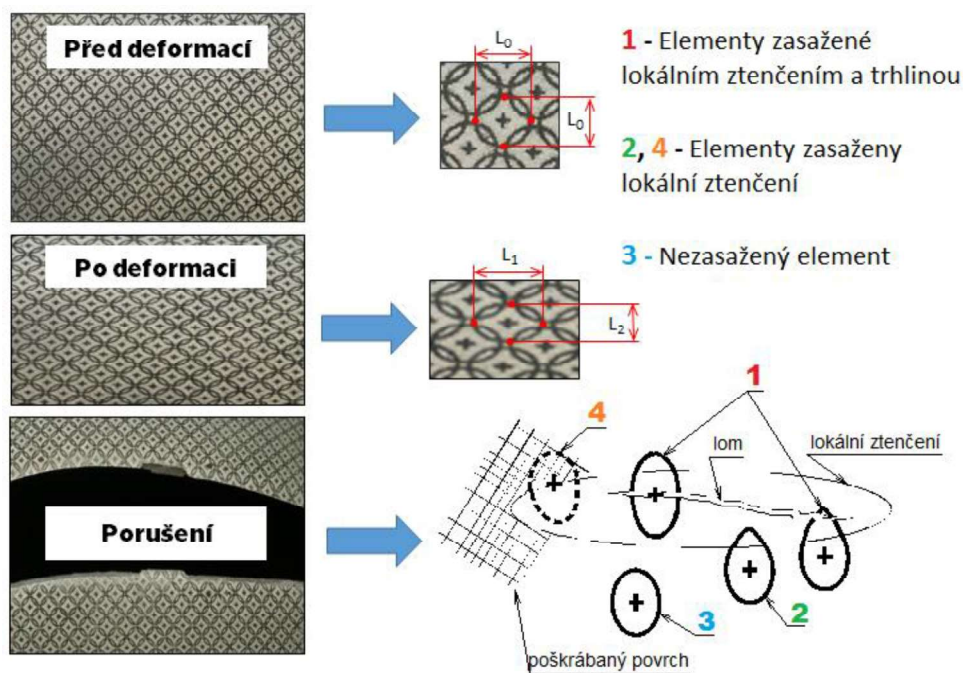
Určení velikosti deformace spočívá v určení změny polohy jednotlivých bodů měrné sítě, což představuje dosaženou velikost deformace v příslušném místě na výlisku. Měření mohou být díly s velikostí od 100 mm do několika metrů, rozsah měřené deformace se pohybuje od 0,5 % do stovek [%].

Získané deformace výlisku je možné vyhodnotit ve vztahu s FLC křivkou, čímž je možné získat představu do vyčerpání zásoby plasticity, a tudíž i riziku vzniku porušení materiálu. Systém ARGUS se používá pro verifikaci či porovnání deformace reálného výlisku s výsledky numerických simulací. [49], [50]

Přehled běžně používaných měrných sítí je uveden na Obrázek 8.1 [6]



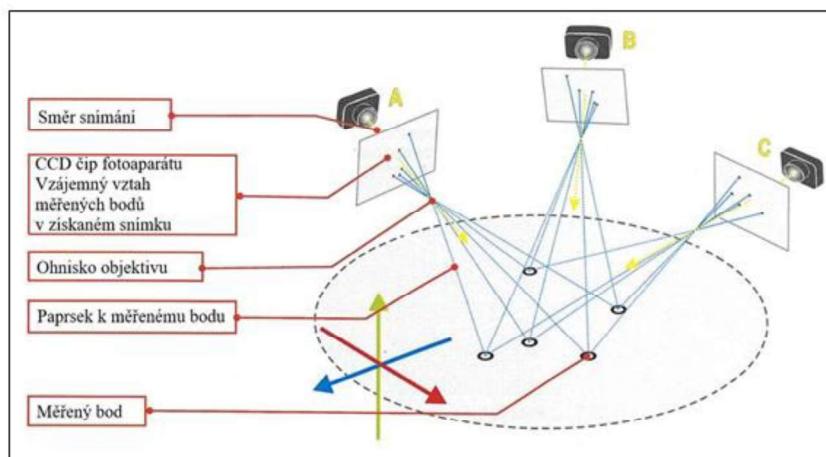
Obrázek 8.1 Přehled běžně používaných měrných sítí [6]



Obrázek 8.2 Měrná síť před deformací a po deformaci [6]

Pro úspěšné provedení analýzy deformace je třeba věnovat pozornost přípravě měrných sítí, obvykle jsou připravovány elektrochemickým leptáním nebo laserem. Vytvořená síť musí splňovat základní parametry její čitelnosti i pro proces tváření, aby byla dostatečně kontrastní s povrchem polotovaru. Dále je nutné věnovat pozornost volbě velikosti elementů sítě, příliš malé elementy zhoršují čitelnost sítě, velké elementy vykazují nižší přesnost především v místech velkých deformáčnických špiček. [49], [50]

Práce se systémem ARGUS je popsána podrobně v literatuře. [86], [87], [88], [89]

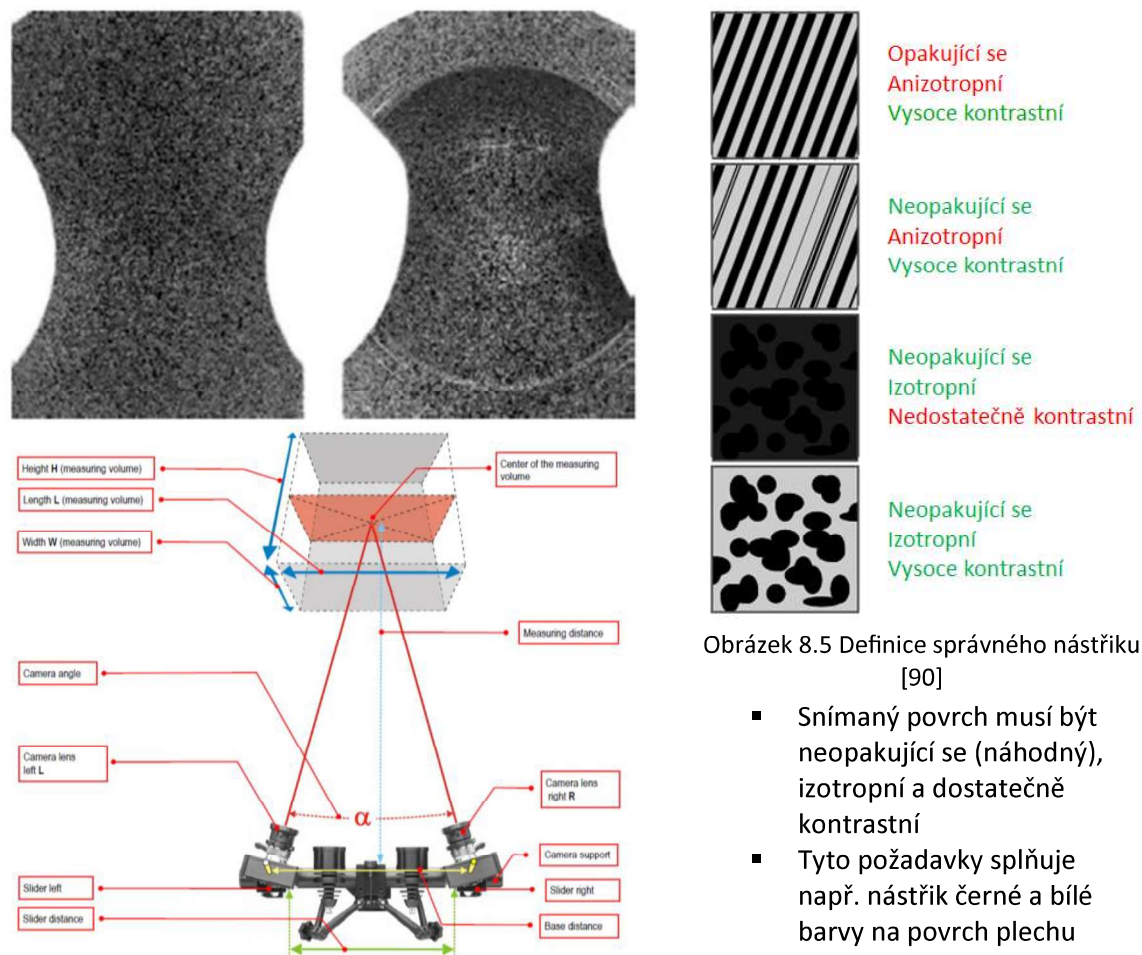


Obrázek 8.3 Princip snímání polohy bodů bezkontaktním měřícím systémem [81]

8.2 Systém ARAMIS

Systém ARAMIS pracuje na principu metody DIC. Metoda spočívá ve sledování chování nástřiku při deformaci zkušebního tělesa. Nástřik je tvořen systémem dvou kontrastních barev nanášených postupně. Nejprve se provede nástřik pro eliminaci možných odlesků matovou barvou. Další nástřik provede vytvoření nepravidelné, stochastické sítě. Pro vytvoření nástřiku se používají barvy na opačných stranách barevného spektra pro dosažení vysokého kontrastu (obvykle bílá a černá).

Pozorovaný objekt je v průběhu deformace snímán kamerovým systémem (DIC metoda). Výhodou tohoto systému je pozorovat probíhající proces od začátku do konce. Což ale také znamená, že pozorovaný objekt musí být po celou dobu probíhající deformace pozorovatelný (např. zkouška tahem viz Obrázek 8.4). Systém je možné použít pro široké spektrum velikosti pozorovaného objektu i pro značné deformace (či vzájemné pohyby) objektu. [51], [52], [53]



Obrázek 8.5 Definice správného nástřiku [90]

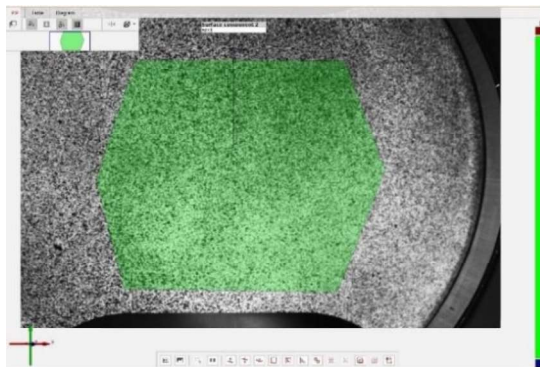
- Snímaný povrch musí být neopakující se (náhodný), izotropní a dostatečně kontrastní
- Tyto požadavky splňuje např. nástřik černé a bílé barvy na povrch plechu

Obrázek 8.4 Měřicí systém ARAMIS [85]

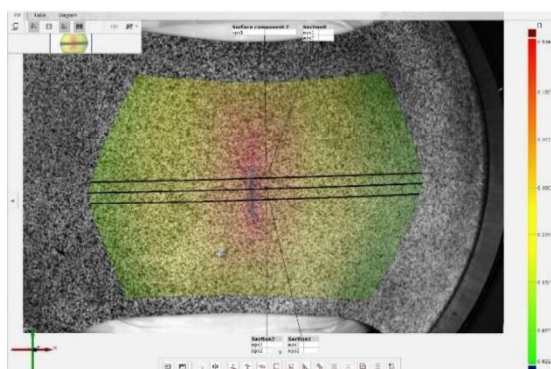
Princip vyhodnocení deformací pomocí bezkontaktní měřicího systému ARAMIS (viz Obrázek 8.6 až Obrázek 8.9)



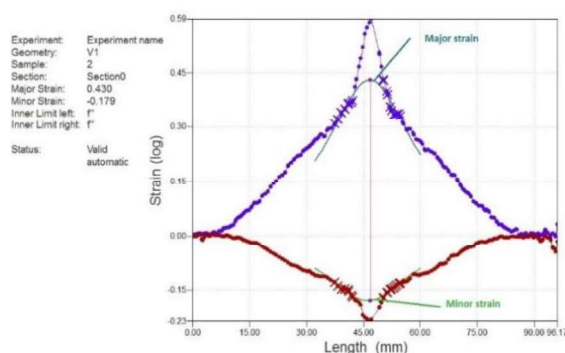
Obrázek 8.6 Referenční nástřik



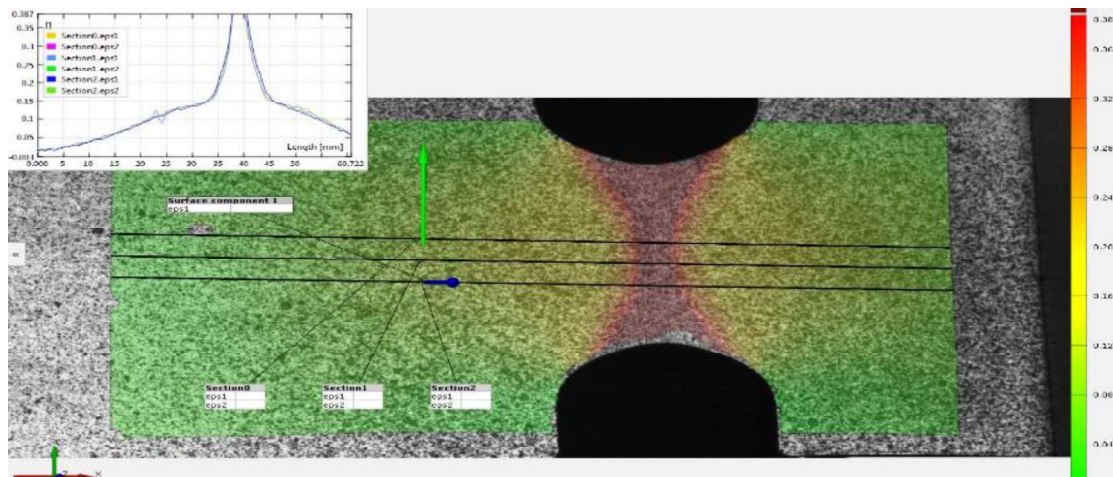
Obrázek 8.7 Ověření kvality nástřiku



Obrázek 8.8 Vyhodnocení deformací pomocí metody řezu



Obrázek 8.9 Vyhodnocení hlavních a vedlejších deformací pomocí interpolační metody



Obrázek 8.10 Příklad vyhodnocení levé části FLD diagramu, na tahovém vzorku s vrubem

9 Numerické simulace plošného tváření a přehled software

Numerické simulace se v dnešní době stávají nedílnou součástí různých průmyslových odvětví. Jedná se o mocný nástroj, který nachází uplatnění například ve vývoji nebo při optimalizaci různých výrobních procesů. Ovšem nelze numerické simulace chápat jako od začátku vyladěný a přesný prostředek, který bude dávat vždy správné výsledky. Ještě stále je nutné mít na paměti, že se jedná o nástroj, který bude natolik dobrý a přesný jako je jeho uživatel. Uživatel při vytváření numerické simulace musí dostatečně rozumět dané problematice, a co je především důležité, musí použít správná vstupní data pro simulace. Materiálové hodnoty mají zásadní vliv na relevantnost výsledků, protože ovlivňují výpočty. Numerické simulace v mnohých případech pracují pomocí metody konečných prvků. Existují i simulace pomocí metody konečných diferencí, nebo metody konečných objemů. Kromě materiálových dat dále ovlivňují správnost výsledků definování působícího zátěžového cyklu, okrajové podmínky a kvalita diskretizace daného modelu.

Pro technologii plošného tváření může numerická simulace posloužit nejčastěji pro ověření návrhu tvářecích nástrojů, kdy výroba prototypového nástroje s následným ověřováním vyrobitelnosti by bylo velmi finančně nákladné. Dále je možné použít numerickou simulaci na optimalizaci procesu, vliv změny lisovacích podmínek na vyrobitelnost dílu apod. V neposlední řadě umožňuje numerická simulace predikci odpružení při výrobě výlisků včetně provedení návrhu jeho kompenzace. Numerické simulace také mohou řešit stabilitu procesu a zamezit tak riziku zmetkovitosti.

9.1 Základní typy numerické simulace plošného tváření

V simulačních softwarech se může používat různých metod numerické simulace pro řešení problematiky plošného tváření. Existuje základní rozdělení na tři formulace metody řešení a do tří kategorií strategie řešení. Jedná se o metody dynamické, explicitní a statické explicitní a implicitní. Statické implicitní formulace se poté ještě navzájem kombinují s různými strategiemi řešení v kódech MKP programů. Strategie řešení mohou být inkrementální, jednokroková nebo metoda velkých kroků. [3]

9.1.1 Dynamická explicitní metoda

Jedná se o velmi robustní metodu, která je vhodná i pro komplexní problémy velkého rozsahu. Využití nachází především v simulacích zahrnujících dynamické efekty soustavy jako je matice setrvačných sil, tlumení a momenty hybnosti v simulacích nárazu nebo tzv „crash“ simulacích. Typický časový krok je v řádu mikrosekund a pro běžnou simulaci plošného tváření je počet časových kroků několik desítek tisíc. Aby bylo dosaženo úspěšných výsledků, je zapotřebí modifikovat do explicitního procesu hustotu materiálu, rychlost úderu a historii zatěžování. Pomocí metody lze simulovat lisovací proces pro odhalení defektů, ovšem je zapotřebí velmi zkušeného uživatele simulace, kvůli modifikaci zmíněných parametrů a volbě vhodné konečné prvkové sítě. Navíc při této metodě je zapotřebí věnovat zvýšenou pozornost simulaci odpružení. Pro tyto účely se kombinuje dynamická explicitní metoda s kvazistatickou implicitní metodou.[91], [92]

9.1.2 Statická explicitní metoda

Statická explicitní metoda nevyužívá iterační proces. Rovnice rovnováhy jsou splněny pouze ve stavu poměru, a výsledek se tak může značně lišit od skutečné hodnoty. Pro eliminaci chyb se volí velmi malý krok výpočtu. Jedná se o poměrně rychlou metodu, ale zase méně přesnou, proto se používá jen zřídka. [91]

9.1.3 Statická implicitní metoda inkrementální

Staticko-implicitní přístup se jeví jako ideální pro problematiku tváření kovů. Rovnice statické rovnováhy je řešena iterativně, což zajišťuje, že podmínky rovnováhy jsou splněny v každém kroku. V praxi jsou však nelineární problémy zahrnující hodně kontaktů a ty mohou vést k pomalé nebo nedostatečné konvergenci. Doba potřebná k řešení soustavy rovnic roste přibližně kvadraticky s počtem stupňů volnosti. Metoda může být použita pro přesnou simulaci odpružení nebo pro simulaci lemování. [55], [56]

9.1.4 Statická implicitní metoda s velkým krokem

Jedná se o přístup využívající velký přírůstkový časový krok. Metoda může být použita za předpokladu speciální úpravy kontaktů a využití algoritmu pro řešení nespojitého ohybu a adaptivního zjemnění sítě v potřebné lokalitě. Některé výsledky pouze aproximuje. Specializované funkce jsou vhodné pro simulace tváření tenkých plechů, čímž činí kód efektivním. Například pro simulaci využívající informace o kontaktních nebo nekontaktních plochách není metoda vhodná, protože je omezena predikce zvrásnění plechu a vzpěru. [91]

9.1.5 Statická metoda jednokroková

V přístupu se používá jediný časový krok. Za předpokladu lineární dráhy deformace a zanedbání historie kontaktů je možné použít jediný časový krok, který uvažuje proces deformace z konečné konfigurace součásti do počáteční konfigurace plochého polotovaru. Metoda zahrnuje výrazné zjednodušení, proto je její hlavní výhodou velmi krátká doba výpočtu a méně vstupních dat. Použití těchto kódů se uplatňuje ve fázi návrhu produktu, při absenci informací o lisovacích nástrojích. [55], [56]

9.2 Software pro numerické simulace plošného tváření

V následující části budou představeny nejznámější software, které se používají v automobilovém průmyslu pro simulace plošného tváření.

9.2.1 AutoForm

Společnost AutoForm byla založena v roce 1995 ve švýcarském Curychu a od té doby se neustále rozrůstá. Svými inovacemi pro rychlou, a hlavně spolehlivou validaci inženýrských, vývojářských a výrobních procesů, společnost AutoForm nesmírně ovlivnila trh. Nabízené produkty jsou programy ve formě softwarového balíku, který obsahuje programy na různé operace jako například AutoForm-StampingAdviser, AutoForm-Explorer, AutoForm-Sigma, AutoForm-DieDesigner atd.

AutoForm patří mezi známé software pro simulace procesu tváření, které využívá především automobilový průmysl. Mezi hlavní výzvy firmy AutoForm v automobilovém průmyslu patří redukce emisí CO₂, spotřeby paliva a s tím související hmotnosti vozidla a snížení spotřeby materiálu na výrobu, ale také zvýšení bezpečnosti, digitalizace a implementace Průmyslu 4.0. Dále se AutoForm angažuje do elektrických a medicínských aplikací, leteckého průmyslu, ale také do průmyslu výroby tzv. bílých produktů pro domácnosti.

V následujících odstavcích jsou ve stručnosti shrnuty možnosti, které AutoForm nabízí. Při návrhu nových dílů je velmi důležitá zpětná vazba o proveditelnosti. Důležité je, aby byla dodána spolehlivě, včas a srozumitelně. Analýza proveditelnosti se dělá v případě, kdy je k dispozici pouze geometrie nové součásti, ale nejsou k dispozici žádné informace o nástroji nebo výrobním procesu. AutoForm umožňuje rychle a snadno vyhodnotit proveditelnost dílu a také určit tvar polotovaru, využití materiálu a cenu polotovaru.

Další velmi důležitou oblastí použití softwaru AutoForm je při návrhu tvářecích nástrojů, nejčastěji zápustek. Problematika úzce souvisí s analýzou proveditelnosti dílu. Uživatel může zápustku, respektive její tvarové plochy navrhovat a odsimulovat přímo z CAD dat.

Kromě zmíněných oblastí je možné ještě simulovat kompletní tvářecí proces od hlavní tvářecí operace, až po ty vedlejší jako je odstříhávání nebo obrubování. Lze tak optimalizovat střižnou linii, redukovat zpětné odpružení a zabránit vzniku možných povrchových vad na výlisku.

Jako poslední možnost využití zde zmíním tvorbu digitálního dvojčete. Software AutoForm nabízí svým uživatelům digitální reprezentaci procesu, která slouží jako plán reálného fyzického procesu, ať už se jedná o zkoušení a výrobu výlisků či sestav BiW. Pokud by se ve fyzické výrobě vyskytl problém, je možné pomocí digitálního dvojčete určit jaké jsou zapotřebí zákroky ve fyzickém procesu. Software tak umožňuje předvídat, řídit a efektivně řešit problémy, čímž se dá snížit počet zkoušecích smyček ve fyzické výrobě.

9.2.2 PAM-STAMP

Další ze softwarů pro numerickou simulaci plošného tváření je program od ESI group. Jedná se o program PAM-STAMP, který je součástí velkého softwarového balíku pod názvem PAM. Společnost ESI group (*Engineering Systems International*) byla založena v roce 1973 ve Francii. Mezi hlavní zaměření patří počítačové simulace pro automotive, letecký průmysl, vojenský průmysl a energetiku. Programy z balíku PAM řeší danou problematiku pomocí filozofie založené na přenosu informací o změnách fyzikálních vlastností mezi jednotlivými moduly numerické simulace technologických procesů tzv. *virtual manufacturing*, až po simulaci samotného výrobku tzv. *virtual prototyping*. [93]

PAM-STAMP je dalším velmi známým softwarem pro simulace výrobních procesů tváření, návrhu nástrojů a optimalizaci výroby. Mezi procesy tváření, které PAM-STAMP umožňuje simulovat patří hluboké tažení, ohýbání, lisování do pryže nebo hydroforming plechů a trubek. Je možné provést validaci lisování jednotlivého dílu, ale také validovat sestavy. Tvoří tak prostředek pro ověřování klíčových výrobních procesů a kompletaci sestav i sub-sestav všech plošně lisovaných dílů od konvenčních ocelí až po lehčené plechy.[94]

Vstupními daty pro numerickou simulaci v PAM-STAMP je CAD model tvářecího nástroje a polotovaru. Automatický generátor poté v softwarovém prostředí převede vstupní geometrii na požadovanou výpočtovou síť. Diskretizovaný FE (*Finite element*) model je v grafickém prostředí pre-processoru doplněn potřebnými okrajovými podmínkami, definováním kontaktů a zatěžujícími podmínkami. PAM-STAMP pracuje s explicitní formulací metody konečných prvků při řešení pohybové rovnice rovnováhy vnitřních a vnějších sil. Uvažuje se také s nelineární deformační historií polotovaru. Materiálové chování během simulace je založeno na Hillově formulaci [95], [96], [97], [98]. podmínky plasticity, která bere ohled na směrově závislou anizotropii plechu, vznikající během válcování. Pro simulace tváření hliníku je možné v programu zvolit Hillovu nekvadratickou podmínku plasticity [99]. Během simulace může být deformační zpevňování materiálu doplněno o citlivost na deformační rychlost. Díky znalosti deformační historie je možné do výpočtu zahrnout kritéria porušování soudržnosti plechu v průběhu tažení. PAM-STAMP umožňuje vizualizovat lokální překročení hraniční plastické deformace, ztenčení, či překročení křivky mezních deformací. Pro svou obecnou formulaci lze PAM-STAMP použít pro numerické simulace libovolné výrobní technologie plošného tváření. [100]

10 Cíle disertační práce

Cíle vycházejí z provedené literární rešerše, která byla obsažena v předchozích kapitolách. Cílem práce je vytvořit metodiku, měření a vyhodnocování zkoušky dle Nakajima, dále vytvoření metodiky, která popíše, jak rychlost deformace ovlivňuje polohu křivek FLC a jak s tímto parametrem pracovat, aby simulace procesu odpovídala reálnému procesu. Dalším cílem práce je testování dané problematiky na reálném výlisku a posledním cílem je vytvoření metodiky práce se simulačním softwarem s ohledem na polohu křivek FLC při různých rychlostech deformace.

Návrh metodiky pro vyhodnocování FLC křivek při vyšších rychlostech deformace.

Řešení hlavního cíle práce lze rozdělit na řešení jednotlivých dílčích cílů:

1. Metodika vyhodnocování zkoušky tahem pomocí systému ARAMIS pro různé rychlosti deformace
2. Metodika přípravy měrné sítě pro sledování deformací na povrchu plechu
3. Vliv jednotlivých parametrů na zkoušku tahem
4. Studium polohy FLC křivek v závislosti na rychlosti deformace
5. Testování problematiky na prototypovém výlisku
6. Metodika sestavení materiálové karty
7. Verifikace naměřených výsledků pomocí numerické simulace

11 Metodika vyhodnocování zkoušky tahem pomocí systému ARAMIS pro různé rychlosti deformace

Pochopení vlivu rychlosti deformace na lisovací proces přinese zpřesnění materiálových modelů používaných v numerických simulacích a možnost lépe a přesněji navrhnout technologii tvářecího procesu. V současné době, je kladen velký důraz na stabilní lisovací proces, proces bez vzniku vad, co možná největší využití materiálu z hlediska dosažitelných deformací. Převážně u vysoko pevnostních ocelí, které mají menší tvářitelnost (zásobu plasticity) se mnohem hůře dosahuje požadovaného tvaru. V dnešní době je tendence vyrábět velké výlisky v rychlejším taktu i 15÷20 zdvihů za min. (dříve 4÷10 zdvihů za min.). Moderní lisy to sice dnes umožňují, ale objevuje se nestabilita lisovacího procesu, která se projevuje např. vyšším podílem neshodných výlisků. Snížení taktu výroby (počet zdvihů za min.) vede ke snížení počtu neshodných výlisků (vyřeší se nestabilita lisovacího procesu). To, ale neřeší problém požadované produktivity práce, protože se snížením taktu výroby vznikají vícenáklady (delší čas pro dosažení požadované výrobní dávky). Proto vytvoření metodiky vlivu rychlosti deformace na polohu FLC křivky umožní lépe navrhovat výrobní proces s využitím simulačních softwarů pro technologie plošného tváření, docílí se přesnějšího návrhu lisovacího procesu a umožní využívat vysokopevnostní oceli na hranici dosažitelných deformací.

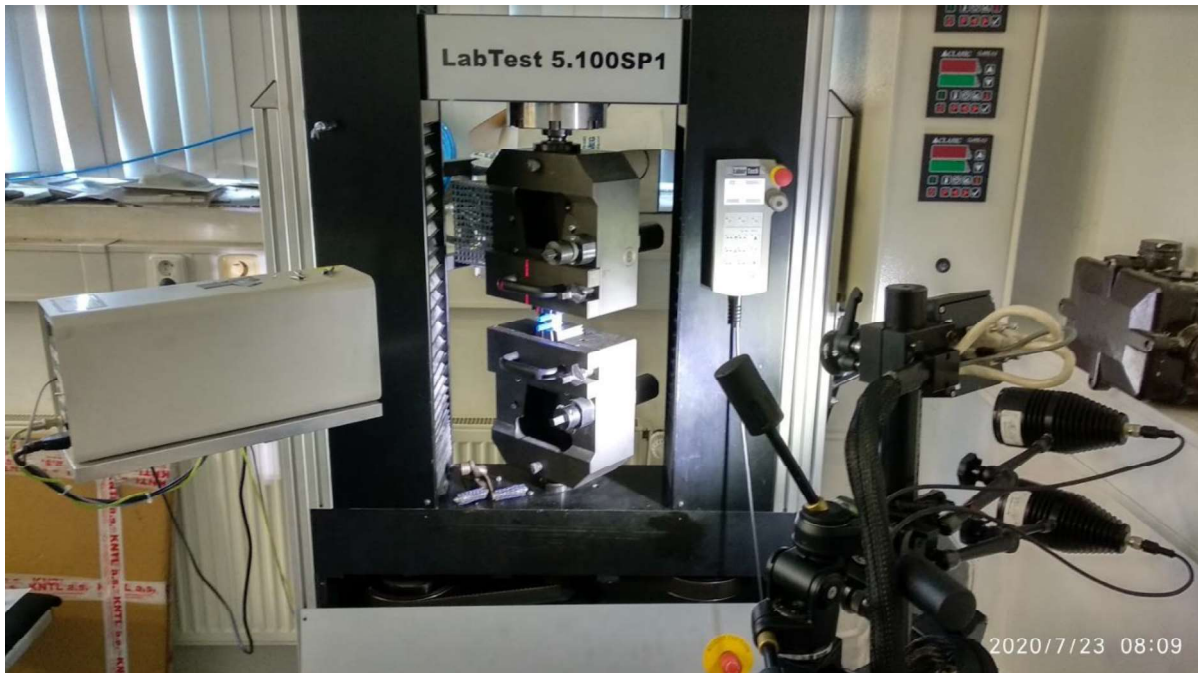
Součástí moderních materiálových modelů je popis křivky zpevnění pro různé rychlosti deformace. Ale již není zahrnut vliv zásoby plasticity s ohledem na rychlost deformace. Zásobu plasticity uvádí například křivka FLC.

11.1 Propojení kamerového systému ARAMIS se zkušebním zařízením

Jedním z dílčích úkolů disertační práce je vyřešení propojení systému ARAMIS s trhacím zařízením (LabTest Model 5.100SP1) a zajistit získání dat z obou zařízení zároveň. Dále je třeba porovnat výsledky získané kamerovým systémem ARAMIS s extenzometry, kterými je osazen zkušební stroj pro zkoušku tahem. Zkouška tahem byla provedena na mechanickém zkušebním stroji LabTest 5.100SP1 od firmy LABORTECH s.r.o. viz Obrázek 11.1. a Tabulka 11.1.

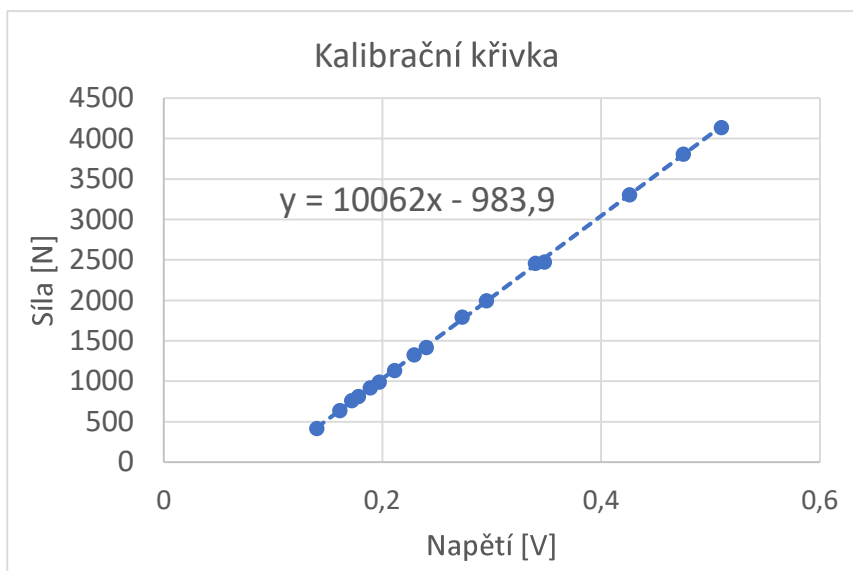
Toto zkušební zařízení poskytuje naměřené hodnoty síly pouze v digitální podobě. Systém ARAMIS je však schopen přijímání dat pouze v analogové podobě, takže nastal problém vzájemné komunikace mezi měřicím systémem a zkušebním strojem.

Systém ARAMIS umožňuje importování naměřených hodnot síly formou textového souboru, takže naměřená digitální data získaná z trhacího zařízení se převedla do textového souboru a poté se na importovala do systému ARAMIS, čímž bylo docíleno propojení dvou zařízení viz Obrázek 11.1.



Obrázek 11.1 Propojení trhacího zařízení LabTest 5.100SP1 se systémem ARAMIS [1A]

Po ověření funkčnosti systému bylo řešeno propojení systému ARAMIS se zkušebním zařízením pomocí analogového kabelu. Pro převod dat bylo nutné provést kalibraci použitého převodníku, viz Graf 11.1. Pomocí provedených kalibračních měření byla sestavena kalibrační křivka s odpovídající rovnicí, která byla použita do vyhodnocovacího systému ARAMIS.



Graf 11.1 Kalibrační křivka zkušebního zařízení [2A]

Napětí [V]	Síla [N]
0,14	414
0,161	635
0,172	760
0,178	812
0,189	918
0,197	990
0,211	1130
0,229	1324
0,24	1415
0,273	1793
0,295	1995
0,348	2475
0,34	2457
0,426	3306
0,475	3808
0,51	4136

Tabulka 11.1 Parametry stroje LabTest Model 5.100SP1

Technická data	5.1002P1	Jednotky
Jmenovité zatížení	100	[kN]
Min. zkušební rychlost	0,001	[mm/min]
Max. zkušební rychlost	600	[mm/min]
Návratová rychlost	600	[mm/min]
Přesnost řízení rychlosti	±0,5	[%]
Rozlišení polohy příčnicku	1	[um]
Opakovatelnost změny	2	[um]
Výška pracovního prostoru	1130	[mm]
Šířka pracovního prostoru	400	[mm]
Rozměry stroje V x Š x H	2373x920x880	[mm]
Hmotnost stroje	533	[Kg]
Tuhost rámu	1,6x10 ⁻⁶	[mm/N]
Barevná úprava	9005 elox	RAL
Teplota pracovního prostředí	10 – 35	[°C]
Vlhkost pracovního prostředí	20 – 70	[%]
Napájecí napětí	230V 50/60Hz	[V]
Příkon stroje	2200	[VA]

11.2 Kalibrace kamerového systému

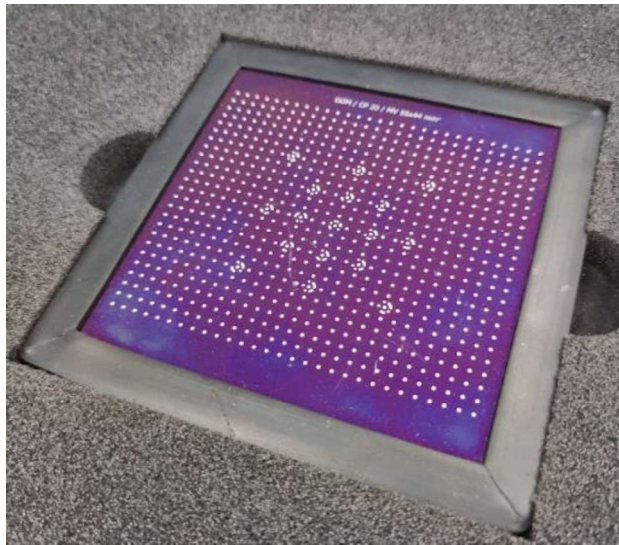
Jak již bylo uvedeno, pro analýzu deformace byl při zkoušce použit optický měřicí systém ARAMIS, viz Obrázek 11.2. Měřicí systém je vybaven dvěma CCD kamerami umístěnými v příslušné vzdálenosti (dle velikosti sledovaného objektu) a pod takovým úhlem, který vytváří ohnisko na povrchu vzorku při jeho uložení do zkušebního stroje. Měřicí systém je umístěn na rameni před vzorkem v požadované vzdálenosti (dle velikosti sledovaného objektu i použitých objektivů). Klíčovým faktorem je také osvětlení vzorku, které obzvlášť při vyšších rychlostech zatěžování hraje zásadní roli pro pozorovatelnost analyzovaného objektu. Dva osvětlovací prvky osazené polarizačním filtrem umožňují vytvořit rovnoměrné světelné podmínky po celé ploše měřeného vzorku, avšak při vyšších rychlostech deformace bylo zapotřebí přidavného osvětlení vzorku, k čemuž byl použit výkonný LED reflektor.



Obrázek 11.2: Optický snímací systém ARAMIS [1A]

11.2.1 Kalibrace

Pro dosažení relevantních výsledků je potřeba měřicí systém kalibrovat. Kalibrace je podmíněna spuštěním a zahřátím systému na provozní teplotu (nutné i před každým prvním měřením, výrobcem je doporučeno min. 25 minut). Dále je třeba ověřit nutnou vzdálenost kamer od sebe na rameni (zde 318 mm). Pomocí laserového paprsku, který je součástí sestavy kamerového systému, odměříme požadovanou vzdálenost kamer od zvoleného povrchu 785 mm. Následně se pomocí šroubů na kloubech nastaví úhel kamer 25°, což se dělá pomocí kalibrační destičky a laserového paprsku tak, aby byl bod tvořený laserovým paprskem viditelný na stejném místě pozorovaným oběma kamerami. Poté je možné spustit kalibrační protokol. Kalibrační protokol spočívá v polohování kalibrační destičky viz Obrázek 11.3 dle kalibračních požadavků uvedeném v manuálu měřicího systému. Kalibrační protokol je k dispozici v příloze 1.



Obrázek 11.3: Kalibrační destička CQ/CP20 55x44 [1]

11.3 Nastavení snímací frekvence

Se systémem ARAMIS lze provádět jednoduchá deformační měření, kdy je nadefinována konstantní frekvence snímání. Zkouška tahem patří sice svým principem mezi jednoduché mechanické zkoušky, její průběh však vyžaduje nastavení různých snímacích frekvencí. Pro sledování zkoušky tahem se může využít předdefinovaných systémových šablon nebo vytvořit měřicí sekvence definované uživatelem.

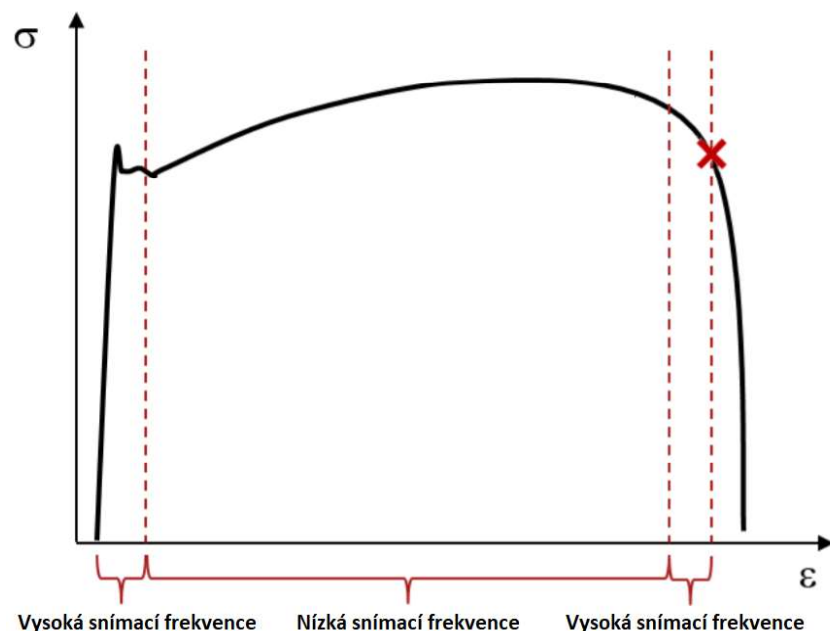
Nejprve je nutné spustit software a měřicí senzor. V softwaru byl založen nový projekt a senzory byly inicializovány a nastavena poloha senzoru vůči zkušebnímu tělesu. Měřicí sekvence zahrnuje jeden nebo několik prvků měření, které se liší z hlediska složitosti. V průběhu měření jsou v chronologickém pořadí spouštěny prvky nadefinované v měřicí sekvenci a probíhají nadefinované operace.

V měřicí sekvenci je zapotřebí vždy nadefinovat následující úkony:

- Začátek měření
- Průběh měření (např. rychlé – pomalé – rychlé nebo s fixní snímkovací frekvencí)
- Konec měření

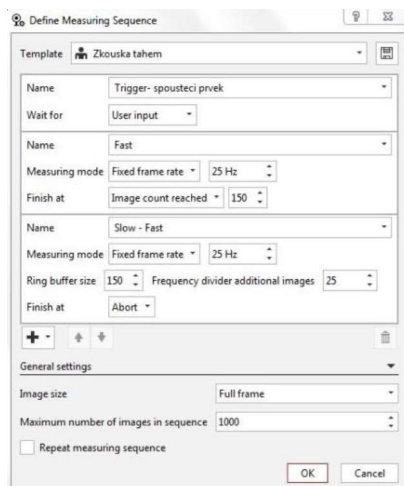
Pro jednu měřicí sekvenci lze použít buď jen jeden prvek měření, případně je možné zkombinovat několik měřících prvků. Prvky se mohou kombinovat v libovolném pořadí.

Během zkoušky tahem je podstatné zaměřit se na data naměřená před přechodem na plastickou deformaci a pak na data získaná těsně před lomem zkušebního tělesa. Aby byl získán dostatek dat během těchto částí testu, zaznamenávají se tyto dva úseky zkoušky tahem s vysokou frekvencí. Ve zbylých částech testu není nutné získat tak vysoké množství naměřených obrazů a měření se tedy provádí s nižší frekvencí – viz Obrázek 11.4.



Obrázek 11.4 Schématické vyznačení snímacích frekvencí během zkoušky tahem [1A]

Měřicí sekvence obsahuje tři jednoduché prvky, přičemž každý definuje jednu část měření. Klepnutím na OK v dialogovém okně se spouští měření. Pro zkoušku tahem lze použít nejprve vyšší frekvenci 25 Hz. V tuto dobu se sleduje oblast elastických deformací. Prostřední část diagramu zkoušky tahem se může snímat frekvencí nižší a naopak závěrečná oblast těsně před lomem zkušebního tělesa je opět nahrávána vyšší snímkovací frekvencí. Na Obrázek 11.5 je vidět přesné nastavení snímkovacích frekvencí v programu ARAMIS Professional pomocí spouštěcího prvku (trigger) a funkce ring buffer



Obrázek 11.5 Definování měřicí sekvence prvkem trigger a funkcí ring buffer [1A]

Připravené vzorky, na které byla nanesena náhodná bílá černá síť, byly umístěny do čelistí zkušebního stroje. Před spuštěním zkoušky bylo vždy zapotřebí zkontrolovat kvalitu sítě, jestli je dostatečně kontrastní a čitelná pro kamery. Jelikož se měřilo i při poměrně vysokých rychlostech, bylo potřeba zvýšit snímkovací frekvenci kamer, ale zároveň i zvýšit intenzitu osvětlení vzorku. Opatření se týkalo především rychlostí příčniku 600 mm/min. Z toho důvodu bylo zapotřebí nainstalovat další externí LED reflektory vedle těch, které jsou součástí sestavy kamerového systému ARAMIS. Bylo nutné ověřit jejich použitelnost, zda jejich použití nemá vliv na získané výsledky.

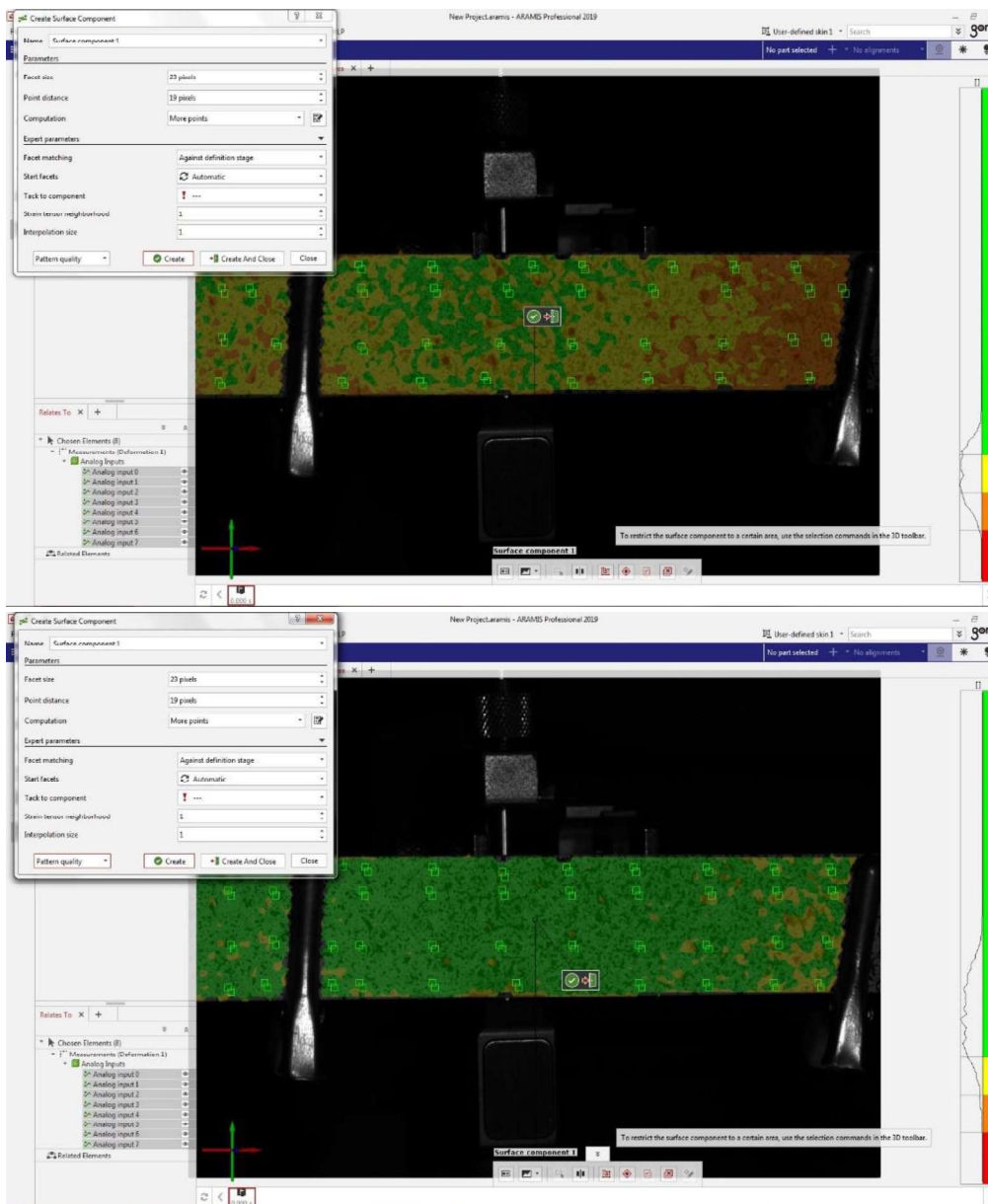


a) Rozestavení kamerového systému pro nižší rychlosti



b) Rozestavení kamerového systému pro vyšší rychlosti

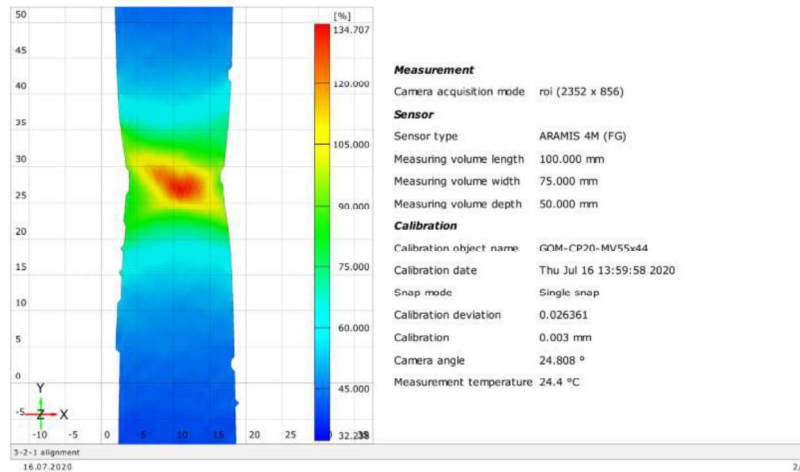
Obrázek 11.6 Konfigurace kamerového systému ARAMIS pro měření zkoušky tahem při nízkých a vysokých rychlostí deformace [3A]



Obrázek 11.7 Ověření kvality měřeného povrchu („*patternu*“) při vysoké snímací frekvenci bez přidavného (nahore) a s přidavným osvětlením (dole) [3A]

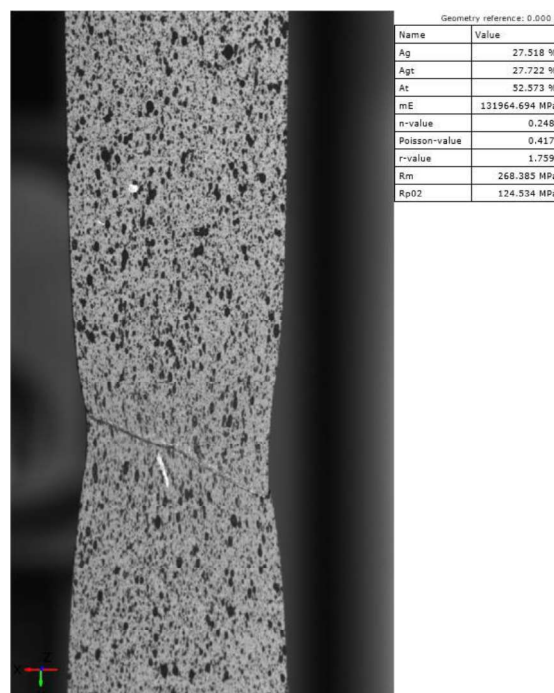
Na Obrázek 11.7 je vidět, jak přidání LED reflektorů pomohly při čtení sítě v průběhu zkoušek. Nahoře je vidět, že bez reflektorů jsou na vzorku žlutá až oranžová místa (místa s horší kvalitou *patternu*), kdežto po přidání je měřená oblast na vzorku celá zelená, což svědčí o správné kvalitě „*patternu*“. Poté co byla zkontrolována kvalita nanesené stochastické sítě, tak se nastavila rychlost příčnicku, počáteční měřená délka z laserového extenzometru se přepsala do Test & Motion a následně se na extenzometru vynulovala. Pak stačilo již zapnout snímkování kamer a spustit zkoušku. Pomocí kalibrovaného kamerového systému umístěného před vzorky se snímala deformace v průběhu zkoušky. Měření se vyhodnocovala pomocí systému ARAMIS a pomocí softwaru Test & Motion, který je připojený pomocí počítače přímo ke zkušebnímu stroji, se také řídila zkouška se všemi potřebnými vstupy.

Po provedení zkoušky tahem vyexportuje systém ARAMIS protokol měření, který informuje o naměřených hodnotách. K dispozici je mimo jiné možnost získat kterýkoliv snímek z celého průběhu deformace. Takový snímek je pro přehlednost opatřen barevnou škálou dle stupně deformace, díky čemuž je možné pozorovat např. vznik krčku na měřeném vzorku (viz Obrázek 11.8). Protokol také poskytuje informace o velikosti snímaného prostoru, podmínkách zkoušky nebo o kalibrační odchylce. Kalibrační odchylka z měření byla v tolerované oblasti a snímací úhel 24,808° se lišil oproti požadovaným 25° méně než o jedno procento.



Obrázek 11.8 Výsledný protokol – údaje o snímané zkoušce [1A]

Protokol zobrazuje výsledky mechanických vlastností zkoušeného materiálu. Kromě hodnoty celkového prodloužení byla získána také hodnota homogenní tažnosti, exponentu deformačního zpevnění, součinitele plastické anizotropie, Poissonovy konstanty, meze pevnosti a meze kluzu viz Obrázek 11.9.



Obrázek 11.9 Hodnoty mechanických vlastností získané z tahové zkoušky [1A]

11.4 Srovnání přesnosti optického systému ARAMIS s extenzometry

Dalším z cílů bylo ověření správné kalibrace a správného propojení optického systému ARAMIS s trhacím zařízením LabTest S5.100SP1. Důvod pro použití tohoto optického systému místo běžných konvenčních systémů bylo rychlejší a přesnější vyhodnocování naměřených dat (především hodnot n a r). Technické specifikace kamerového systému ARAMIS a laserového extenzometru LE-05 jsou uvedeny v Tabulka 11.2 a Tabulka 11.3. Srovnání těchto systémů je vidět na Graf 11.2 a Graf 11.3.

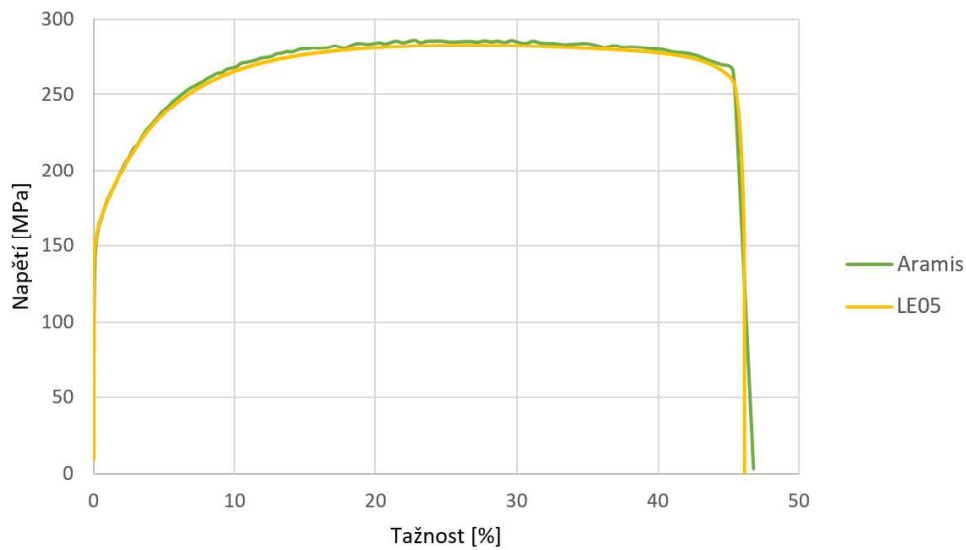
Tabulka 11.2 Technické specifikace optického systému ARAMIS

Měřená plocha	10 mm x 7 mm až 3450 mm x 2500 mm
Maximální rychlost snímání (frekvence)	60 Hz při snímání celé plochy 120 Hz při snímání 1/2 plochy 240 Hz při snímání 1/4 plochy 480 Hz při snímání 1/8 plochy 960 Hz při snímání 1/16 plochy
Doba expozice (uzávěrka)	0,1 ms až 2 s
Rozsah měření deformací	0,02 % až > 100 %
Přesnost	Až 0,01 %
Ohnisková vzdálenost	100 mm
Měřená plocha při vzdálenosti kamer od vzorku 500 mm	10 mm x 7 mm až 100 mm x 70 mm
Měřená plocha při vzdálenosti kamer od vzorku 800 mm	10 mm x 7 mm až 200 mm x 140 mm
Velikost kalibrační destičky	53 mm x 38 mm až 88 mm x 63 mm
Úhel paprsků světla pro ohniskovou vzdálenost \geq 65 mm	10°

Tabulka 11.3 Parametry laserového extenzometru LE-05.

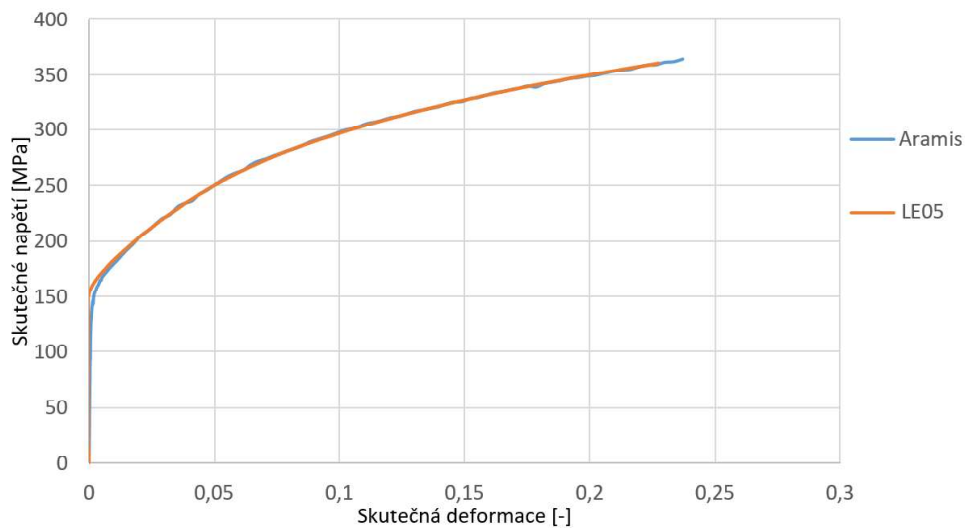
Technická data	LE-05	Jednotky
Měřicí rozsah	8÷127	[mm]
Nelinearita	$\pm 0,01$	[mm]
Rozlišení	0,001	[mm]
Opakovatelnost	$\pm 0,005$	[mm]
Třída přesnosti dle EN ISO 9513	0,5	[mm]
Rozměry (délka x výška x hloubka)	381x180x115	[mm]
Hmotnost	6	[kg]
Měřicí frekvence	100	[Hz]

Smluvní tahový diagram
Srovnání optického systému ARAMIS s konvečním systémem LE-05



Graf 11.2 Smluvní tahový diagram [2A]

Skutečný tahový diagram
Srovnání optického systému ARAMIS s konvečním systémem LE-05



Graf 11.3 Skutečný tahový diagram [2A]

11.5 Dílčí závěr

Propojením zkušebního zařízení LabTest Model 5.100SP1 s optickým systémem ARAMIS bylo docíleno automatické vygenerování měřícího protokolu s hodnotami mechanických vlastností. Hlavním pozitivem oproti běžnému konvenčnímu měření mechanických vlastností např. pomocí příčného extenzometru a průtahoměru je vyloučení výpočtu součinitele plastické anizotropie a exponentu deformačního zpevnění z procesu vyhodnocování.

12 Metodika přípravy měrné sítě pro sledování deformací na povrchu plechu

Z důvodu častého porušování měrné sítě v průběhu zkoušky tahem viz Obrázek 12.1 a zkoušky dle Nakajimy viz Obrázek 12.2, bylo zapotřebí se zabývat správnou povrchovou předúpravou před nanesením měrného měřicího patternu. Bylo nutné předejít poškození (nečitelnosti) patternu před ukončením zkoušky, jinak by nebylo možné výsledky zkoušky vyhodnotit. Soudržnost patternu je závislá na povrchu analyzovaného materiálu, ale především rychlosti deformace, která výrazně zhoršuje čitelnost sítě. Z tohoto důvodu bylo nejprve nutné určit vhodný způsob předúpravy povrchu, správný druh a způsob nanášení barvy.



Obrázek 12.1 Vzorky pro zkoušku tahem s nesprávně provedeným postupem odmaštění [1A]



Obrázek 12.2 FLC vzorek s nesprávně provedeným postupem odmaštění [4A]

12.1 Zkouška dle Erichsena – volba barvy

Souběžně s testováním předúprav povrchu bylo nutné vybrat vhodnou kombinaci podkladové a kontrastní barvy pro její dobrou čitelnost kamerovým systémem ARAMIS. Barvy, které byly testovány, jsou uvedeny v Tabulka 12.1. a na Obrázek 12.3.

Tabulka 12.1 - Testované barvy [4A]

Typ barvy	Název	Popis
Podkladová bílá barva	Belton PU Wasserlack RAL 9010	PU barva na vodní bázi
	Motip Matt White RAL 9010	Akrylová barva
	Belton Universal Primer White	Univerzální základová barva
Patternová černá barva	Motip Matt Black RAL 9005	Akrylová barva
	Montana GRANIT	Barva na vodní bázi se speciálními efektem s jemnými plastovými částicemi
	Belton Special – GRANIT EFFECT	Barva tvořící tzv. „žulový“ efekt

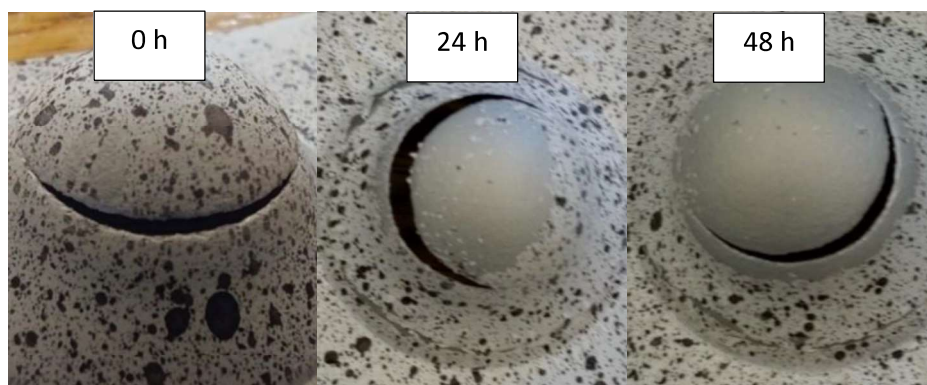


a) Akrylové matné barvy b) Akrylová barva a PU barva c) PU barva s granitovým efektem

Obrázek 12.3 Použité kombinace barev ve spreji [4A]

Pro testování byly připraveny čtyři pásy plechu, ze kterých byly tři odmaštěny způsobem uvedeným v části 4.4.1, zatímco čtvrtý byl neodmaštěný pro kontrolu, že je povrchová předúprava skutečně nutná. Na každý z odmaštěných vzorků byl poté nanesen jeden druh podkladové barvy a na neodmaštěný vzorek byla nanesena barva Motip Matt White RAL 9010. Po zaschnutí byl proveden nástřik patternu, aby v systému ARAMIS bylo možné vyhodnotit jeho kvalitu. Barvou Belton Special – GRANIT EFFECT se nepodařilo dosáhnout potřebné kvality, a proto byla vyřazena z testu. Barvou Motip Matt Black RAL 9005 se podařilo vytvořit dostatečný pattern, ale nástřik musel být prováděn škrcením trysky, což se ukázalo náročné provádět opakovaně a bylo zde riziko velkých kapek. Barva Montana GRANIT šla nanášet krátkými stříky ze vzdálenosti asi 200 ÷ 300 mm a produkovala ostře kontrastní pattern. Po ověření, bylo možné vytvořit kvalitní kontrastní pattern a bylo možné přistoupit ke zkoušce přilnavosti nástřiku. Test probíhal na zařízení pro zkoušku hloubením dle Erichsena, protože výsledný tvar velice připomíná tvar po zkoušce dle Nakajimy, ovšem s menší spotřebou materiálu. Předmětem zájmu bylo, jak se bude nástřik chovat v okolí trhliny a zda se nebude odlupovat. Pro každý typ nástřiku byly provedeny zkoušky hned po uschnutí nástřiku, a následně v časových odstupech po 24 hodinách a po 48 hodin.

Cílem bylo ověření, zda bude možné připravit vzorky najednou, nebo se vytvrzením stane barva křehkou. Výsledky jsou vidět na Obrázek 12.4, Obrázek 12.5 a Obrázek 12.6.



Obrázek 12.4 – Belton PU Wasserlack RAL 9010 + Motip Matt Black RAL 9005 (zleva: po uschnutí nástřiku; po 24 h; po 48 h) [4A]



Obrázek 12.5 - Motip Matt White RAL 9010 + Motip Matt Black RAL 9005 (zleva: po uschnutí nástřiku; po 24 h; po 48 h) [4A]



Obrázek 12.6 - Belton Universal Primer + Montana GRANIT (zleva: po uschnutí nástřiku; po 24 h; po 48 h) [4A]

Na základě této zkoušky byla vyhodnocena nejlepší kombinace barev (Belton Universal Primer + Montana GRANIT). Nástřik jako jediný nejevil známky odlupování v čase do 5 minut, tedy ihned po nanesení nástřiku. Jelikož jsme nenašli žádnou podkladovou barvu, která by se s odstupem 24 hodin, respektive 48 hodin nevykazovala poškození, bylo nutné provádět nástřik bezprostředně před zkouškou.

12.2 Metodika přípravy povrchu

Další oblastí, kterou bylo nutné vyřešit, je předúprava povrchu měřeného vzorku před nanesením patternu. Předúprava nesmí provést na vzorku jakékoli poškození, kterým by mohlo dojít k ovlivnění výsledku zkoušky.

12.2.1 Odmaštění vzorků

Vzhledem k nutnosti aplikace nástřikového systému je potřeba docílit kvalitně odmaštěného povrchu. Takový povrch není náchylný k defektům při deformaci a absenci nečistot zajišťuje kvalitní přilnutí nástřikového systému i při hlubokém tažení vzorků. Pro získání odmaštěného povrchu byl po provedených experimentech použit následující postup, který vykazoval nejlepší vlastností následné přilnavosti patternu:

- Oplach v horké vodě s Jarem
- Oplach + Vysušení
- Aplikace odmašťovače Eternal
- Oplach horkou vodou a vysušení
- Aplikace Izopropylalkoholu

Zmíněný postup se ukázal jako dostatečný postup pro získání takového povrchu, který umožňuje kvalitní spojení povrchu a barvy, která vytváří snímací systém. Zvláště důkladnému čištění byla věnována pozornost zejména na plochách později opatřených barvou.



Obrázek 12.7 - Mycí stanoviště s použitými přípravky [4A]

12.2.2 Aplikace nátěrového systému

Pro správné vyhodnocení pomocí optického měřicího systému ARAMIS, je třeba vytvořit dostatečně kontrastní vzor, který bude obsahovat dostatečné množství bodů o správné velikosti. Použité spreje jsou na Obrázek 12.8.



Obrázek 12.8: Použité spreje tvořící snímací nátěr

Při přípravě experimentu bylo hledáno nejvhodnější řešení, které nakonec sestává z podkladového základového nástřiku z polyuretanové barvy a následné aplikace speciální dvousložkové barvy vytvářející granitový efekt Obrázek 12.6. Kombinaci nástřiků vidíme na obrázku Obrázek 12.5. Předchozí kombinace barev různých autolaků vykazovali nedostatečnou soudržnost a nevytvářeli konzistentní nebo nebyl dostatečně kontrastní povrch Obrázek 12.4. Zvolený nátěrový systém je aplikován pomocí následujícího postupu:

- Odmaštění izopropylalkoholem
- Aplikace základové barvy
- Vysušení do zaschnutí vrchních vrstvy barvy
- Aplikace granitové barvy
- Vysušení do zaschnutí bílé složky

12.3 Dílčí závěr

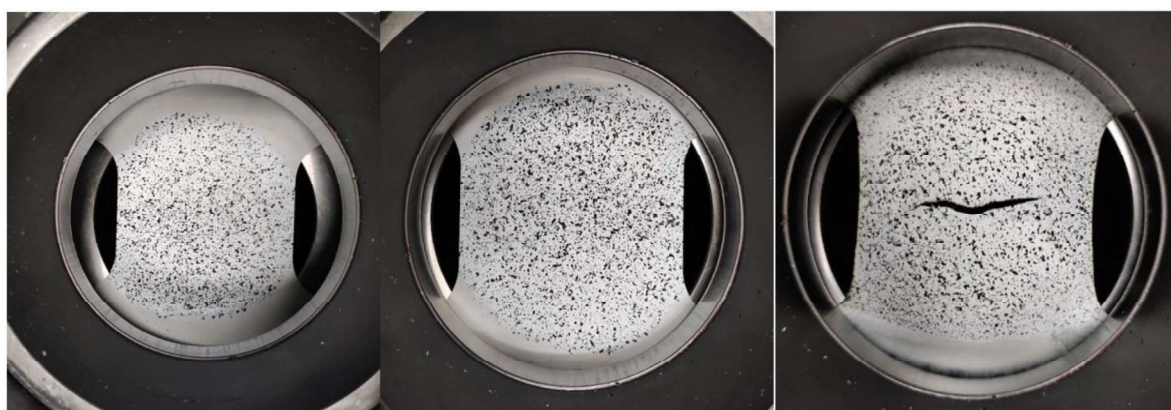
Velmi důležitá je dobrá předúprava povrchu a dále správně zvolený typ barvy pro vytvoření kvalitního patternu. Následující postup se ukázal jako nejvíce odolný při vysokých rychlostech tažení, kdy bylo zapotřebí disponovat nevytvrzeným nátěrovým systémem. V tomto případě to znamenalo komplikaci v podobě nemožnosti předpřípravy nátěru a každý vzorek byl opatřen nátěrem v určité, časové krátké době před vlastním měřením. Výsledky soudržnosti patternu je vidět na Obrázek 12.9, Obrázek 12.10 a Obrázek 12.11.



Obrázek 12.9 Pattern, který je tvořen bílou podkladovou barvou a černým matným nástřikem [1A]



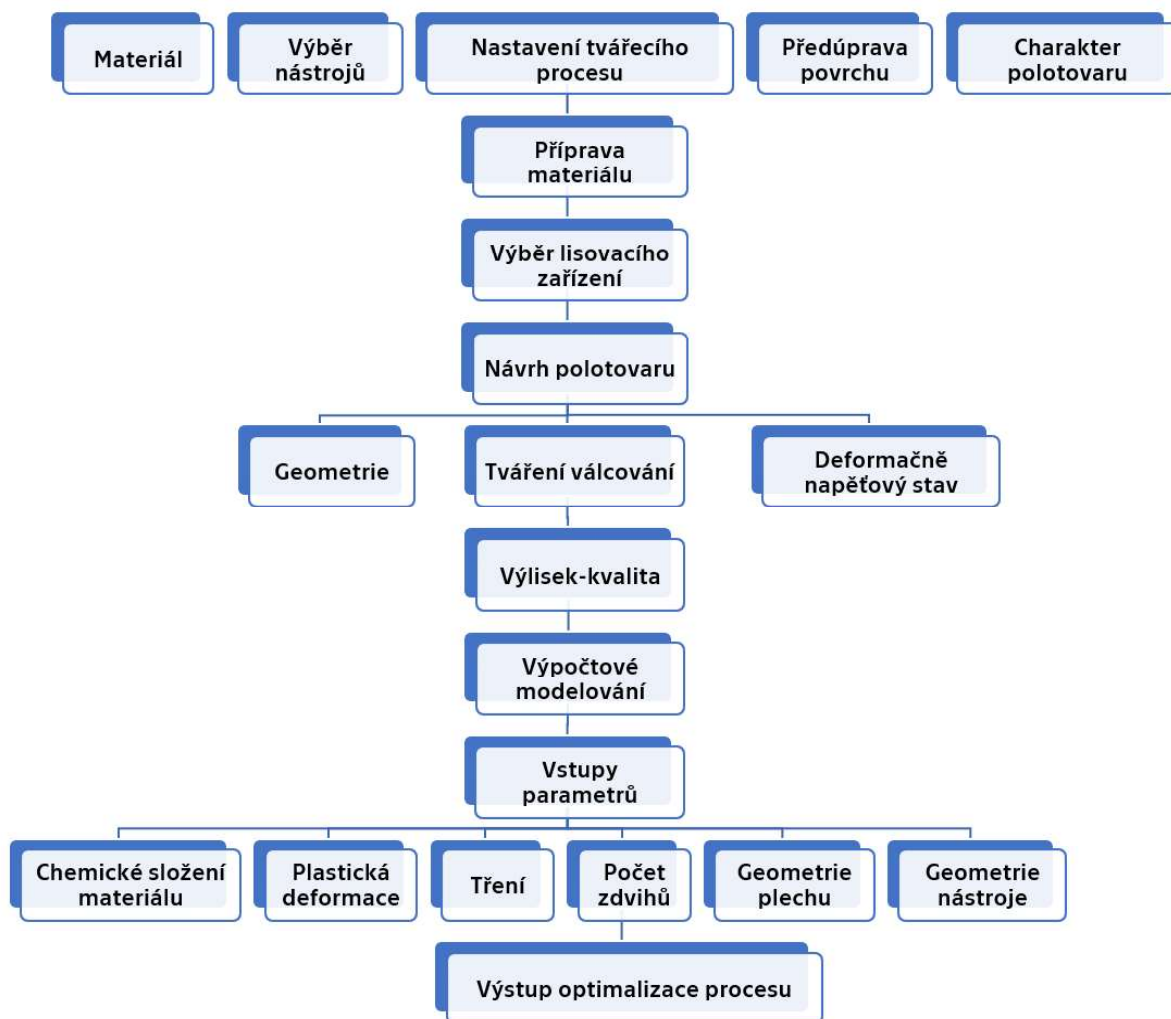
Obrázek 12.10: Možné výsledky zkoušky dle Nakajimy [4A]



Obrázek 12.11: Soudržnost vzorku při zkoušce dle Nakajimy. Zleva: vložení do stroje, dosednutí přídržovače, po provedení zkoušky

13 Studium vlivu jednotlivých parametrů na zkoušku tahem

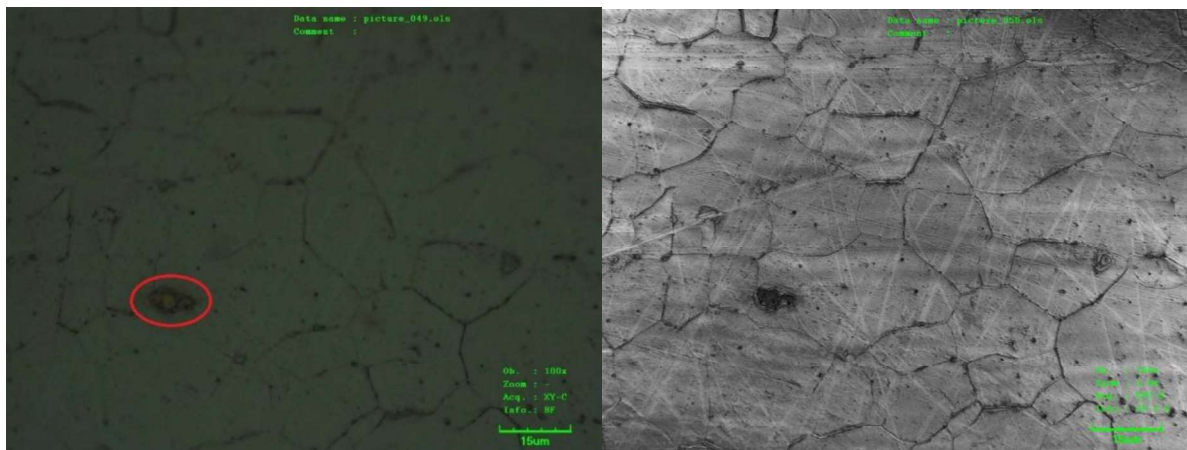
Dalším cílem bylo naměření mechanických vlastností ($R_{p0,2}$, R_m , A , A_g , r , n) a křivek zpevnění pro jednotlivé šarže materiálu CR4 pomocí kamerového systému ARAMIS. Dalšími proměnnými parametry byly rychlost zatěžování, orientace válcování a poloha zkušebních vzorků na svitku. Všechny parametry byly vyhodnoceny a výsledky vloženy do materiálové karty SW Autoform. Nejdříve, ale bylo ověřeno chemické složení materiálu CR4. Na Obrázek 13.1 jsou znázorněny jednotlivé parametry, které vstupují do procesu plošného tváření. [17A] a [18A]



Obrázek 13.1 Optimalizace procesu plošného tváření [17A] a [18A]

13.1 Chemické složení materiálu CR4

Pro potřeby experimentu bylo také změřeno chemické složení materiálu CR4 pro jednotlivé šarže. Pomocí spektrální analýzy byly jednotlivé vzorky nejdříve zbaveny povrchové úpravy zinku mořením v 10 % roztoku kyseliny chlorovodíkové, jak je na Obrázek 13.3. Vlastnosti materiálu CR4 jsou definovány normou VDA 290-100. Jedná se o legovanou ušlechtilou nízkouhlíkovou feritickou ocel mikrolegovanou titanem (norma předepisuje max. množství 0,3 hm %), který slouží jako karbonitridační stabilizátor k úplnému vyčištění feritu od intersticiálně rozpuštěného C a N. Snížení obsahu těchto prvků zvyšuje hodnotu normálové anizotropie a zaručuje lepší hlubokotažné vlastnosti. Titan tvoří s uhlíkem a dusíkem vměstky TiCN, které lze při mikroskopickém pozorování na mikroskopu Olympus LEXT OLS 3000 vidět jako žluté ostrohranné lokality v materiálu viz Obrázek 13.2.



Obrázek 13.2 Mikrostruktura materiálu CR4 s viditelnými vměstkami TiCN, a) Barevný optický 2D záznam, b) V konfokálním rastrovacím režimu. [5A], [13A]

Materiál je vyráběn jako plně uklidněný. Stabilitu (uklidnění) oceli zajišťuje optimalizovaný obsah hliníku. Jmenovitá tloušťka plechu je 0,70 mm. Korozní odolnost zajišťuje žárově vyloučená vrstva zinku (100 g/m²) v podobě malého zinkového květu. Pro materiál je předepsána nejlepší kvalita povrchu, která je docílena převálcováním za studena. Kontrolovaný povrch (jedna strana polotovaru) musí umožnit vysoce kvalitní vzhled lakování. Úprava povrchu je provedena olejováním.



Obrázek 13.3 Odstranění povrchové úpravy vzorků v 10% roztoku HCl

Po odstranění povrchové vrstvy pomocí přístroje Delta Professional bylo změřeno chemické složení materiálu přiložením přístroje ke vzorku a podle instrukcí dle protokolu měření.



Obrázek 13.4 Průběh měření chemického složení

Pro zvýšení přesnosti měření byly jednotlivé vzorky měřeny vícekrát. Měření vzorku je ukázáno na Obrázek 13.4. Výsledky měření chemického složení jsou uvedeny v Tabulka 13.1, viz níže.

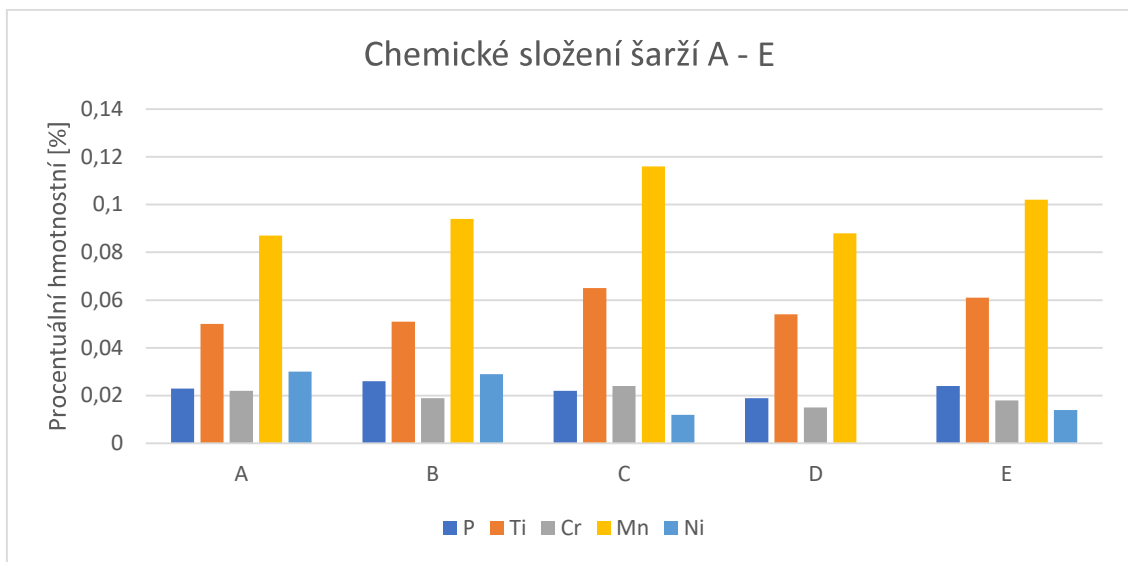
Tabulka 13.1 Naměřená data (procentuální hmotnostní podíl) chemického složení šarží materiálu CR4

Šarže		P	Ti	Cr	Mn	Fe	Ni
A	Složení	0,023	0,050	0,022	0,087	99,777	0,030
	Směrodatná odchylka	0,003	0,008	0,003	0,006	0,012	0,004
B	Složení	0,026	0,051	0,019	0,094	99,740	0,029
	Směrodatná odchylka	0,003	0,008	0,003	0,006	0,013	0,004
C	Složení	0,022	0,065	0,024	0,116	99,677	0,012
	Směrodatná odchylka	0,003	0,009	0,003	0,006	0,013	0,003
D	Složení	0,019	0,054	0,015	0,088	99,733	0,000
	Směrodatná odchylka	0,003	0,008	0,003	0,006	0,013	0,000
E	Složení	0,024	0,061	0,018	0,102	99,704	0,014
	Směrodatná odchylka	0,003	0,009	0,003	0,006	0,013	0,003

Tabulka 13.2 Chemické složení pro materiál CR 4 dle VDA 239-100

Materiál	C [%]	Si [%]	Mn [%]	P [%]	S [%]	Al [%]	Ti [%]
CR4	≤ 0,06	≤ 0,50	≤ 0,40	≤ 0,025	≤ 0,025	≥ 0,010	≤ 0,030

Z naměřených dat byl vytvořen Graf 13.1 Znárodnění chemického složení šarží materiálu CR4, který lépe názorně ukazuje poměry jednotlivých prvků.



Graf 13.1 Znárodnění chemického složení šarží materiálu CR4 [5A]

V Graf 13.1 je vidět, že v šaržích se objevují přibližně podobné poměry legujících prvků. U šarže D je vidět absence niklu, avšak pro vyvození důsledků, z hlediska výsledných vlastností, by bylo zapotřebí provést důkladnější měření, jelikož pro účely experimentu bylo měření chemického složení čistě orientační.

13.2 Vliv rychlosti deformace a dalších parametrů na zásobu plasticity materiálu CR4

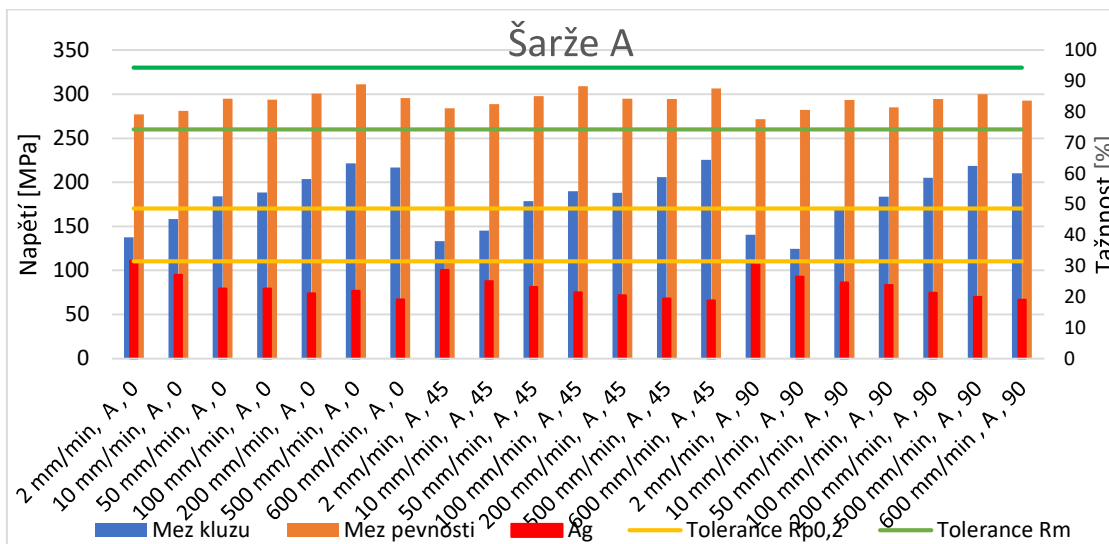
Z naměřených hodnot byly vytvořeny grafy, které lépe ukazují vliv jednotlivých parametrů na mechanické vlastnosti materiálu CR4 viz Tabulka 13.3. Proměnné, které ovlivňují zadání pro zkoušku tahem viz Obrázek 13.5. Rozměry vzorků pro zkoušku tahem uvedeny v příloze č. 2

Rychlost zatěžování, rychlost deformace	Šarže materiálu CR4	Poloha zkušebního vzorku na svitku	Orientace válcování
<ul style="list-style-type: none"> • 2 mm/min 0,000238 [s⁻¹] • 10 mm/min 0,0019 [s⁻¹] • 50 mm/min 0,0059 [s⁻¹] • 100 mm/min 0,0119 [s⁻¹] • 200 mm/min 0,0238 [s⁻¹] • 500 mm/min 0,0595 [s⁻¹] • 600 mm/min 0,0714 [s⁻¹] 	<ul style="list-style-type: none"> • A • B • C • D • E • F • G • H • CH • I • J • K 	<ul style="list-style-type: none"> • Začátek svitku • Střed svitku • Konec svitku 	<ul style="list-style-type: none"> • 0° • 45° • 90°

Obrázek 13.5 Parametry vstupující do zkoušky tahem [5A]

Tabulka 13.3 Mechanické vlastnosti pro materiál CR 4 dle VDA 239-100

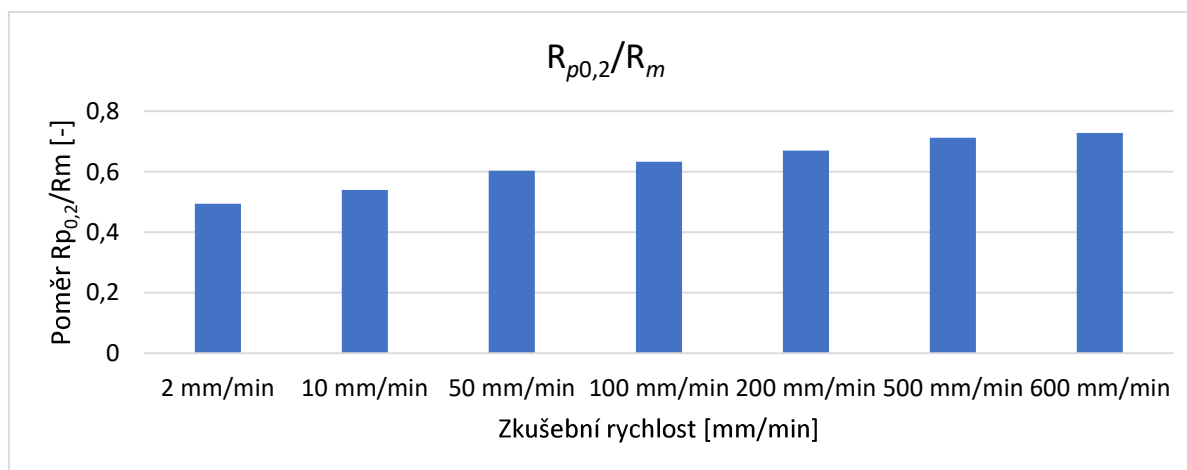
Materiál	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A [%]	A_{50mm} [%]	A_{80mm} [%]	$r_{90/20}$ [-]	$r_{m/20}$ [-]	n_{10-20/A_g} [-]
CR4	od 140 do 180	od 270 do 330	-	≥ 40	≥ 39	$\geq 1,9$	$\geq 1,6$	$\geq 0,20$



Graf 13.2 naměřená data šarže A [5A]

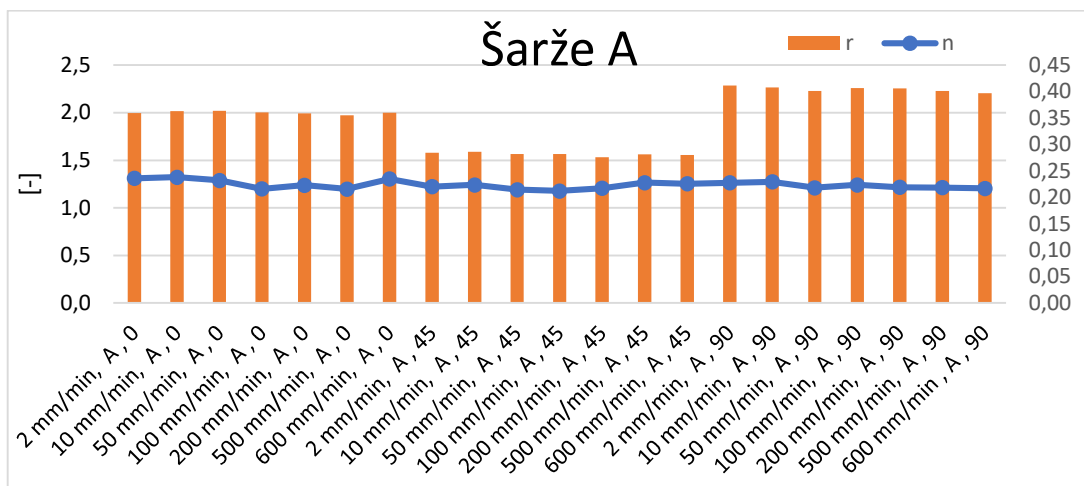
Na Graf 13.2 jsou vidět zaznamenané hodnoty meze kluzu, meze pevnosti a tažnosti v závislosti na změně podmínek zkoušky. Dále je v grafu zeleně vyznačena oblast intervalu meze pevnosti a žlutě oblast meze kluzu, která je předepsána normou. Tímto způsobem je možné lépe analyzovat jednotlivé hodnoty mechanických vlastností a popsat jejich vztah s ohledem na změnu podmínek zkoušky. Všechny hodnoty meze pevnosti se nachází v oblasti intervalu a zvětšuje se jejich velikost s rychlostí zatěžování. K nárůstu meze pevnosti dochází kvůli postupnému zvýšení rychlosti deformace. Hodnoty meze kluzu jsou při normované rychlosti 2 mm/min také v oblasti intervalu daného předpisem normy, čímž materiál splňuje dodací podmínky. Je však vidět, že při zvyšující se rychlosti se hodnoty meze kluzu zvyšují a dochází ke zvětšení poměru meze kluzu vůči mezi pevnosti, čímž dochází ke zmenšení oblasti umožňující tváření materiálu.

Na následujícím Graf 13.3 je vidět postupné zvětšení poměru meze kluzu k mezi pevnosti. Hodnoty byly pro lepší přehlednost zprůměrovány ze všech orientací.



Graf 13.3 Poměr meze kluzu vůči mezi pevnosti šarže A, orientace 0° [5A]

Další měřenou hodnotou byl koeficient plastické deformace a exponent deformačního zpevnění.

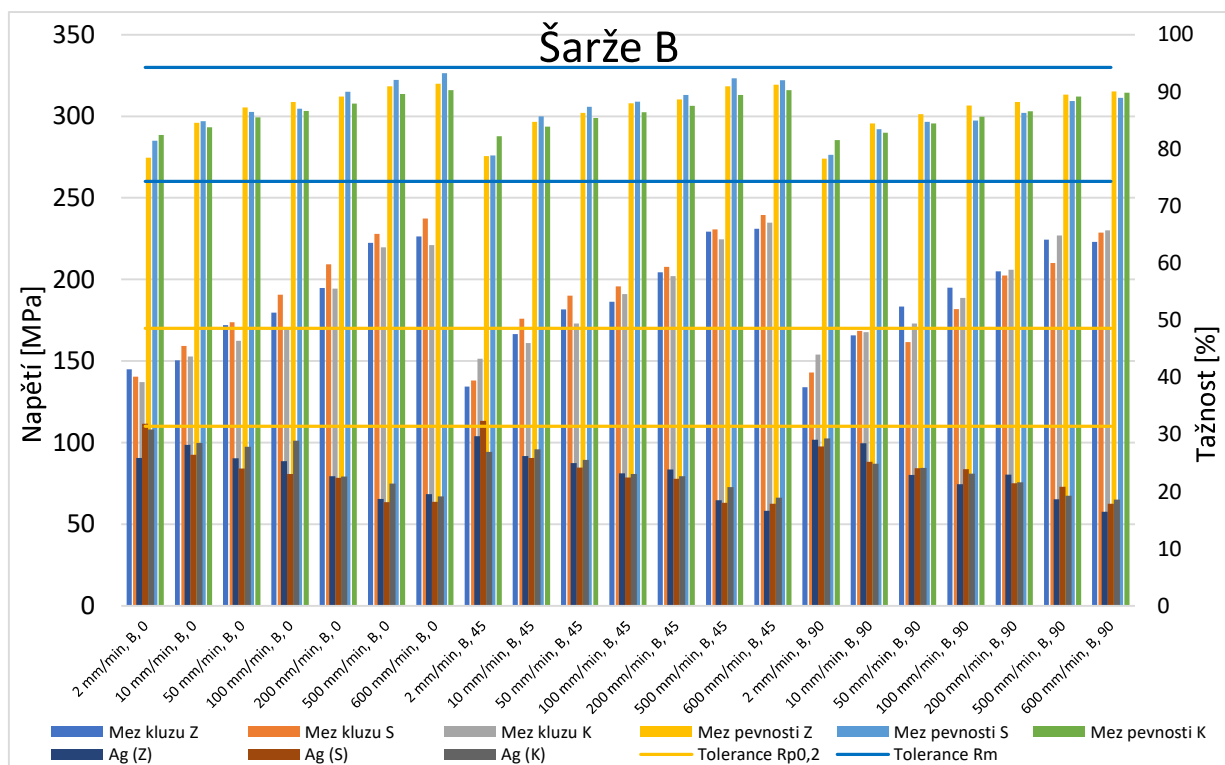


Graf 13.4 Hodnoty exponentu deformačního zpevnění a součinitele plošné anizotropie šarže A [5A]

Rychlost zatěžování nemá zásadní vliv na exponent deformačního zpevnění ani na součinitel plastické anizotropie. Zatímco u „n“ exponentu deformačního zpevnění je hodnota téměř neměnná, u „r“ součinitele plastické anizotropie dochází k mírným odchylkám, avšak stále je směrodatná odchylka přijatelná, jak při porovnání mezi jednotlivými vzorky, tak při porovnání mezi různými rychlostmi zatěžování.

Na hodnotu součinitele plastické anizotropie má vliv orientace válcování, kde jsou patrné rozdílné hodnoty v závislosti na orientaci vzorku v pásu plechu.

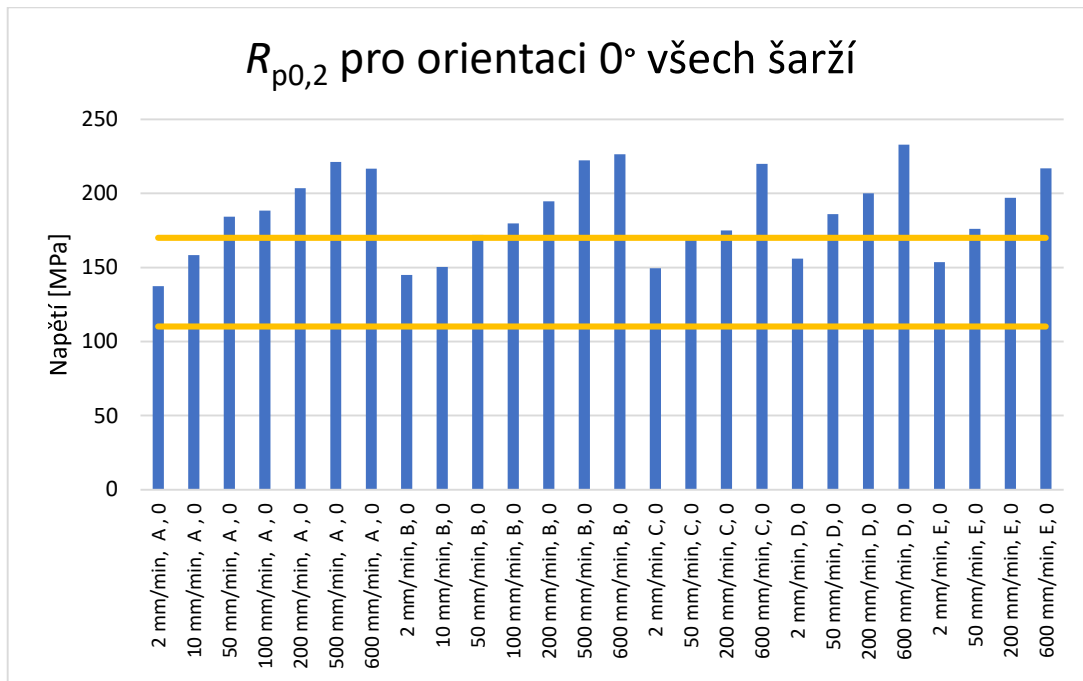
Z důvodu absence parametru polohy ve svitku při měření šarže A bude ovlivnění mechanických vlastností tímto parametrem ukázáno na šarži B.



Graf 13.5 Srovnání hodnot šarže B pro různé orientace válcování [5A]

Je vidět, že rozdíly v naměřených hodnotách na začátku, středu a konci svitku jsou ve většině případů minimální. Rozdíly jsou patrné například na středu svitku, kde byly naměřeny vyšší hodnoty na mezi kluzu při orientacích 0° a 45°, naopak při orientaci 90° byly hodnoty vyšší na začátku svitku.

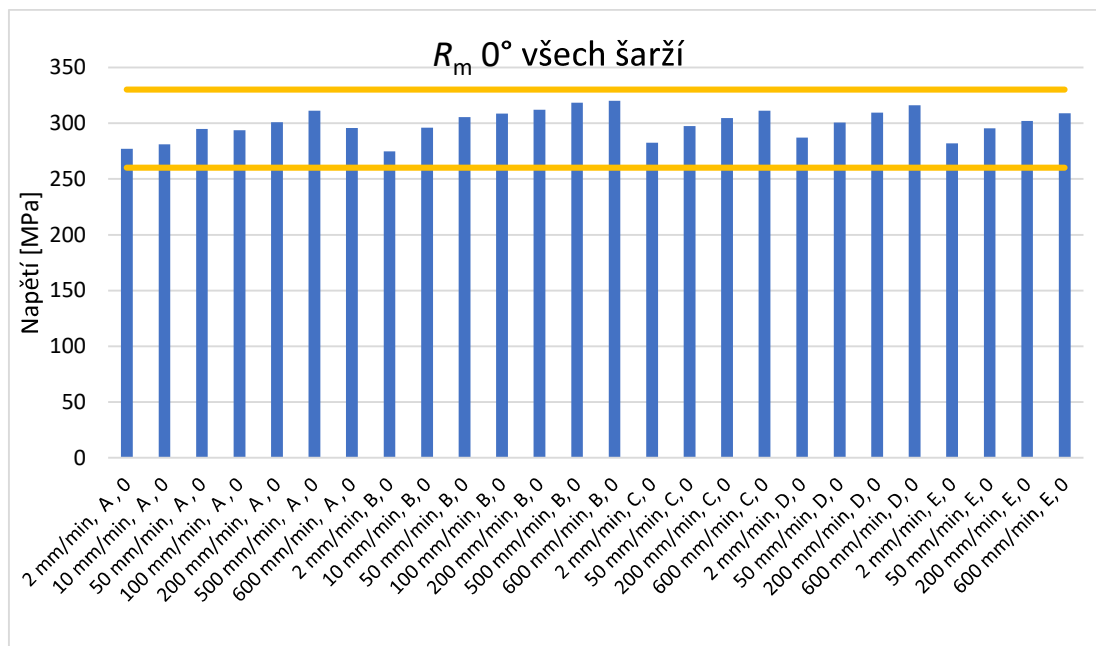
Tímto způsobem byly vyhodnoceny všechny následující šarže, jejichž data jsou uvedena v příloze č. 3. Následující text se zabývá srovnání jednotlivých naměřených šarží mezi sebou a rozdílným vlivům jednotlivých parametrů.



Graf 13.6 Srovnání meze kluzu všech šarží při různých rychlostech [5A]

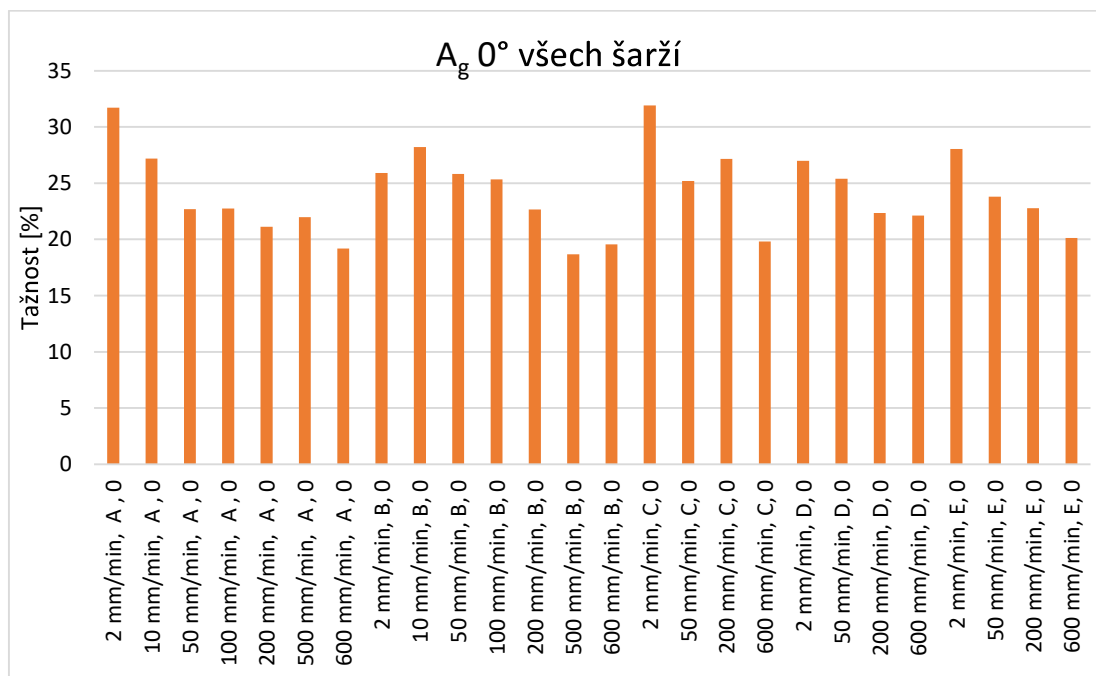
Z Graf 13.6 jsou vidět hodnoty meze kluzu $R_{p0,2}$ pro standardní podmínky zkoušky v toleranci předepsané normou znázorněnými žlutými čarami. Šarže A má hodnoty spíše ve spodní části intervalu, zatímco šarže B, C, D, E vykazují hodnoty v horní polovině intervalu. Jejich rozdíl však činí v maximu 18 MPa, což představuje z průměrné hodnoty 148,5 MPa rozptyl hodnot při maximálním rozdílu o 12.5 %. Dále z grafu lze vyčíst navyšující se trend hodnot v závislosti na zvyšující se rychlosti zatěžování. Hodnoty meze kluzu se pro vyšší rychlosti zatěžování nacházejí i mimo oblast pásma meze kluzu dané výrobcem.

Zde analyzované hodnoty jsou pro orientaci 0° vůči směru válcování, které dosahují vyšších hodnot než pro ostatní směry. Norma přikazuje udávání hodnoty pro orientaci 90°, nicméně pro tyto účely došlo k vyhodnocení všech směrů z důvodu sestavení modelu plasticity Vegter 2017. Materiálový model Vegter 2017 potřebuje k sestavení parametry „r“ součinitele plastické anizotropie, poměr napětí na mezích kluzu, „ $R_{m,0}$ “ mez pevnosti a „ A_g “ homogenní tažnost pro všechny 3 orientace válcování 0°, 45° a 90°. V následujícím textu je prezentována modelová šarže pro orientaci válcování 0, zbytek naměřených hodnot je uveden v příloze č. 2.



Graf 13.7 Srovnání meze kluzu všech šarží při různých rychlostech [5A]

Na Graf 13.7 je patrné chování meze pevnosti v závislosti na změně rychlosti při orientaci 0° vůči směru válcování. Je vidět, že sledují podobný trend, jako hodnota meze kluzu a také se její hodnota zvyšuje s rychlostí zatěžování. Uvedené hodnoty se i přes tyto skutečnosti nachází v hodnotách definovaných normou.

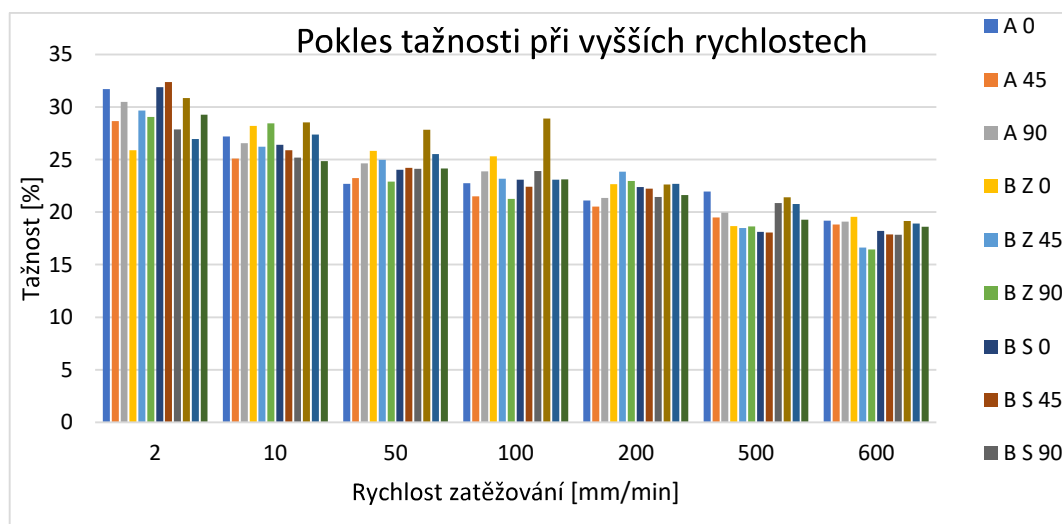


Graf 13.8 Srovnání tažností všech šarží pro různé rychlosti zatěžování [5A]

Z Graf 13.8 je patrný trend snižování tažnosti materiálu s rostoucí rychlostí zatěžování, čímž dochází ke snížení zásoby plasticity materiálu.

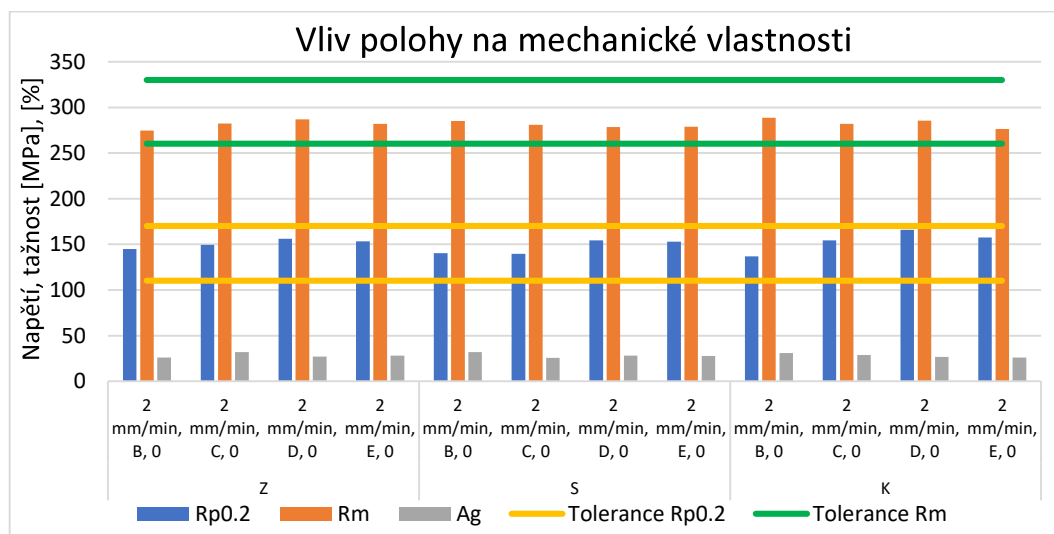
Celkový přehled chování tažnosti je patrný na Graf 13.9, kde jsou hodnoty celkové tažnosti šarží A a B ve všech analyzovaných směrech porovnány z hlediska rychlosti zatěžování.

V grafu jsou patrné výrazné odchylky v hodnotách tažnosti. To je dáno metodikou vyhodnocování tažnosti a snahou o co možná nejvíce ucelený přehled o dosažených výsledcích. Z tohoto důvodu bylo rozhodnuto o ponechání i takovýchto dat, ale bylo by třeba se podrobněji zabývat těmito odchylkami a případně rozšířit spektrum měření.



Graf 13.9 Závislost poklesu tažnosti na rychlost zatěžování [5A]

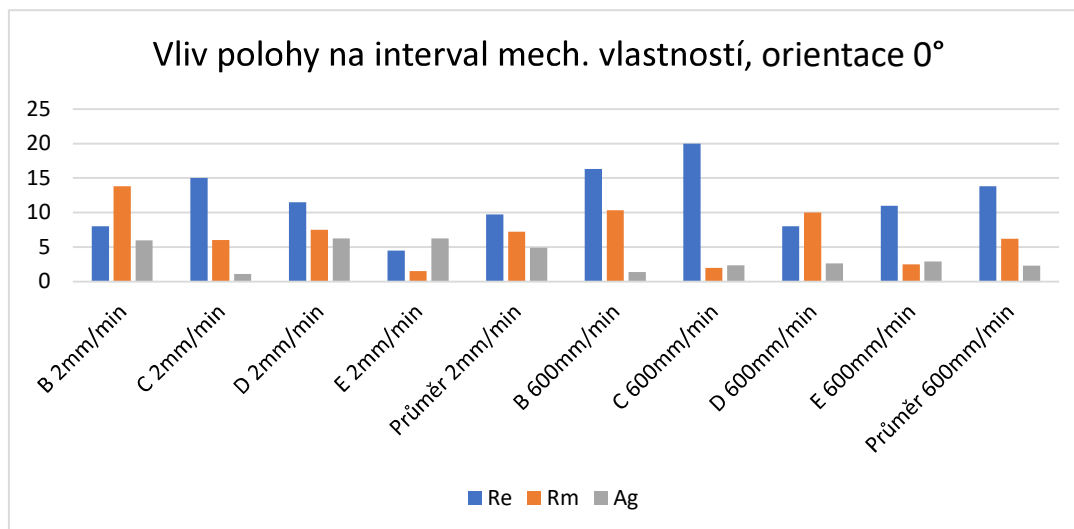
Dalším měřeným parametrem byla zvolena poloha ve svitku. Vzorky z různých částí na svitku byly následně změřeny a jejich mechanické vlastnosti je možné prohlédnout na Graf 13.9, viz níže. Vzorky uvedené v grafu byly měřeny při rychlosti zatěžování 2 mm/min. Všechny hodnoty jsou v pásmech tolerancí. Je vidět, že dochází ke změnám v hodnotách jednotlivých mechanických vlastností, avšak jejich rozdíl není zásadní.



Graf 13.10 Změna mechanických vlastností v závislosti na poloze ve svitku [5A]

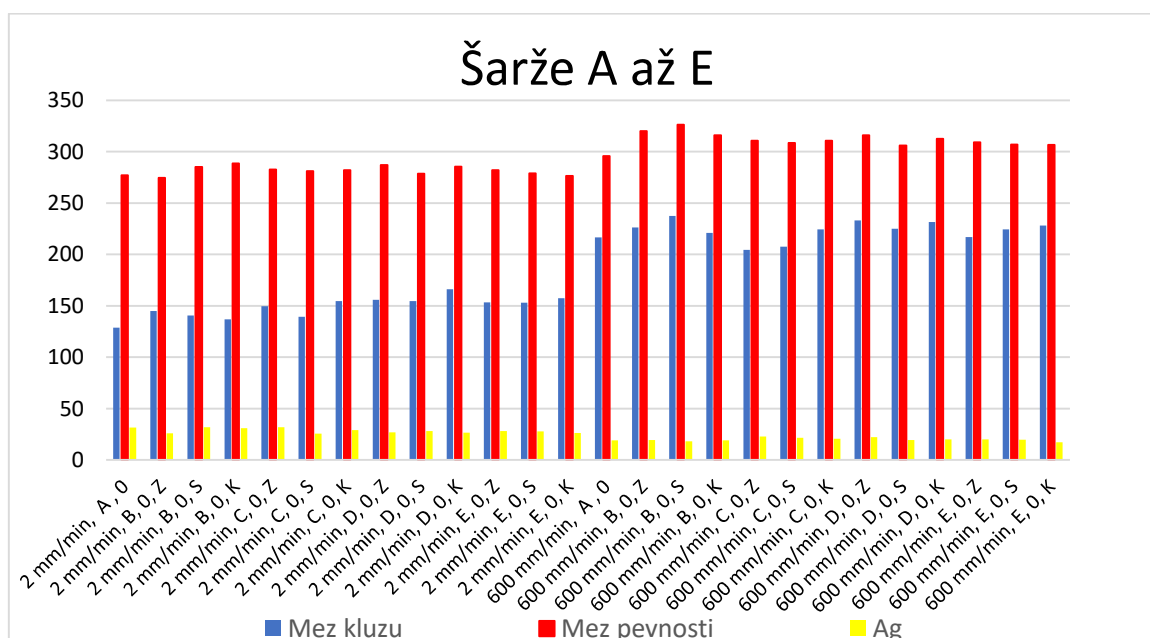
Dále ještě je možné porovnat změnu mechanických vlastností napříč šaržemi při porovnání maximální a minimální naměřené hodnoty pro danou šarž. Z tohoto porovnání je vidět, že největší

interval rozptylu mechanických vlastností meze kluzu byl u šarže C u všech rychlostí deformace. Naopak se tato šarže vyznačovala nejmenší citlivostí na rozptyl hodnot meze pevnosti. Největší rozdíl v naměřených hodnotách meze pevnosti pak měla šarže B, hodnoty meze kluzu byly proměnlivé u všech šarží zejména pro rychlost 2 mm/min



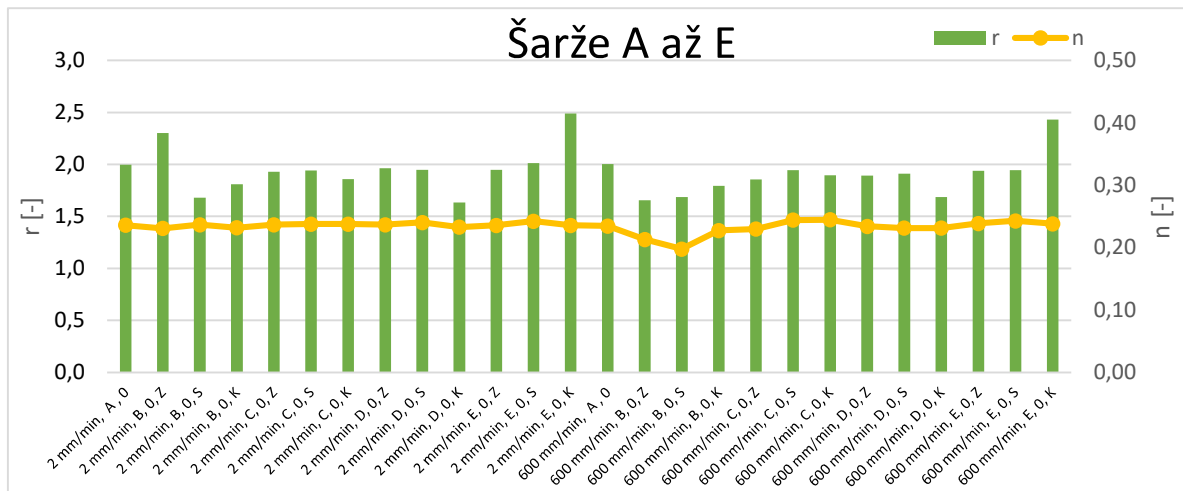
Graf 13.11 Citlivost šarží na rozptyl hodnot pro orientaci válcování 0° [5A]

Na Graf 13.2 je již vidět celkové shrnutí jednotlivých šarží a zvolených parametrů při minimální a maximální rychlosti zatěžování.



Graf 13.12 Celkové shrnutí naměřených mechanických vlastností pro šarže A až E [5A]

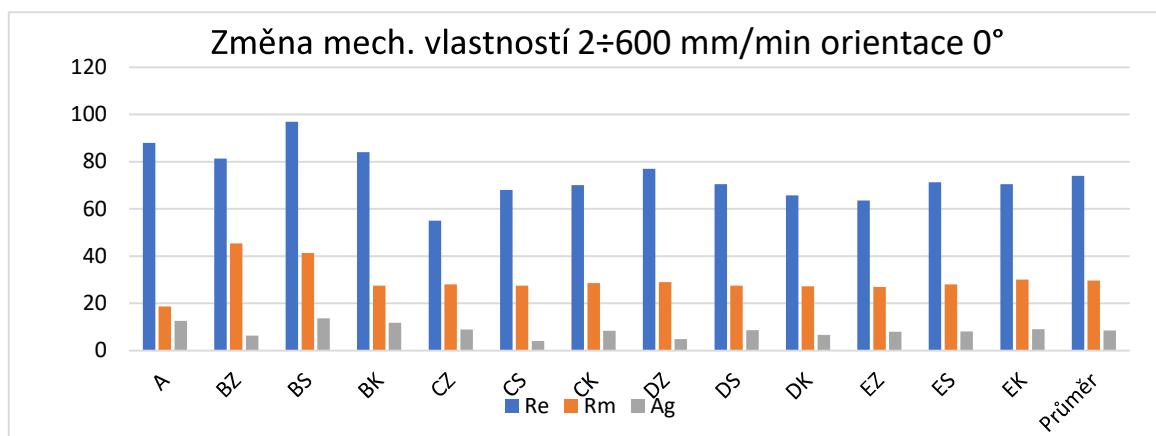
Je možné hodnotit, že materiály různých šarží A až E, při normované rychlosti, splňují materiálové charakteristiky zadané výrobcem. Při hodnocení materiálu jsou mechanické vlastnosti na začátku a konci svitku rozdílné, avšak vždy splňují podmínky stanovené popisem intervalu mechanických vlastností při zatěžování rychlostí 2 mm/min.



Graf 13.13 Chování "n" exponentu deformačního zpevnění a "r" součinitele plastické anizotropie u různých šarží a poloh ve svitku [5A]

Při pohledu na Graf 13.13 ukazují hodnoty exponentu deformačního zpevnění a součinitele plastické anizotropie, že exponent deformačního zpevnění je totožný v průběhu celého měření a není ovlivněn rychlostí zatěžování. Srovnání grafu je vytvořeno pro rychlosti 2 a 600 mm/min pro porovnání případných rozdílů při nejmenší a nejvyšší rychlosti zatěžování. U součinitele plastické anizotropie sice jsou patrné mírné rozdíly, ale jedná se o mírné odchylky ve většině případů mezi různými šaržemi. Viditelně vyšší hodnoty součinitele jsou viditelné například u šarže E, orientace 0°, poloha svitku na konci. Hodnoty jsou tedy zvýšené pro stejný materiál, ve stejné orientaci a ve stejné poloze. Lze tedy tvrdit, že rychlost zatěžování na ně zásadní vliv nemá.

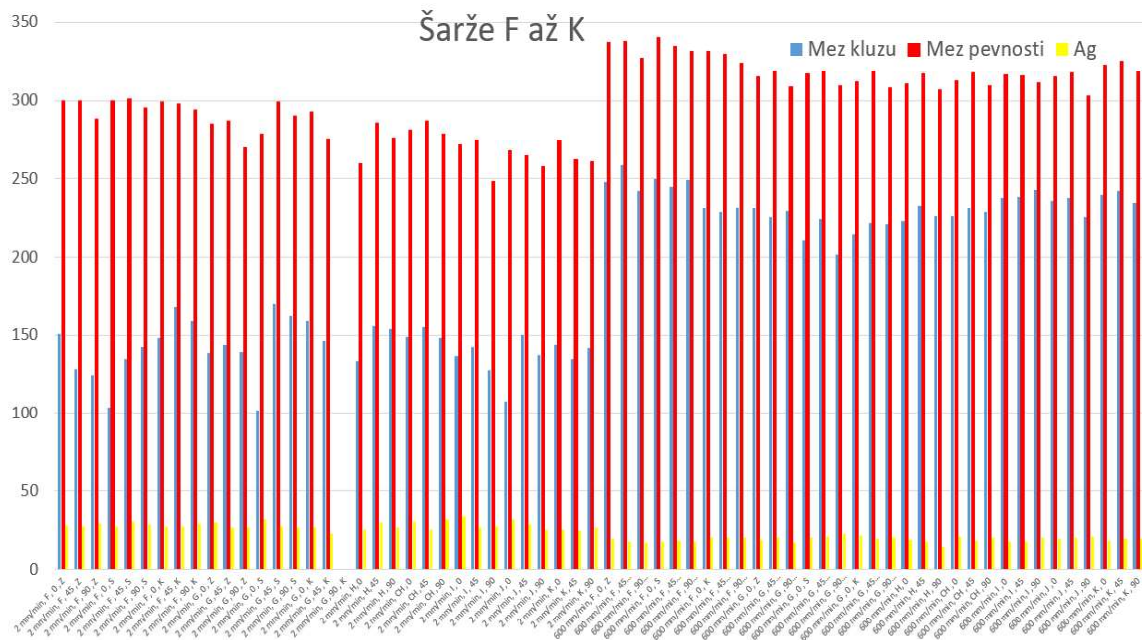
Na Graf 13.14 je možné vidět jednotlivé změny mechanických vlastností při porovnání změny rychlosti zatěžování z 2 mm/min na 600 mm/min.



Graf 13.14 Změna mechanických vlastností při změně rychlosti zatěžování [5A]

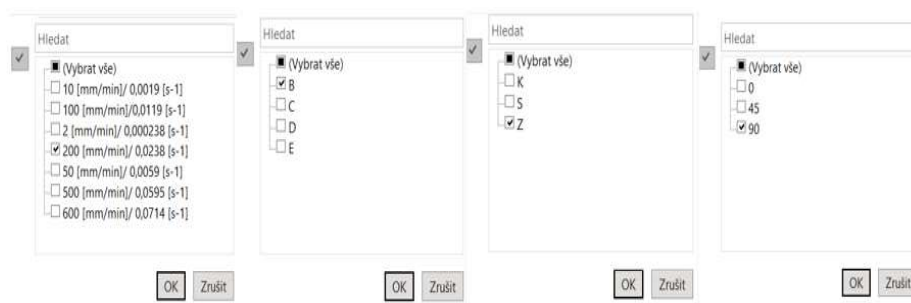
Je patrné, že dochází k poměrně značným rozdílům, co se jednotlivých šarží týče. U jednotlivých šarží dochází k poměrně mírným odchýlkám, avšak při porovnání šarže B, střed vůči šarži C začátek, je patrné, že rozdíl mechanických vlastností je 41,83 MPa. Stejného extrému v tomto případě dosahuje i

rozdíl ve snížení tažnosti o 9,68 %. V průměru docházelo ke zvýšení meze kluzu o 73,97 MPa, zvýšení meze pevnosti o 29,65 MPa a ke snížení tažnosti o 8,51 %. V průměru došlo ke zvýšení meze kluzu ze 148,87 MPa na 222,83 MPa a ke zvýšení meze pevnosti z 281,47 MPa na 311,13 MPa. Průměrný poměr $R_{p0,2}/R_m$ se zvýšil z 0,529 na 0,716.



Graf 13.15 Celkové shrnutí naměřených mechanických vlastností pro šarže A až E [5A]

Pro lepší orientaci v uvedených datech byla vytvořena kontingenční tabulka, pomocí které lze s pomocí vytvořených filtrů různě srovnávat a porovnávat jednotlivé výsledky zkoušky. (uvedeno na CD jako Příloha č. 4) V tabulce jsou vytvořeny filtry podle jednotlivých parametrů, tedy číslo šarže, orientace válcování, poloha ve svitku a rychlost zatěžování. Dle nastavení jednotlivých filtrů je možné jednoduše zobrazit zvolenou kombinaci parametrů. Např. je-li požadavek na zobrazení mechanických vlastností pro šarži B, rychlost 200 mm/min, pozici na začátku svitku a orientaci válcování 90 °, nastaví se jednotlivé filtry následovně, jak je ukázáno na Obrázek 13.6.



Obrázek 13.6: Možnosti filtrování v kontingenční tabulce

Následně je možné zobrazit jednotlivé naměřené vzorky pro zvolenou sadu parametrů. V tomto případě pak bude výsledkem následující soubor hodnot, jak je vidět na Obrázek 13.6.

E [kN/mm]	Rp0,2 [N/mi]	Rm [N/mi]	Ag [%]	A [%]	Agt [%]	n[-]	r [-]	průměr do pou a na	pou a na průměrem	průměr do pou a na	n * r Ag	n * r Ag
216.59	205	310	22.02	42.05	22.16	0.223	2.237	0.661	0.661	10.985	10.985	10.985
217.78	203	311	28.77	45.05	28.92	0.222	2.223	0.653	0.653	14.198	14.198	14.198

Obrázek 13.7: Výsledek filtrování dle zvolených parametrů

Kontingenční tabulka je dále vybavena grafickým znázorněním hodnot. Jednotlivé hodnoty jsou v závislosti na svojí velikosti označeny červeným nebo zeleným polem. Kritéria pro označení hodnot se liší podle povahy dělení. Poměr $R_{p0,2}/R_m$ je například označen červenou barvou v případě, kdy hodnota poměru je nad mediánem všech naměřených hodnot. Neznačí tedy, že se jedná o materiál nesplňující kritéria, nýbrž označuje jeho hodnotu v porovnání vůči ostatním vzorkům. Dále jsou vzorky například označeny podle blízkosti k mediánu. Stejným označením podléhá i např. součinitel plastické anizotropie a exponent deformačního zpevnění.

13.3 Dílčí závěr

U zkoušky tahem bylo celkem pro materiál CR4 provedeno přes 680 zkoušek tahem při různých rychlostech zatěžování, orientaci vůči směru válcování a poloze na svitku. V kapitole je ukázáno vyhodnocení jedné šarže materiálu a následně porovnání výsledků jednotlivých šarží. Pro detailní popis chování byla vybrána šarže A s ohledem na největší rozsah provedených zkoušek. U zkoušky tahem byl vytvořen soubor dat obsahující třídění dle jednotlivých šarží a dalších parametrů. Dále bylo provedeno porovnání mezi jednotlivými šaržemi a parametry. Byla vytvořena kontingenční tabulka obsahující záznamy všech zkoušek umožňující rychlé filtrování dle zadaných parametrů. Získáním jednotlivých hodnot ze zkoušky tahem byly získány vstupní data do materiálové karty pro křivky zpevnění a materiálový model plasticity.

14 Studium polohy FLC křivek

14.1 Metodika přípravy správného tribologického systému zkouška dle Nakajimy

Pro snížení nepřesnosti výsledků je potřeba nástroj opatřit tzv. tribologickým systémem, který minimalizuje vliv měřicího zařízení na výsledky zkoušky. Pro dosažení platného výsledku zkoušky je nutné splnit podmínku, že k porušení došlo v pásmu širokém 15 % (v našem případě 15 mm) průměru tažníku od vrcholu vzorku, jinak je zkouška neplatná. Vliv na polohu trhliny má jednak přidržovač, tak i samotný tažník. V případě přidržovače je potřeba vytvořit takový tlak, který zamezí prokluzování vzorku a zároveň nedojde k dostatečné deformaci vzorku. Při zkoušce dochází k tažení materiálu a kontaktu materiálu s hranou přidržovače. Ta je zakulacena, aby nedošlo ke koncentraci napětí a nedošlo ke vzniku trhliny mimo definovanou oblast.

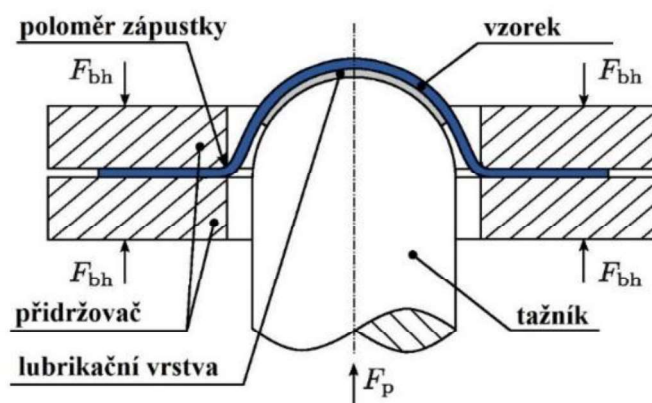
Pro samotný tažník byl pro zamezení tvorby trhliny mimo definovanou oblast vytvořen systém mazacích a kluzných vrstev (tribologický systém), díky kterým byl zajištěn správný průběh tvářecího procesu a dosažení platného výsledku zkoušky. Tribologický systém aplikovaný před každým měření se skládal z následujících fází:

- Strojní olej
- PTFE páska
- polyethylenová fólie
- Plastické mazivo



Obrázek 14.1 Postup aplikace jednotlivých částí tribologického systému

Systém po dokončení zkoušky vykazoval uspokojivé výsledky v podobě správné polohy trhliny. Aplikace vrstev byla rovnoměrná, aby nedocházelo ke kontaktu vzorku a tažníku. Vliv tribologického systému na výsledky zkoušky jsou v experimentu zanedbány, neboť by bylo potřeba širšího rozhraní experimentu. Jednotlivé vrstvy tribologického systému jsou zobrazeny na Obrázek 14.1[3A], [4A]



Obrázek 14.2 Polokulový tažník používaný u zkoušky Nakajima

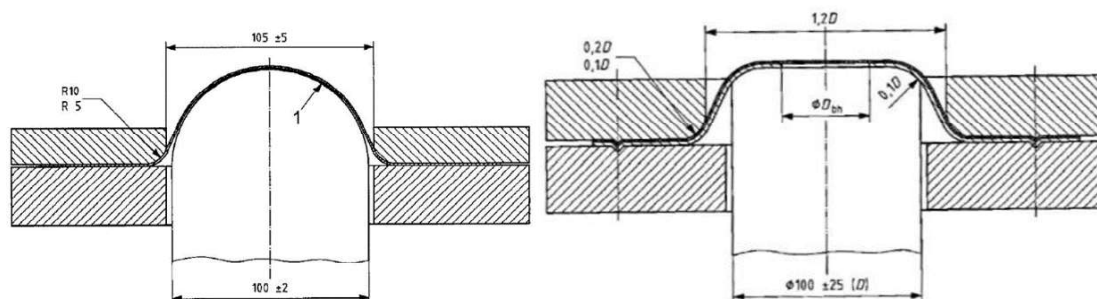
Pro zkoušení a vyhodnocení materiálů byl zvolen zkušební stroj BUP600 viz Tabulka 14.1 a optický systém ARAMIS 4M viz Tabulka 11.2, Obě zařízení jsou k dispozici a dostupné v laboratoři Ústavu strojírenské technologie v Dejvicích na Fakultě strojní ČVUT v Praze.

Tabulka 14.1 Technické specifikace BUP600

Maximální zkušební zatížení (síla tažníku) a přidržovací síla		600 kN
Rozměry stroje	Celková výška	1739 mm
	Výška stolu	983 mm
	Výška k hlavě nástroje	1185 mm
	Šířka	1048 mm
	Hloubka	1775 mm
Maximální rychlost tažníku		17 mm/s

14.2 Metodika výpočtu deformační cesty Marcinjak vs Nakajima

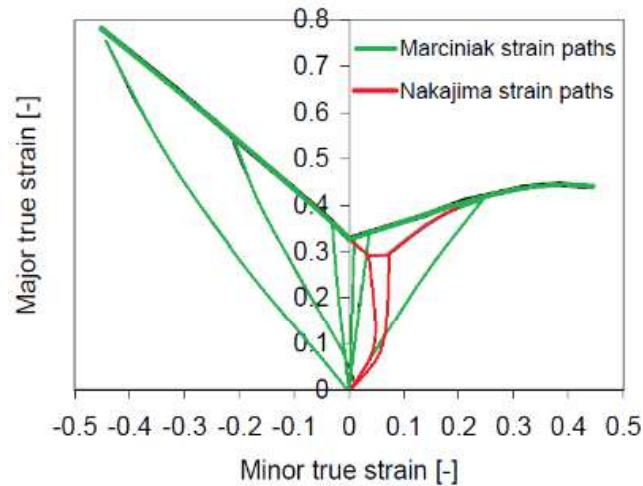
Podmínky stanovení FLC křivek definuje norma ČSN EN ISO 12004-2. V normě jsou popsány dvě základní metody vyhodnocování, a to metodou Nakajima a metodou Marciniak viz Obrázek 14.3. Metoda dle Nakajimy je založena na principu deformování zkušebních vzorků různých geometrií do vzniku trhliny za použití polokulového tažníku o průměru 100 ± 2 mm. Mezi tažníkem a zkušebním vzorkem musí být tribologický systém pro minimalizaci tření. Ten je zapotřebí nastavit tak, aby ke vzniku trhliny došlo ve vzdálenosti nedosahující 15 % průměru tažníku od vrcholu zkušební vzorku, jinak zkouška není platná. Tribologický systém se nesmí během měření jedné specifické FLC křivky měnit. [35A]



Obrázek 14.3 Schéma zkoušky dle Nakajimy vlevo a Marciniaka vpravo [4A]

Kvůli různým tvarům tažníků je u jednotlivých zkoušek rozdílná i deformační cesta. Deformační cesta u zkoušky dle Nakajimy je v pravé části více zakřivená než u zkoušky dle Marciniaka. Díky tomu má FLC změřená dle Nakajimy svoje minimum níže a více vpravo než FLC dle Marciniaka viz Obrázek 14.4.

Dřívější výzkum však prokázal, že běžná praxe vyhodnocení tvářitelnosti tenkého plechového dílu pomocí křivek (FLC) není vždy dostačující. Zásadní nevýhoda křivek spočívá v nepřesné aproximaci chování materiálu v oblastech s nelineární deformační cestou. Princip určení křivek zároveň spočívá v provedení zdlouhavých a finančně náročných zkoušek tvářitelnosti dle Nakajimy či Marciniaka. Za účelem mitigace těchto nedostatků bylo v průběhu posledních let publikované velké množství výzkumných článků s cílem objevit model, který by umožnil matematickou aproximaci křivek FLC a zároveň model, který by byl schopen brát v potaz nelineární průběh deformační cesty.



Obrázek 14.4 Deformační cesty pro zkoušky dle Nakajimy a Marciniaka [4A]

Zkouška byla provedena podle Nakajimy, a proto bylo nutné body získané průměrováním přepočítat tak, aby nejnižší bod křivky ležel na ose hlavní deformace, tj. $\phi_2=0$. Pro přepočet byly použity následující vztahy.

$$\beta = \frac{\varepsilon_2 - \varepsilon_{2-\min}}{\varepsilon_1 - \varepsilon_{2-\min}} \quad (19)$$

$$\theta = \frac{\varepsilon_{2-\min}}{\varepsilon_{1-\min} - \varepsilon_{ps}} \quad (20)$$

$$\varepsilon_{1c} = \frac{\varepsilon_2 - \theta \varepsilon_1}{\beta - \theta} \quad (21)$$

$$\varepsilon_{2c} = \beta \varepsilon_{1c} \quad (22)$$

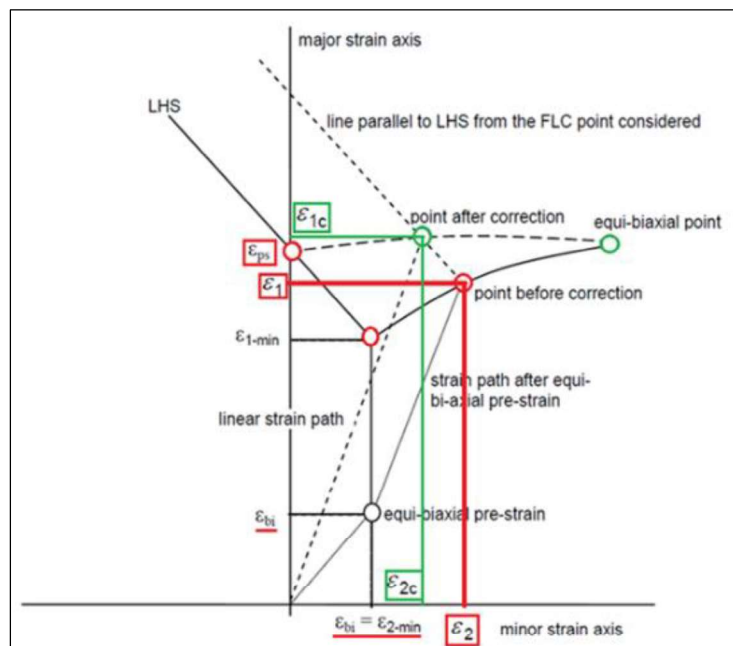
kde

$\varepsilon_{1,2}$ - souřadnice přepočteného bodu před korekcí

$\varepsilon_{(1-\min, 2-\min)}$ - souřadnice nejnižšího bodu před posunem

ε_{ps} - hodnota průsečíku lineární regrese levé strany směřující k minimu s osou hlavní deformace

$\varepsilon_{(1c, 2c)}$ - souřadnice přepočteného bodu po korekci.



Obrázek 14.5 Ukázka korekce nejnižšího bodu pro zkoušku dle Nakajimy [4A], [6A]

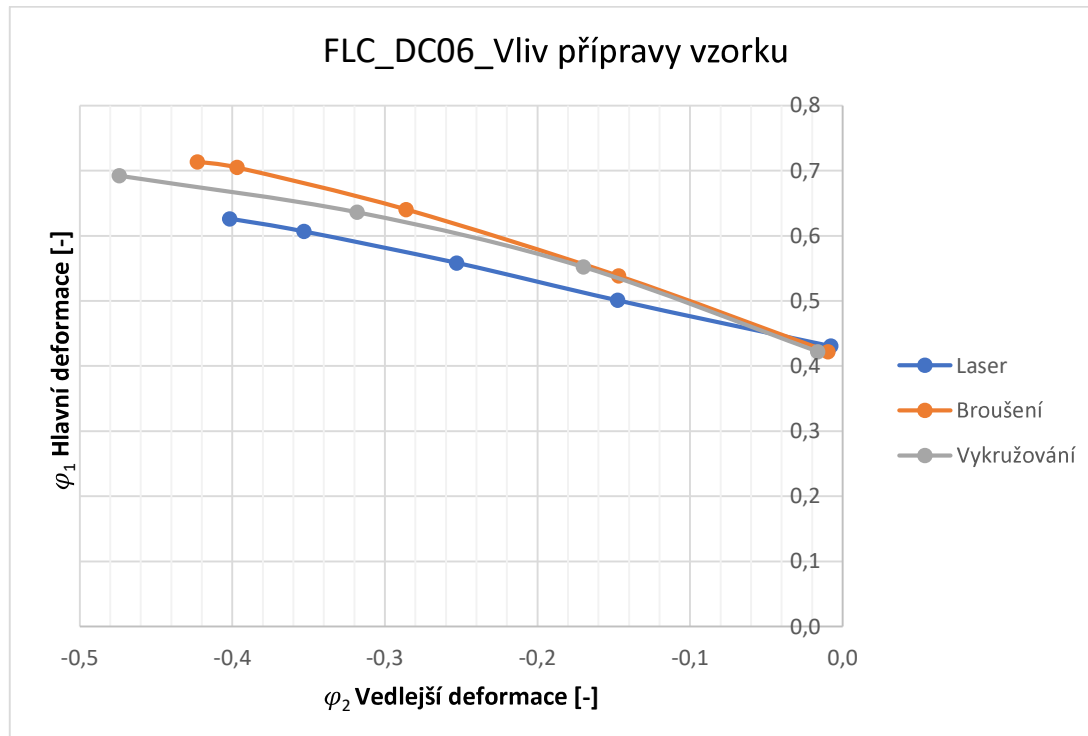
14.3 Vliv přípravy vzorku na polohu FLC

Cílem experimentu bylo ověření vlivu různých metod přípravy zkušebních vzorků, které se projevuje ve zpevnění hrany, či vzniku mikrotrhlin ovlivňujících výslednou polohu mezních křivek. S rostoucí šířkou měřené části se snižoval vliv zpevnění hrany či vzniku mikrotrhlin v oblasti hrany. Proto snahou bylo provedení měření na vzorku i s šířkou od 5 mm.

U vzorků s nejmenší šířkou se však v největší míře projevovала nedostatečná kvalita měrné sítě, kdy síť po deformaci nebyla dostatečně čitelná pro vyhodnocení deformace. Pro celkové porovnání byly naměřené hodnoty pro jednotlivé geometrie zprůměrovány a následně z nich byl vytvořen graf, který obsahuje křivky mezních deformací pro všechny tři způsoby přípravy zkušebních vzorků (Laser, broušení, vykružování) viz Tabulka 14.2 a Graf 14.1.

Tabulka 14.2 Zprůměrované naměřené hodnoty pro materiál DC06 (CR5)

Typ přípravy zkušebních vzorků	Geometrie 1= 5 mm		Geometrie 2= 10 mm		Geometrie 3= 20 mm		Geometrie 4= 40 mm		Geometrie 5= 80 mm	
	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
Laser	0,626	-0,402	0,607	-0,353	0,558	-0,253	0,501	-0,148	0,431	-0,008
Broušení	0,714	-0,423	0,705	-0,397	0,640	-0,286	0,538	-0,147	0,422	-0,010
Vykružování	-	-	0,692	-0,474	0,636	-0,318	0,552	-0,170	0,422	-0,016



Graf 14.1 FLC křivky z průměrných hodnot [4A]

Z Graf 14.1 je patrné, že největších deformací do porušení bylo schopno dosáhnout u vzorků připravených broušením. Křivky pro vzorky vyrobené pomocí laseru a vykružováním dosahují nižších hodnot, což může být způsobeno jejich ovlivněním při jejich přípravě. Nejvíce odlišné varianty čili broušení a laser, se v nejkrajnějším levém bodě liší přibližně o 10 %, u větší šířky zkušební tělesa se rozdíly snižují.

14.3.1 Dílčí závěr

Kapitola se zabývá vlivem jednotlivých metod přípravy zkušební tělesa na velikost mezních přetvoření. V oblasti nejmenší šířky zkušební tělesa byl největší rozdíl cca 10 %, pro větší šířky zkušební tělesa se rozdíl mezi jednotlivými metodami snižuje. Malé rozměry šířky zkušební tělesa znamenaly nedostatečnou šířku pro vytvoření všech 3 řezů, pokud se vzorek podařilo vyhodnotit z hlediska soudržnosti měrné sítě, pro nejmenší šířku bylo možné umístit pouze 1 řez.

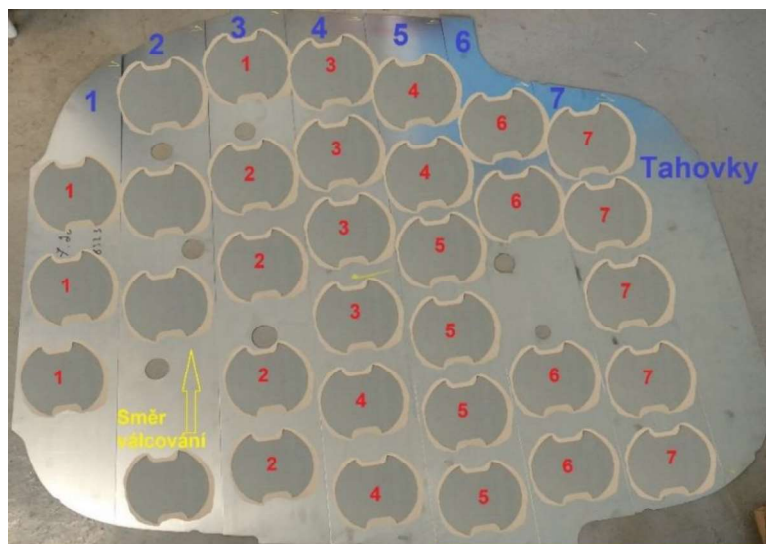
U vzorků vyráběných laserem je velké rozpětí hodnot zvláště pro malé šířky zkušební tělesa. Vzhledem k tomu, že není k dispozici informace, kde byl začátek a konec řezu, může to být jako jedno z vysvětlení rozdílu mezi velkými rozdíly v rámci jedné geometrie zkušební tělesa. Dalším vysvětlením může být značné ovlivnění hrany laseru, které se projeví značným rozdílem naměřených hodnot mezních deformací.

Zvolené šířky zkušebních vzorků jsou od 5 mm v nejužší části, což je výrazně méně než předepisuje norma. Proto je akceptovatelné, že se pro tyto tvary vzorků nepodařilo získat výsledky v plném rozsahu. Z provedených analýz plyne, že největší rozdíly výsledků jsou u nejmenších šířek zkušebních těles, s rostoucí šířkou se rozdíl zmenšuje.

Daná problematika vlivu přípravy vzorku na zásobu plasticity je dále popsána v publikacích [19A] a [20A]. Publikace řeší tuto problematiku pro zkoušku rozšiřování otvoru (HET), kde srovnávají např. technologii EDM s technologií stříhání. Pro technologii EDM jsou hodnoty zásoba plasticity od hrany (HEC) až dvojnásobně vyšší pro hlubokotažné materiály. Co se týká materiálů s vyšší pevností (nad 500 MPa), tak rozdíl je ještě vyšší. [19A] a [20A]

14.4 Analýza chování materiálu DX57 (CR5)

Dalším dílčím úkolem bylo srovnat polohu FLC křivek pro jednotlivé šarže materiálu DX57. Dle normy ČSN EN ISO 12004-2 byla navržena vhodná geometrie zkušebních vzorků viz Obrázek 14.6. Kde musel být dodržen minimální počet geometrií 5 (viz kapitola 3.1) po 3 opakování. Pro přesnější definování FLC křivky bylo navrženo 7 geometrií po 4 opakování. Zkušební vzorky byly měřeny na zařízení BUP600 a optickém systému ARAMIS viz Obrázek 3.7 a Obrázek 8.4. Na Obrázek 14.7 jsou zobrazeny všechny zkušební vzorky jedné z pěti měřených šarží tzn. pro definování jedné FLC křivky bylo naměřeno vždy min. 28 zkušebních vzorků.



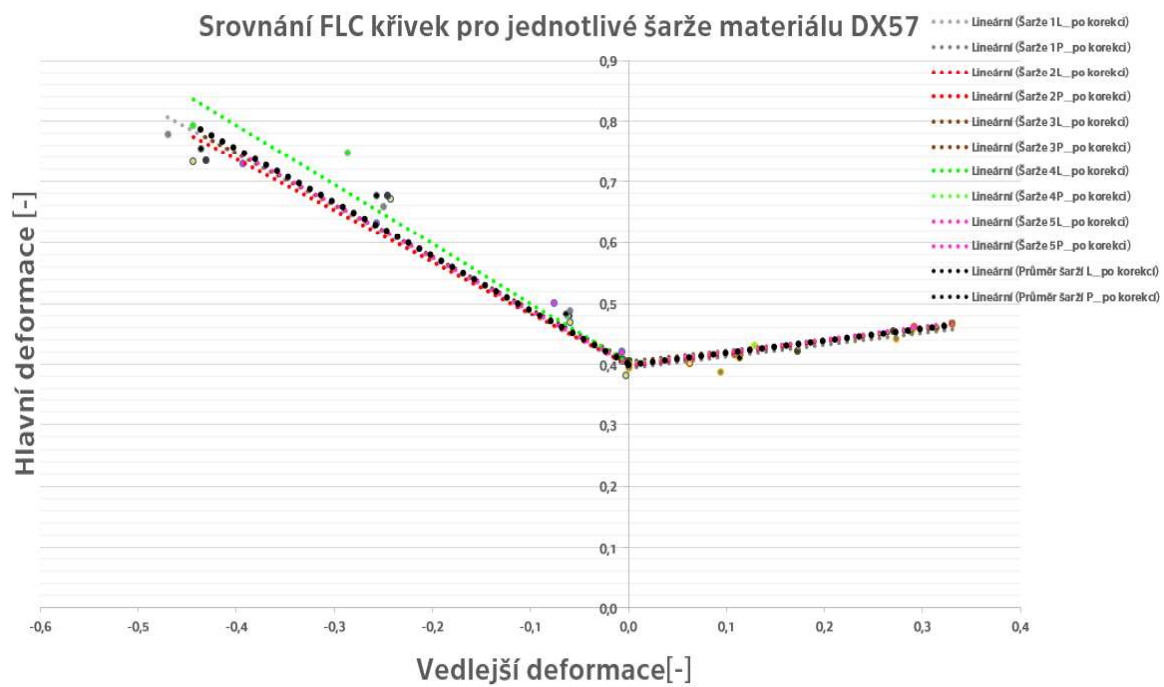
Plech č. 2 je v záložce Dodržovat natočení vzorků viz. obr.
 Červeným písmem je označena geometrie vzorků
 (celkem 7 geometrií, 1=20, 2=60, 3=90, 4=105, 5=120, 6=130, 7=140 mm šířka dříku)

Obrázek 14.6 Rozložení jedné série zkušebních vzorků na přístřihu automobilového dílu



Obrázek 14.7 Zkušební vzorky po zkoušce dle Nakajimy

Na Graf 14.2 je zobrazeno srovnání FLC křivek pro jednotlivé šarže materiálu DX57. Jak je z Graf 14.2 patrné největší rozdíly mezi jednotlivými šaržemi jsou v levé části (záporných vedlejších deformací) FLC křivky, tj. v oblasti hlubokého tažení. Výsledky v oblasti vypínání (pravá část FLC křivky) jsou téměř stejné.

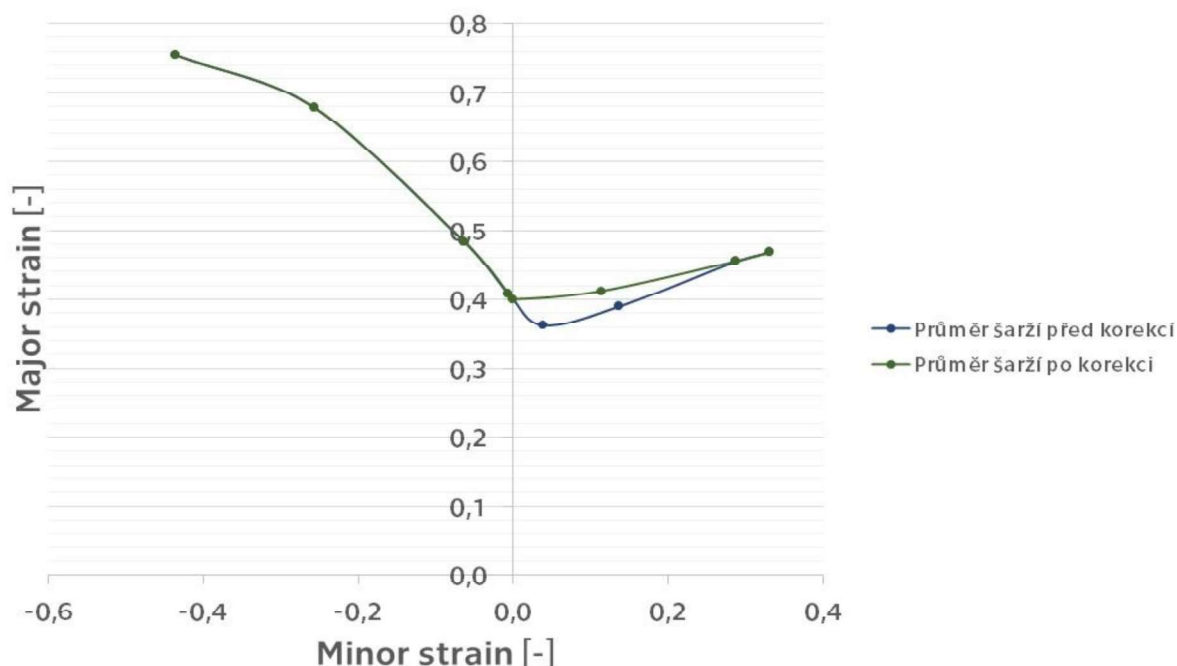


Graf 14.2 Srovnání FLC pro jednotlivé šarže materiálu DX57 (CR5) [13A]



Obrázek 14.8 Zkušební vzorky po zkoušce dle Nakajimy pro šarže 1 až 5 materiálu DX57 (CR5)

FLC křivka materiálu DX57 pro zprůměrované hodnoty všech šarží



Graf 14.3 Zprůměrovaná FLC křivka pro všechny šarže materiálu DX57 (CR5) [13A]

Tabulka 14.3 Zprůměrované hodnoty deformací pro všechny šarže materiálu DX57 po korekci [13A]

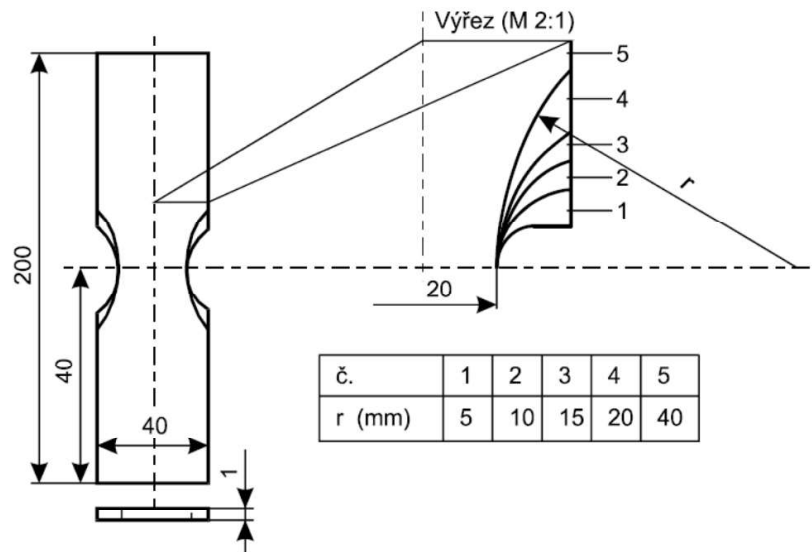
Průměr všech šarží DX57 rychlost tažníku 2 mm/s		
Geometrie	Hlavní deformace	Vedlejší deformace
1	0,754	-0,436
2	0,677	-0,257
3	0,484	-0,064
4	0,409	-0,006
5	0,400	0,000
6	0,412	0,113
7	0,455	0,288
8	0,468	0,331

14.4.1 Dílčí závěr

V Graf 14.3 jsou uvedeny zprůměrované hodnoty deformací pro všechny šarže materiálu DX57. Zkušební vzorky byly zatěžovány rychlostí 2 mm/s (dle normy ČSN EN ISO 12004-2), jako platné vzorky byly brány pouze vzorky, kde došlo k iniciaci trhliny ve vzdálenosti 15 mm od vrcholu půlkulového tažníku, jak předepisuje norma ČSN EN ISO 12004-2. Pro každou šarži i každou geometrii byly naměřeny min. 4 platné vzorky. Průměr limitních deformací pro všechny měřené šarže materiálu DX57 (CR5) je zobrazen v Tabulka 14.3.

14.5 Stanovení FLC křivky pomocí zkoušky tahem a systému ARAMIS pro materiál DX57 (CR5)

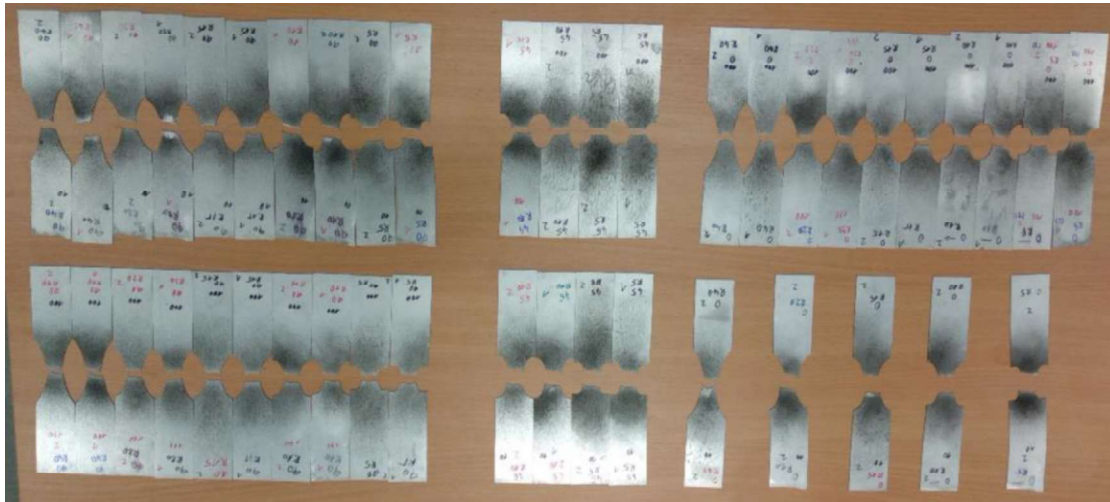
Dalším úkolem bylo srovnat levou stranu FLC křivek pro materiál DX57 v závislosti na orientaci válcování (0° a 90°) a rychlosti deformace (rychlosti pohybu příčnicku 10 mm/min a 100 mm/min). Na Obrázek 14.9 je znázorněna geometrie zkušebních vzorků, kde geometrie s poloměrem R5 se blíží vedlejší deformaci = 0, tak vzorek s poloměrem R40 se nachází úplně v levé části FLC křivky. Experiment byl měřen na trhacím zařízení LabTest 5.100SP a průběh deformací byl snímán pomocí optického systému ARAMIS viz Obrázek 14.10. Přetržené zkušební vzorky s vrubem viz Obrázek 14.11.



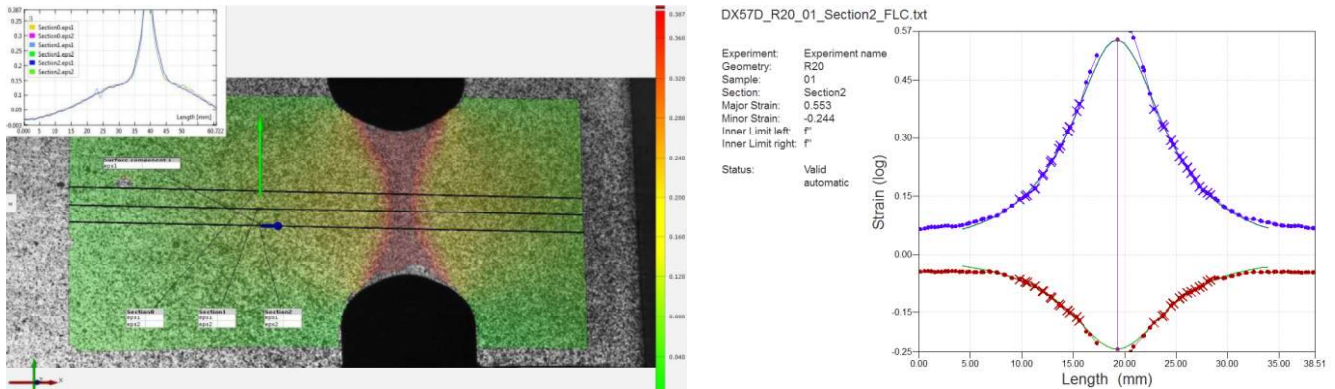
Obrázek 14.9 Geometrie zkušebních vzorků [14A]



Obrázek 14.10 Uspořádání měřícího systému ARAMIS a zařízení pro tahovou zkoušku [14A]



Obrázek 14.11 Zkušební vzorky po zkoušce tahem [14A]

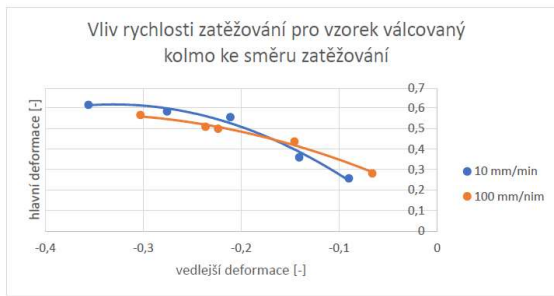


Obrázek 14.12 Příklad snímku pro vyhodnocování deformací [14A]

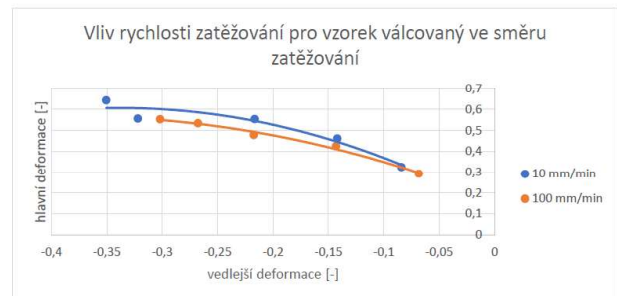
Vyhodnocované snímky, ze kterých se určovala velikost hlavních a vedlejších deformací, byly vytvořeny systémem ARAMIS. Jednalo se o závislost deformace na vzdálenosti viz Obrázek 14.12. Celkové naměřené výsledky a grafy jsou zobrazeny na Graf 14.4 až Graf 14.7 a v Tabulka 14.4.

Tabulka 14.4 Naměřené hodnoty deformace pro jednotlivé rychlosti zatěžování a orientace válcování [14A]

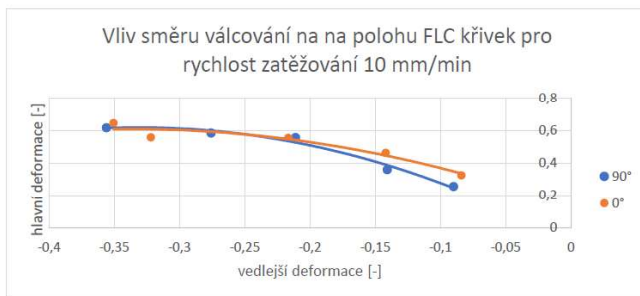
Rychlost zatěžování	Orientace válcování	Geometrie zkušebních vzorků									
		R5		R10		R15		R20		R40	
		φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
10 mm/min	0°	0,324	-0,084	0,462	-0,142	0,549	-0,217	0,552	-0,322	0,644	-0,351
	90°	0,257	-0,090	0,359	-0,141	0,555	-0,211	0,582	-0,276	0,615	-0,356
100 mm/min	0°	0,292	-0,068	0,425	-0,143	0,478	-0,217	0,534	-0,268	0,553	-0,302
	90°	0,282	-0,066	0,436	-0,146	0,498	-0,224	0,551	-0,236	0,565	-0,303



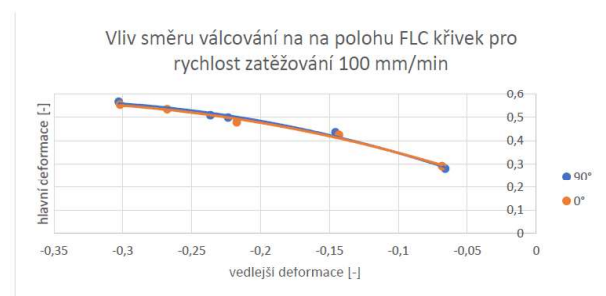
Graf 14.4 Porovnání křivek mezní tvářitelnosti pro směr válcování 90° [14A]



Graf 14.5 Porovnání křivek mezní tvářitelnosti pro směr válcování 0° [14A]



Graf 14.6 Porovnání křivek mezní tvářitelnosti pro rychlost zatěžování 10 mm/min [14A]



Graf 14.7 Porovnání křivek mezní tvářitelnosti pro rychlost zatěžování 100 mm/min [14A]

14.5.1 Dílčí závěr

Cílem experimentu bylo vyhodnocení levé části FLC křivky pomocí systému ARAMIS na trhačím zařízení. Vyhodnocení bylo zaměřeno na porovnání limitních křivek pro různé rychlosti zatěžování a různé směry válcování jednotlivých vzorků, jak ukazují grafy a tabulky naměřených hodnot.

V následujících grafech je porovnání mezních křivek pro rychlost zatěžování a směry válcování.

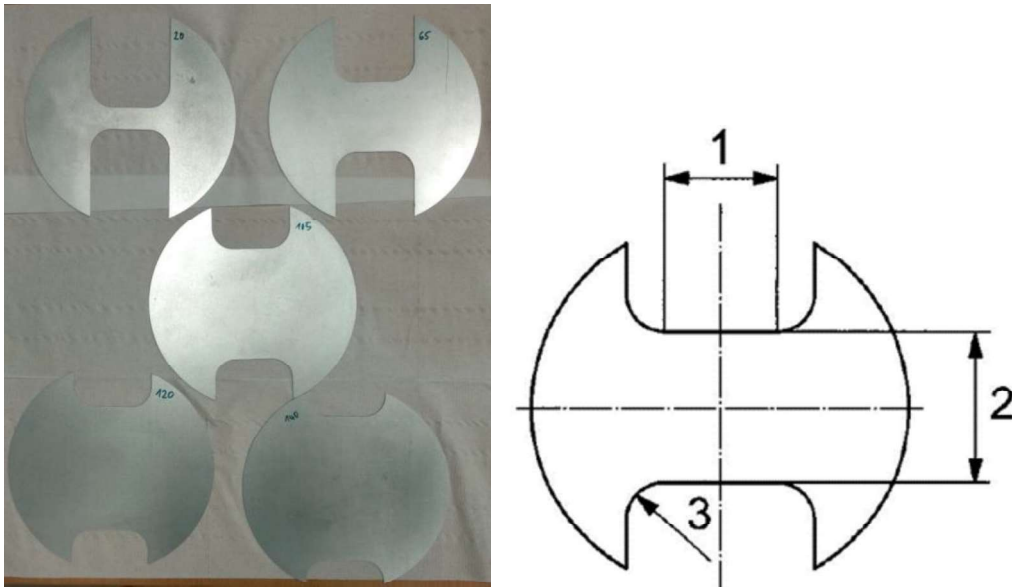
Z hlediska rychlosti zatěžování je patrné, že pro nižší rychlost zatěžování jsme schopni dosáhnout vyšších hodnot hlavních deformací.

U porovnání vlivu směru válcování je vidět, že křivky se liší jen velmi málo, např. u rychlosti zatěžování 100 mm/min jsou křivky identické. V případě tohoto experimentu lze říct, že vliv rychlosti zatěžování a vliv směru válcování nemá téměř žádný vliv na polohu křivek mezní tvářitelnosti.

14.6 Vliv rychlosti deformace na polohu FLC křivky

Dalším úkolem bylo srovnat polohu FLC křivek pro jednotlivé šarže materiálu DX57 o nominální tloušťce 0,6 mm a HCT490X (běžně označovanou jako DP500) o nominální tloušťce 0,6 mm. Dle normy ČSN EN ISO 12004-2 byla navržena vhodná geometrie zkušebních vzorků, kde musel být dodržen minimální počet 5 po 3 opakování. Zkušební vzorky byly měřeny na zařízení BUP600 a optickém systému ARAMIS viz Obrázek 3.7 Rychlost pohybu tažníku byla postupně měněna a experimentálně naměřené výsledky byly porovnány v numerické simulaci v programu AutoForm. Pro materiál HCT490X byly porovnávány 2 rychlosti zatěžování 2 mm/s a 12 mm/s. Pro materiál DX57 byly porovnávány 3 rychlosti zatěžování 2 mm/s, 10 mm/s a 15 mm/s. Síla přidržovače byla nastavena na 300 kN. V současnosti

numerické simulace řeší problém rychlosti deformace pouze ve vztahu ke křivce zpevnění (jednoosá deformace) a nikoli v celém rozsahu deformací od jednoosé deformace (hluboké tažení) po dvouosou deformaci (vypínání). Při tváření plechů je důležitou vlastností tvářitelnost. Materiál může projít plastickou deformací na daný tvar bez vad. K dobré tvářitelnosti přispívá mnoho faktorů, které lze rozdělit do čtyř základních skupin. Jsou to podmínky metalurgické, termomechanické vlastnosti, napěťový stav a technologické podmínky zpracování. Jedním z těchto faktorů je i rychlost deformace, která může být vyjádřena jako změna napětí (deformace) v průběhu času. Rychlost deformace tedy není stejná jako rychlost pracovního nástroje, ale existuje mezi nimi vazba.

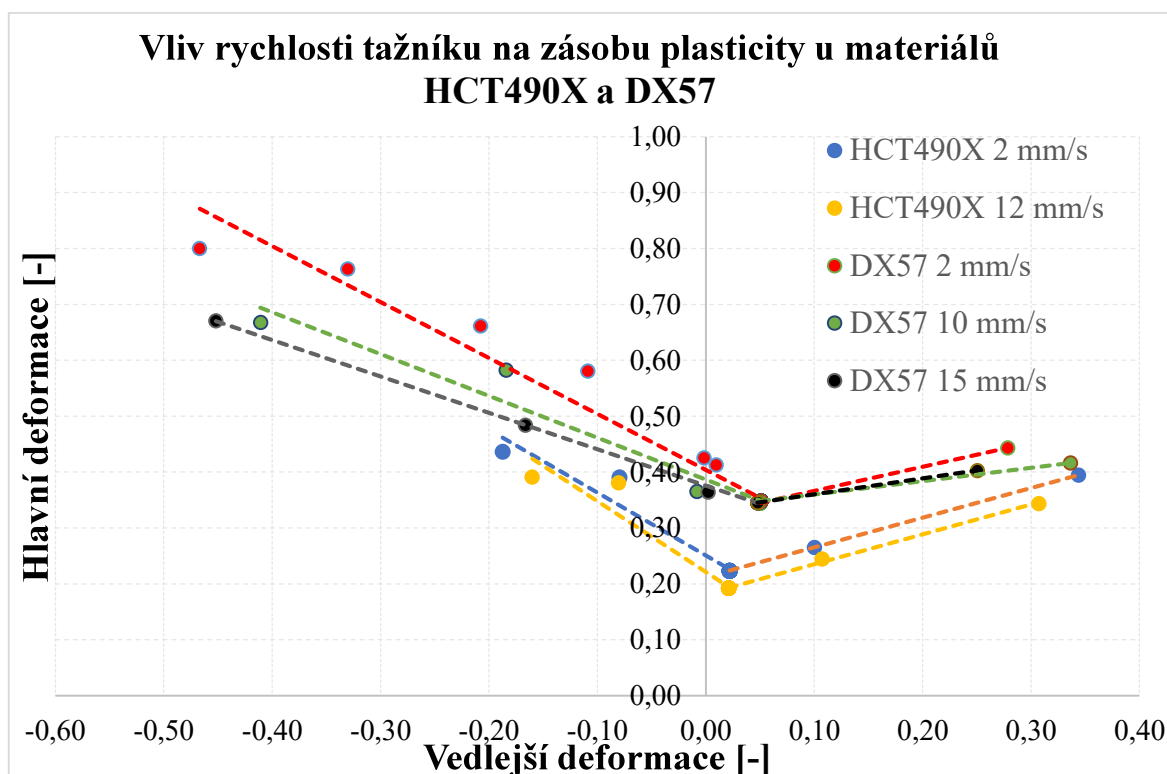


Obrázek 14.13 Geometrie zkušebních vzorků G1 až G5, 1) délka dřívku = 35 mm, 2) šířka dřívku: 20,65,105,120 a 140 mm, 3) poloměr zaoblení = 20 mm

Po provedení potřebných měření byly vyhodnoceny hodnoty hlavních a vedlejších deformací pro jednotlivé geometrie a rychlosti. Naměřené výsledky byly zprůměrovány (viz Tabulka 14.5). Z výsledných bodů byly sestaveny jednotlivé FLC křivky Graf 14.8.

Tabulka 14.5 Naměřené výsledky mezních deformací materiálů HCT490X a DX57 při různých rychlostech zatěžování [9A], [15A]

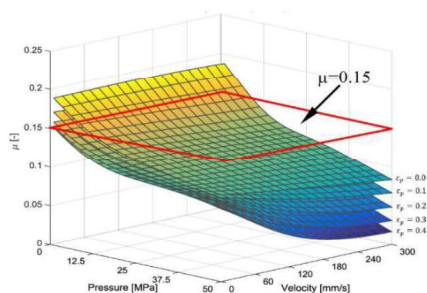
Materiál	Rychlost zatěžování [mm/s]	Geometrie zkušebních vzorků (šířka vzorku)									
		G1 (20 mm)		G2 (65 mm)		G3 (105 mm)		G4 (120 mm)		G5 (140 mm)	
		ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]	ϕ_1 [-]	ϕ_2 [-]
HCT490X	2	0,437	-0,187	0,391	-0,080	0,224	0,022	0,265	0,100	0,394	0,344
	12	0,391	-0,160	0,381	-0,081	0,193	0,021	0,245	0,107	0,344	0,307
DX57	2	0,800	-0,467	0,661	-0,208	0,425	-0,002	0,345	0,050	0,443	0,278
	10	0,668	-0,411	0,582	-0,184	0,365	-0,008	0,348	0,051	0,416	0,337
	15	0,671	-0,452	0,484	-0,166	0,364	0,002	0,345	0,048	0,403	0,251



Graf 14.8 Vliv rychlosti pohybu tažníku na polohu FLC křivek u materiálů HCT490X a DX57 [9A], [15A]

Kromě změny deformační rychlosti je však důležité zohlednit i další vlivy, ke kterým docházelo při zvýšení rychlosti zatěžování. Například u vzorků zatěžovaných rychlostí 15 mm/s bylo pouhým hmatem patrné, že vzorky bezprostředně po ukončení zkoušky byly teplejší než vzorky zatěžované rychlostí 2 mm/s.

Dále byly pozorovány změny v systému maziv, kdy při vyšších rychlostech docházelo k vytlačení veškerého oleje a výraznější deformaci PTFE pásky a polyethylenové fólie. Přestože tření muselo být pořád dostatečně nízké na to, aby vzorek praskl v požadovaném místě, nelze vyloučit, že i změna třecích podmínek mohla hrát ve výsledcích roli. To ale není jediný vliv, který mohl ovlivnit velikost tření, jelikož změnou rychlosti a tlaku dochází také ke změně koeficientu tření i bez jakýchkoliv změn v tribologickém systému, jak je patrné z Obrázek 14.4. V tomto případě však tření s rostoucí rychlostí a tlakem klesá. Lze tedy říct, že na polohu FLC křivky má vliv deformační rychlost, ale také tření a deformační teplo, které souvisí se změnou rychlosti nástroje.



Obrázek 14.14 Vliv rychlosti a tlaku na koeficient tření při různých stupních napětí [13A]

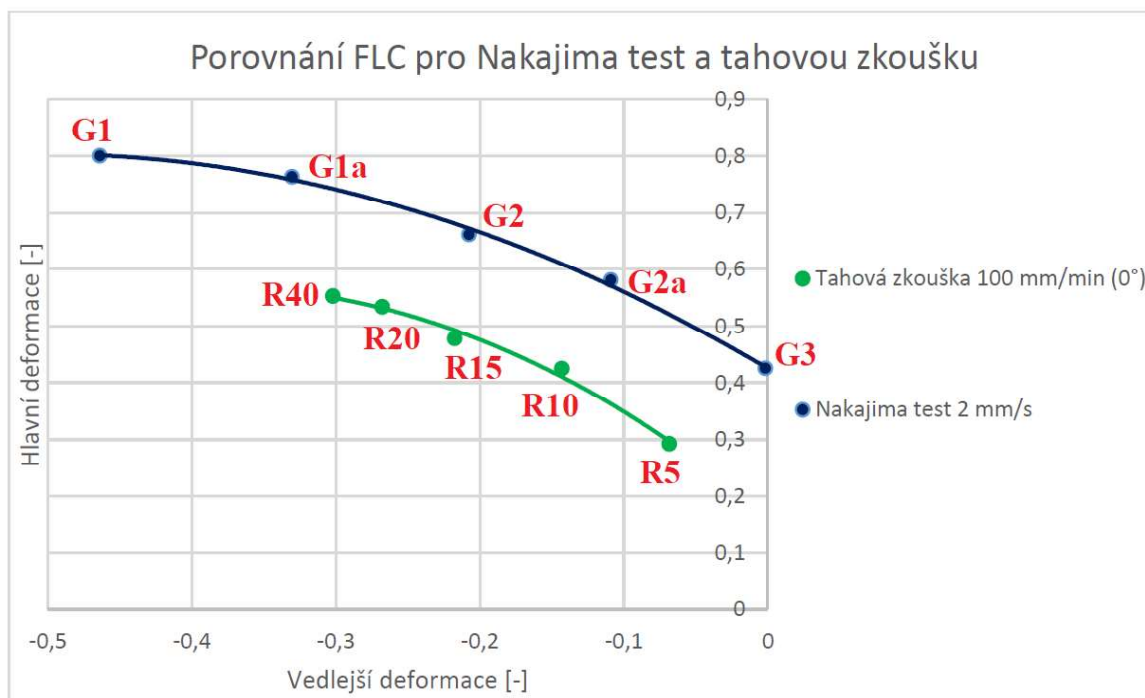
14.6.1 Dílčí závěr

Testovanými materiály byla ocel DX57 a dvoufázová ocel HCT490X. Materiál HCT490X měl menší zásobu plasticity než DX57. Graf 14.8 je patrné, že čím je hodnota hlavního stupně deformace větší, tím dochází k větším výkyvům mezi jednotlivými rychlostmi zatěžování. Tedy největších rozdílů hodnot hlavní deformace se dosahuje při operacích hlubokého tažení. V Tabulka 14.5 u materiálu DX57 pro zkušební vzorek G5 jsou hodnoty vedlejší deformace pro různé rychlosti pohybu nástroje rozdílné především pro rychlost nástroje 10 mm/s je hodnota vedlejší deformace větší než pro rychlost pohybu nástroje 2 mm/s. V přípravné fázi tohoto experimentu bylo potřeba se vypořádat s řadou problémů. Prvním problémem bylo správné nastavení snímkovací frekvence pro pozorování experimentu. S vyšší rychlostí pohybu nástroje bylo zapotřebí také zvýšit snímkovací frekvenci kamer. Se zvýšením snímkovací frekvence, ale bylo zapotřebí většího množství světla z důvodu kontrastního obrazu. Dalším z problémů byla nesoudržnost stochastického patternu a tím i měřitelnost deformace. Posledním problémem bylo navržení tribologického systému pro vznik trhliny v měřené oblasti, jak předepisuje norma ČSN EN ISO 12004-2 (pro zkoušku Nakajima 15 mm od vrcholu nástroje). Z těchto důvodů bude nutné experiment zopakovat s větším počtem vzorků, minimálně 9 vzorků od každé geometrie.

14.7 Srovnání levé strany FLC křivky pro zkoušku Nakajima a zkoušku tahem s vrubem pro materiál DX57 (CR5)

Jak již bylo uvedeno v části zaměřené na měření FLC křivek, tak zkoušek existuje celá řada. Jednou z nich je i zkouška dle Nakajimy, při které dochází k deformování plechu půlkulovým tažníkem, až do vzniku trhliny. Rozdíly mezi Nakajima testem a tahovou zkouškou jsou především absence tření při tahové zkoušce a jiný stav napjatosti. Při Nakajima testu získáme levou i pravou stranu FLD. Na Graf 14.9 a v

Tabulka 14.6 a Tabulka 14.7 je porovnání křivek mezních deformací pro tahovou zkoušku 100 mm/min, pro směr 0° a 90° a Nakajima testu, při normované rychlosti 2 mm/s ~ 120 mm/min. Vyhodnocení hodnot rychlostí deformace probíhalo v SW ARAMIS Professional viz Obrázek 14.15 a Obrázek 14.16, kde byly porovnávány naměřené výsledky.



Graf 14.9 Srovnání FLC křivky pro Nakajima test a pro zkoušku tahem s vrubem pro materiál DX57 (CR5) [13A], [14A]

Tabulka 14.6 Naměřené výsledky mezních deformací pro materiál DX57 při zkoušce tahem 100 mm/min [14A]

Typ a rychlost zkoušky	Orientace válcování	Geometrie									
		R40		R20		R15		R10		R5	
		φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
Tah 100 mm/min	0°	0,553	-0,302	0,534	-0,268	0,478	-0,217	0,425	-0,143	0,292	-0,068
	90°	0,565	-0,303	0,551	-0,236	0,498	-0,224	0,436	-0,146	0,282	-0,066

Tabulka 14.7 Naměřené výsledky mezních deformací pro materiál DX57 při zkoušce Nakajima 120 mm/min [13A]

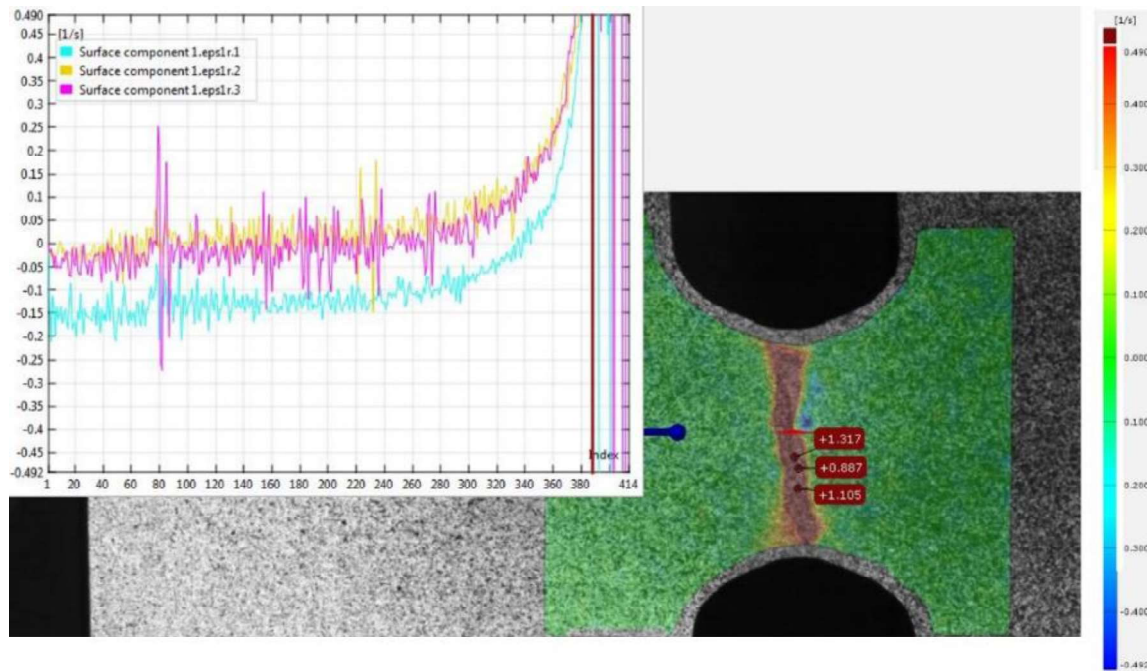
Typ a rychlost zkoušky	Geometrie (šířka dřívku)									
	G1 20 mm		G1a 50 mm		G2 65 mm		G2a 80 mm		G3 105 mm	
	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]	φ_1 [-]	φ_2 [-]
Nakajima 120 mm/min	0,800	-0,467	0,763	-0,330	0,661	-0,208	0,581	-0,109	0,425	-0,002

Tabulka 14.8 Vliv rychlosti pohybu nástroje na rychlost deformace pro materiál DX57 zkouška dle Nakajimy [13A]

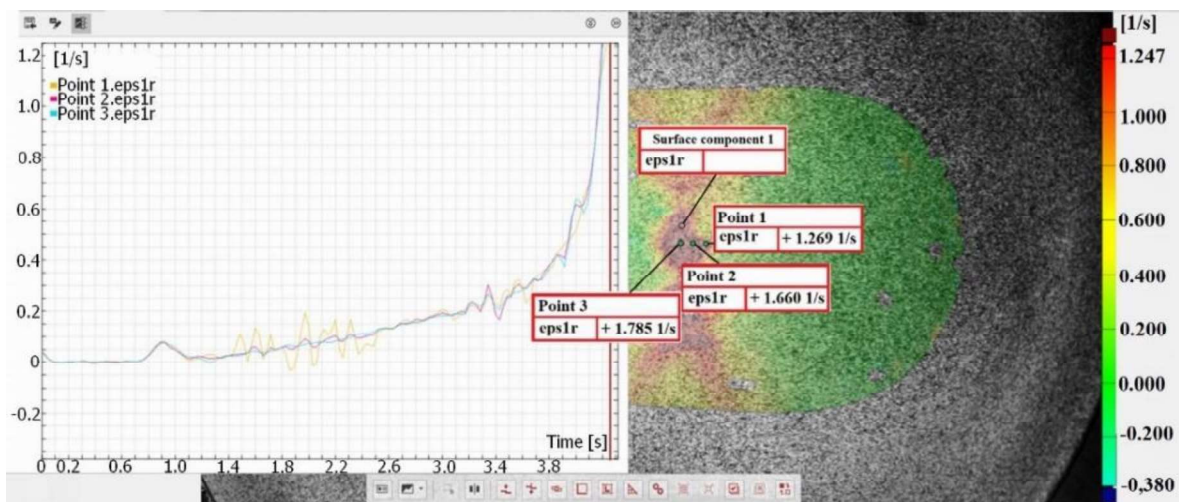
Rychlost nástroje [mm/min]	Hlavní rychlost deformace [s ⁻¹]				
	G1	G2	G3	G4	G5
120	0,40	0,354	0,34	0,56	0,30
600	2,23	1,79	1,57	2,13	1,85
900	3,43	1,99	1,83	2,40	2,16

Tabulka 14.9 Vliv rychlosti pohybu nástroje na rychlost deformace pro materiál DX57D_zkouška tahem s vrubem [14A]

Rychlost nástroje [mm/min]	Orientace válcování	Hlavní rychlost deformace [s^{-1}]		
		R5	R10	R20
100	0°	1,38	1,33	1,98
100	90°	1,63	2,14	2,19



Obrázek 14.15 Vliv rychlosti pohybu nástroje 100 mm/min při zkoušce tahem na rychlosti deformace u materiálu DX57 a zkušební vzorku R5 s orientací válcování 0° [14A]



Obrázek 14.16 Vliv rychlosti pohybu nástroje 600 mm/min při zkoušce Nakajima na rychlosti deformace u materiálu DX57 a geometrie 3 [13A]

14.7.1 Dílčí závěr:

Cílem experimentu bylo porovnat hodnoty mezních deformací pro zkoušku Nakajima a zkoušku tahem u materiálu DX57. Dalším cílem bylo vyhodnotit a naměřit hodnoty hlavní rychlosti deformace pro rychlosti zatěžování 100 mm/min u zkoušky tahem a 120 mm/min u zkoušky dle Nakajimy. Z výsledků je patrné, že zásoba plasticity je u zkoušky tahem menší než u zkoušky Nakajima viz Graf 14.9. Když se srovnají hodnoty hlavní rychlosti deformace viz Tabulka 14.8 a Tabulka 14.9 u zkoušky tahem 100 mm/min a zkoušky dle Nakajima 120 mm/min hodnoty hlavní rychlosti deformace jsou pro zkoušku tahem 3x až 4x větší než hodnoty u zkoušky dle Nakajima. Z hlediska zásoby plasticity je zkouška dle Nakajimy pro materiál DX57 příznivější (větší zásoba plasticity). V Tabulka 17.2 je znázorněn průběh hodnot mezních deformací pro měnící se součinitel tření kde, čím je hodnota součinitele tření větší tím je hodnota hlavních a vedlejších deformací menší (menší zásoba plasticity). Srovnáme-li zkoušky dle Nakajima se zkouškou tahem pro zjištění mezních deformací jediné proměnné parametry pro tyto dvě zkoušky jsou rychlost deformace a stav napjatosti. Tento experiment dokazuje, že rychlost deformace a stav napjatosti mají velký vliv na polohu FLC křivky (zásobu plasticity).

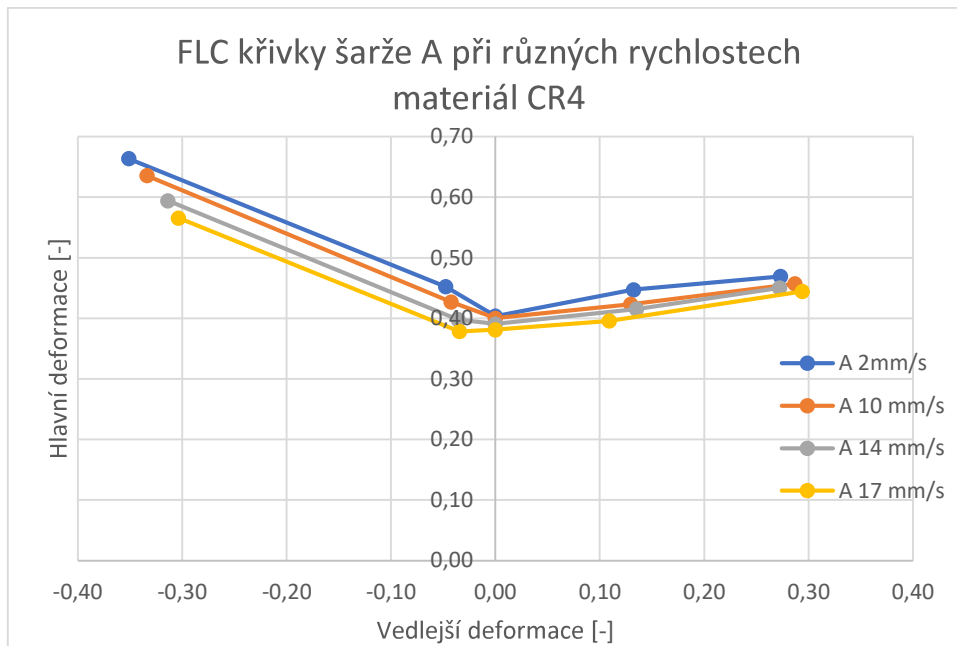
14.8 Srovnání vlivu jednotlivých parametrů pro materiál CR4

V rámci dalšího experimentu byl zkouškou dle Nakajimy analyzován materiál CR4. Především byl zkoumán vliv rychlosti zatěžování (deformace) na zásobu plasticity.

Rychlost zatěžování	Šarže materialu CR4	Poloha zkušební vzorku na svitku
<ul style="list-style-type: none">• 2 mm/s• 10 mm/s• 14 mm/s• 17 mm/s	<ul style="list-style-type: none">• A• B• C• D• E	<ul style="list-style-type: none">• Začátek svitku• Střed svitku• Konec svitku

Obrázek 14.17 Proměnné, pro které byly měřeny jednotlivé FLC křivky

Na obrázku Obrázek 14.17 jsou uvedeny parametry pro které se jednotlivé FLC křivky měřily.



Graf 14.10: FLC křivky pro šarži A, při různých rychlostech zatěžování [12A]

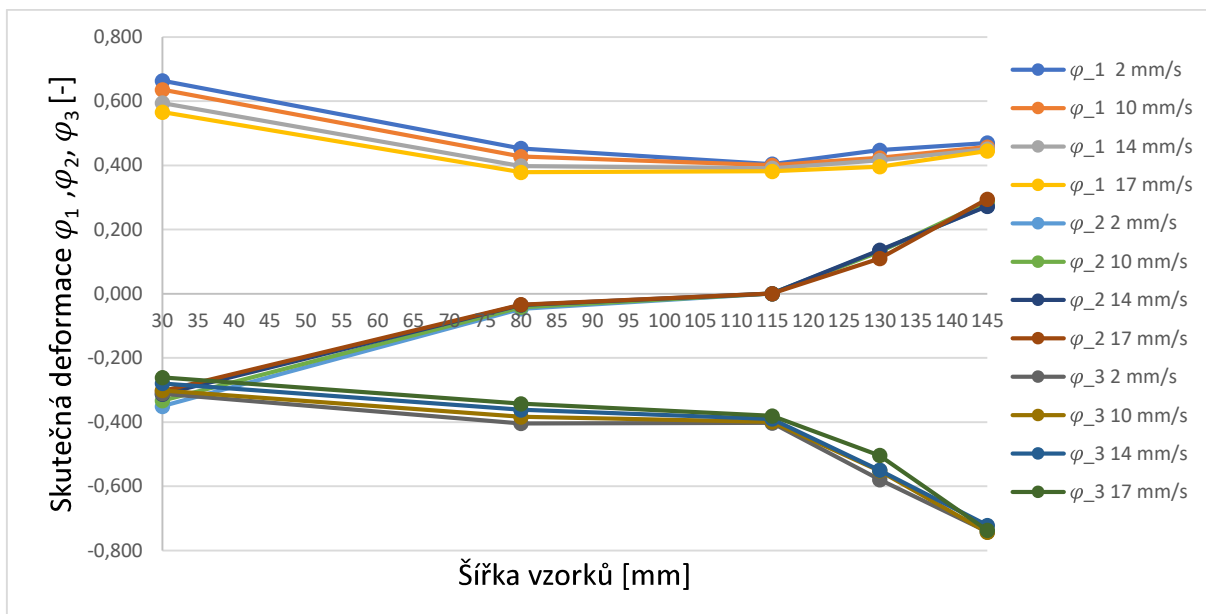
Na Graf 14.10 jsou znázorněny již zaznamenané hodnoty jednotlivých geometrií, které byly následně propojeny s body zaznamenanými při stejné rychlosti zatěžování. Vznikly tak 4 křivky mezí tvárnosti, které ukazují, jaký vliv má rychlost tváření na zásobu plasticity v materiálu při daném poměru hlavních a vedlejších deformací.

FLC křivka A pro rychlost 2 mm/s je položena nejvýše a disponuje tedy největší zásobou plasticity. S rostoucí rychlostí dochází k posunu křivky směrem dolů, což znamená snížení maximálních hodnot pro hlavní a vedlejší deformaci. Na tento zkoumaný jev má dozajista vliv parametry rychlosti deformace. Pro realizaci experimentů, byl pro správný výsledek zkoušky použit tribologický systém, jehož úkolem bylo zajistit minimální tření mezi vzorkem a tažníkem (kvůli iniciaci porušení). Při vyšších rychlostech bylo patrné, že po zkoušce docházelo ve větší míře k vytlačení maziva a k větším deformacím PTFE pásky a PE fólie. Po zkoušce byly také vzorky významně teplejší než před ní, což mohlo mít za následek změnu mechanických vlastností. Tento experiment však nebyl pro takové možnosti navrhnout a tyto důsledky nejsou brány v potaz.

Pro analýzu všech tří složek deformace φ_1 , φ_2 a φ_3 při různých napěťových stavech bylo provedeno grafické vyhodnocení a porovnání jejich průběhu, viz Graf 14.11. Pro výpočet ztenčení byly použity rovnice ze zákona zachování objemu:

$$\varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3 = 0 \quad [-] \quad (23)$$

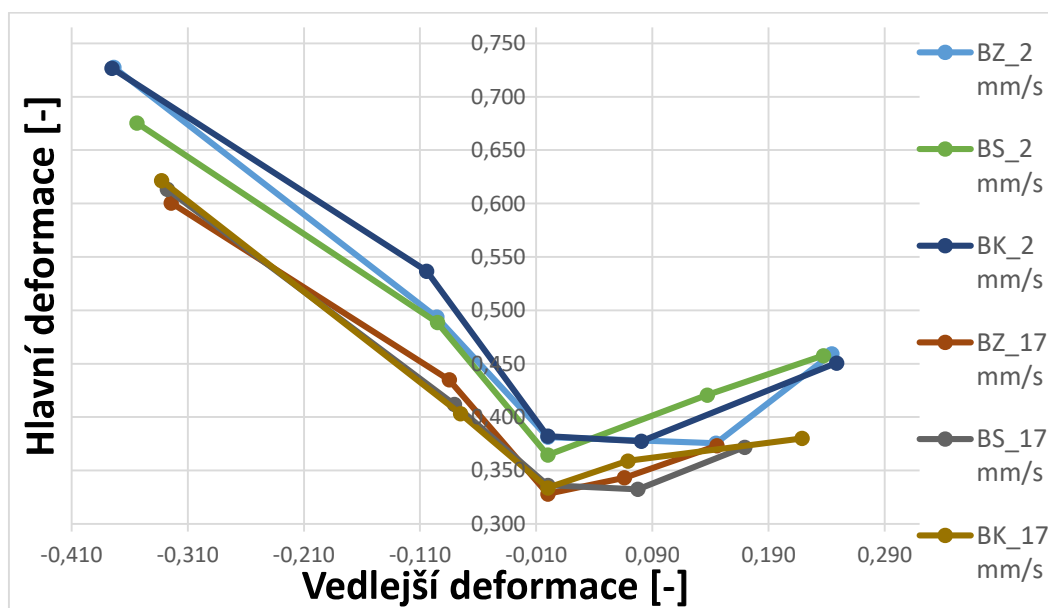
$$\varphi_3 = -(\varphi_1 + \varphi_2) \quad [-] \quad (24)$$



Graf 14.11 Srovnání skutečných průběhů deformací pro jednotlivé šířky vzorků DC05 [12A]

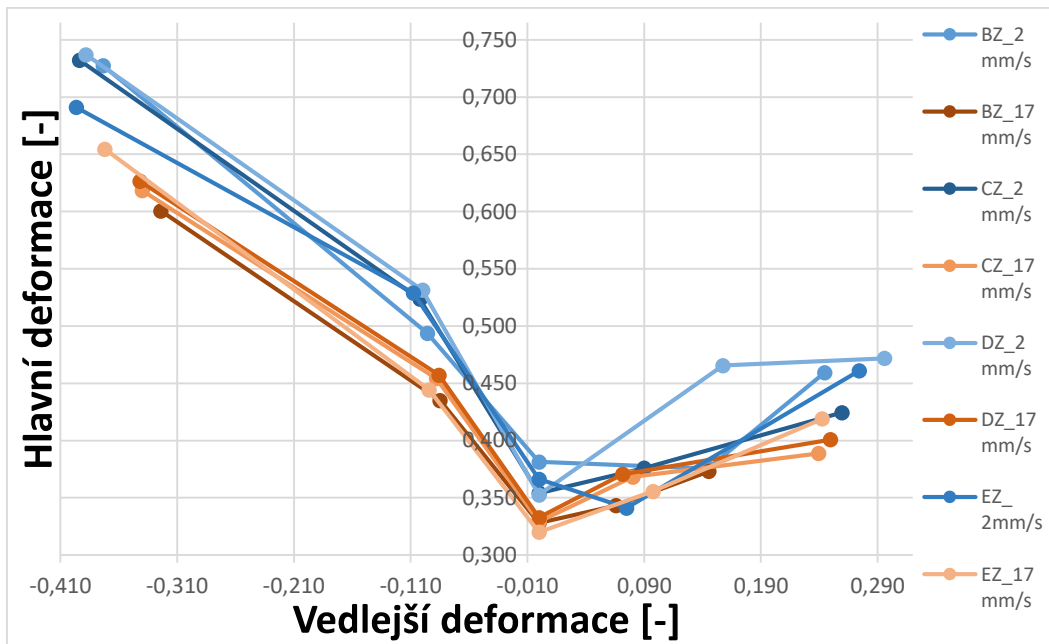
Z hlediska místa plastické deformace u tvarově složitých výlisků má největší význam normálová deformace ϕ_3 ve směru tloušťky materiálu, která určuje místo nejmenší tloušťky – největšího ztenčení plechu. Vzhledem k charakteru deformačního stavu se největší deformace ϕ_3 (plastická deformace na úkor tloušťky) projevila zvětšením šířky vzorků při dvouosém namáhání (oblast pravé strany FLD).

Pro porovnání parametru polohy na svitku byla použita šarže B. Na Graf 14.12 je znázorněno, že hodnoty se liší hlavně v závislosti na rychlosti zatěžování. Parametr polohy způsobuje pouze nevýznamné odchylky, které neovlivňují celkový průběh křivky, dávají ale cenné informace o nestejnosti materiálu a o případné změně mechanických vlastností.



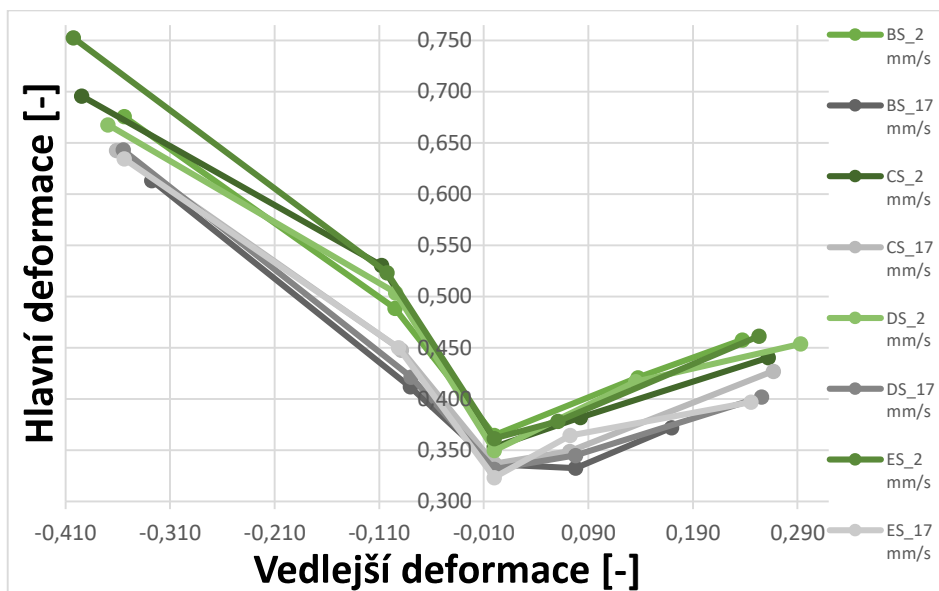
Graf 14.12: Vliv polohy ve svitku na křivky FLC šarže B [12A]

Opět je vidět, že body křivky vzniklé při zatěžování nižší rychlostí jsou položeny výše než body zatěžované vyšší rychlostí.

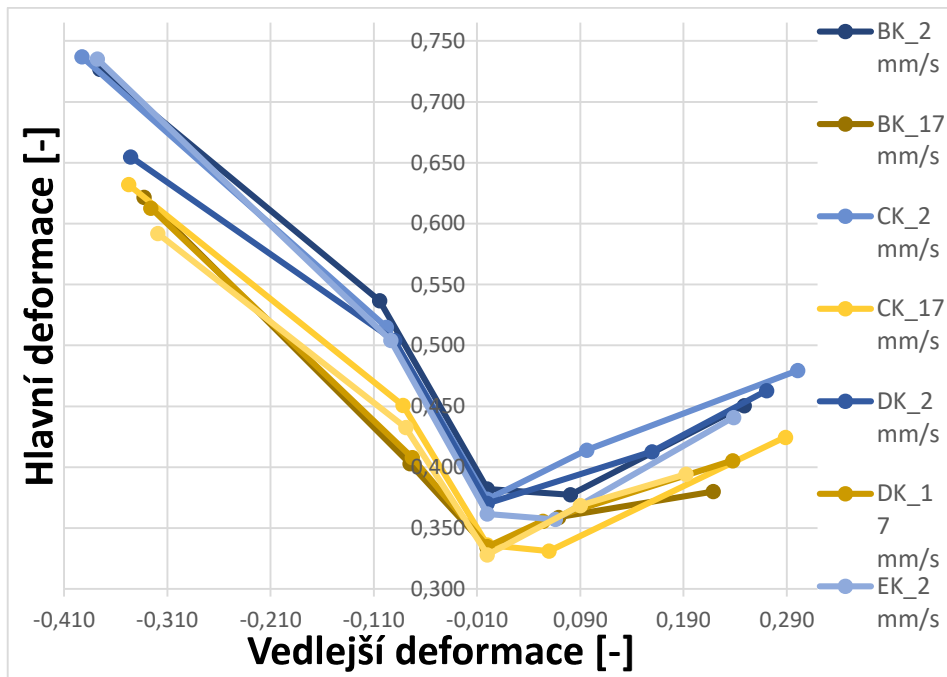


Graf 14.13 Srovnání křivek FLC různých šarží při rychlostech 2 a 17 mm/s z polohy začátku svitku [12A]

Na Graf 14.13, Graf 14.14 a Graf 14.15 je porovnání šarží B, C, D, E, u kterých byly vybrány křivky odpovídající rychlosti zatěžování 2 mm/s a 17 mm/s. Křivky byly rozděleny podle polohy na svitku (začátek, střed a konec svitku). I u těchto šarží bylo prokázáno, že s rostoucí rychlostí procesu se křivka posouvá směrem dolů, k menší zásobě plasticity. Dále jsou v grafu patrné rozptyly hodnot, které je třeba dále analyzovat, případně rozšířit rozsah zkoušení, tento problém je patrný v pravé části diagramu.



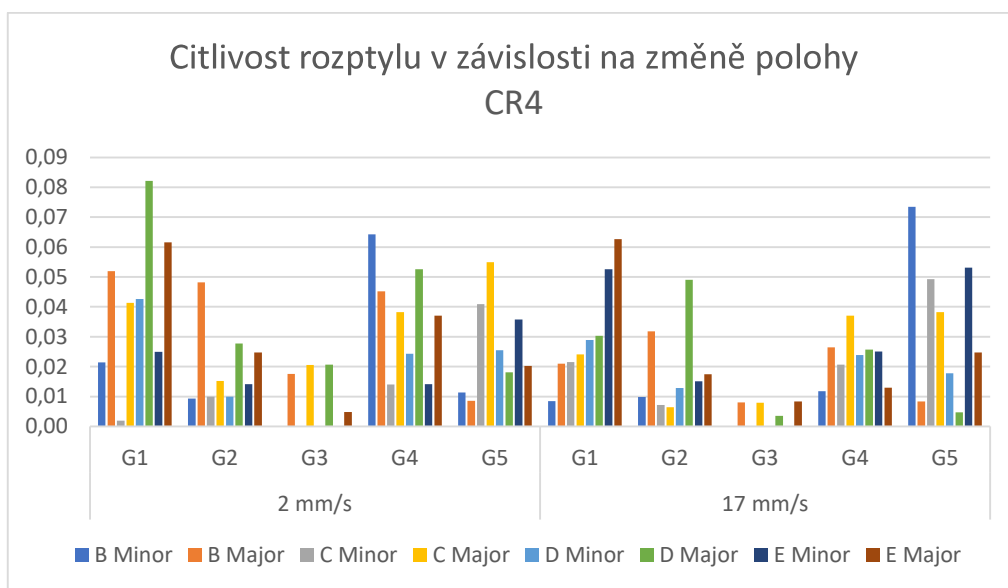
Graf 14.14: Srovnání křivek FLC různých šarží při rychlostech 2 a 17 mm/s z polohy středu svitku [12A]
Křivky na Graf 14.14 ve střední části svitku se překrývají méně než u vzorků pořízených na začátku svitku. Opět dochází k rozdělení křivek dle rychlosti zatěžování.



Graf 14.15: Srovnání křivek FLC různých šarží při rychlostech 2 a 17 mm/s z polohy konce svitku [12A]

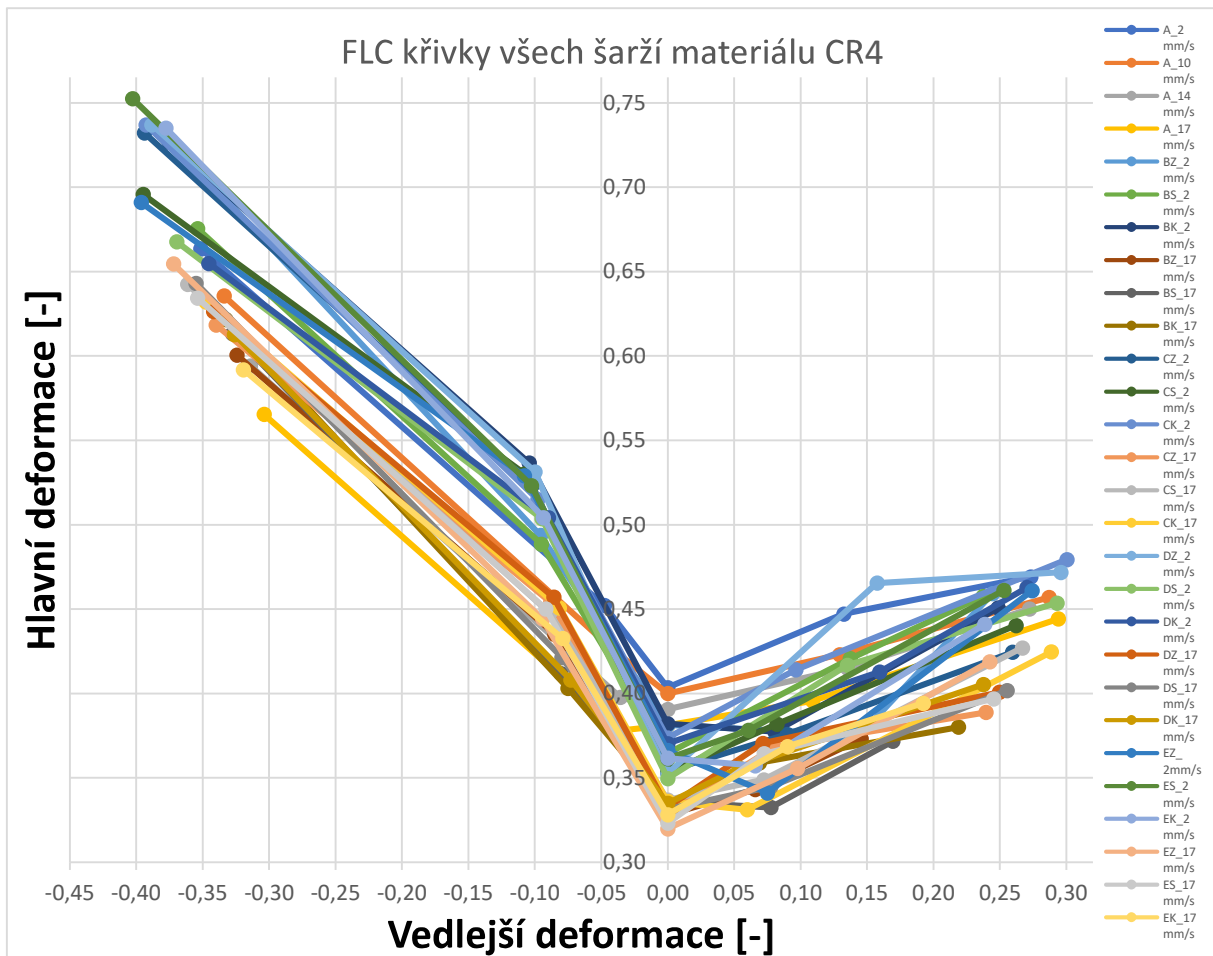
Výsledkem jsou dvě oblasti bezpečného tváření pro různé rychlosti zatěžování. Rychlost deformace souvisí s rychlostí zatěžování, avšak nejedná se o jediný faktor. Jedná se například o způsob deformace, geometrii lisovacího nástroje a další.

Pro porovnání citlivosti na změnu polohy ve svitku byl vytvořen Graf 14.16, který ukazuje maximální rozdíly v zaznamenaných hodnotách. Čím větší je interval zaznamenaných hodnot, tím víc je materiál náchylný ke změně poměru hlavních a vedlejších deformací v závislosti na změně polohy ve svitku. Z následujícího grafu vidíme, že většina šarží následovala stejný trend pro různé geometrie. Je ale vidět, že například u geometrie 1. je nejvíce náchylná na rozptyl hodnot šarže E, která vykazuje větší rozptyl i u geometrií 2. a 4. Poměrně široký rozptyl hodnot vykazuje i šarže B u geometrií 1., 4., a 5.



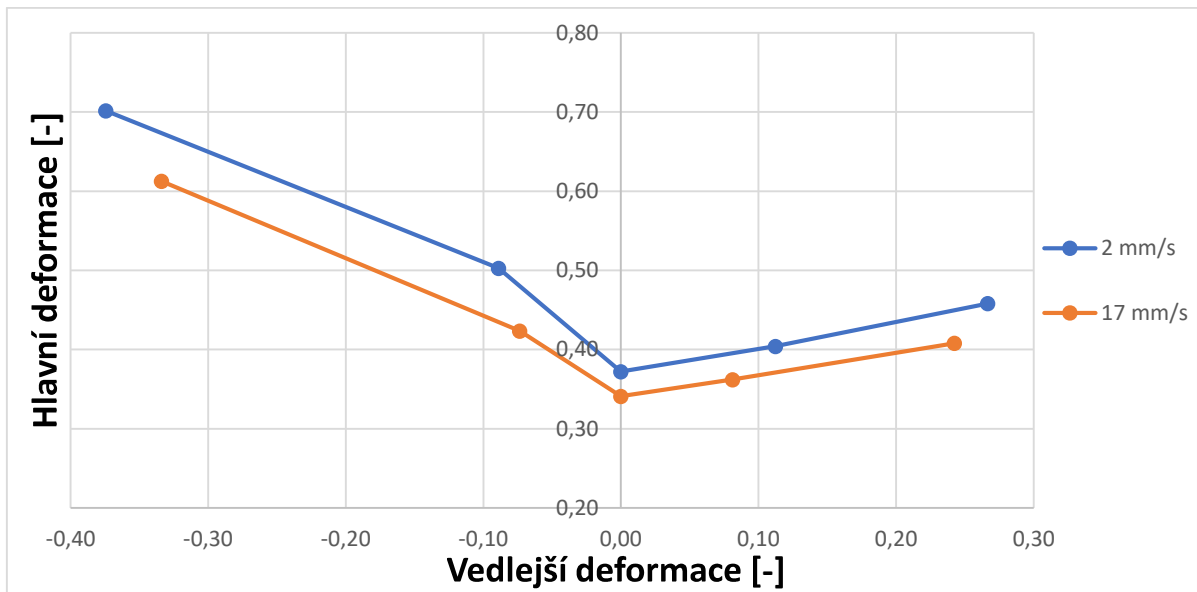
Graf 14.16: Citlivost rozptylu při změně polohy [12A]

Pro naměření 28 FLC křivek bylo vytvořeno značné množství vzorků. Naměřené FLC křivky pro šarže A až E jsou pro názornost vloženy do jednoho Graf 14.17. V praxi je však nereálné aplikovat jednotlivé FLC pro zrovna dodaný materiál, a tak byl ze všech FLC vytvořen průměr pro zatěžování rychlostí 2 mm/s a 17 mm/s.



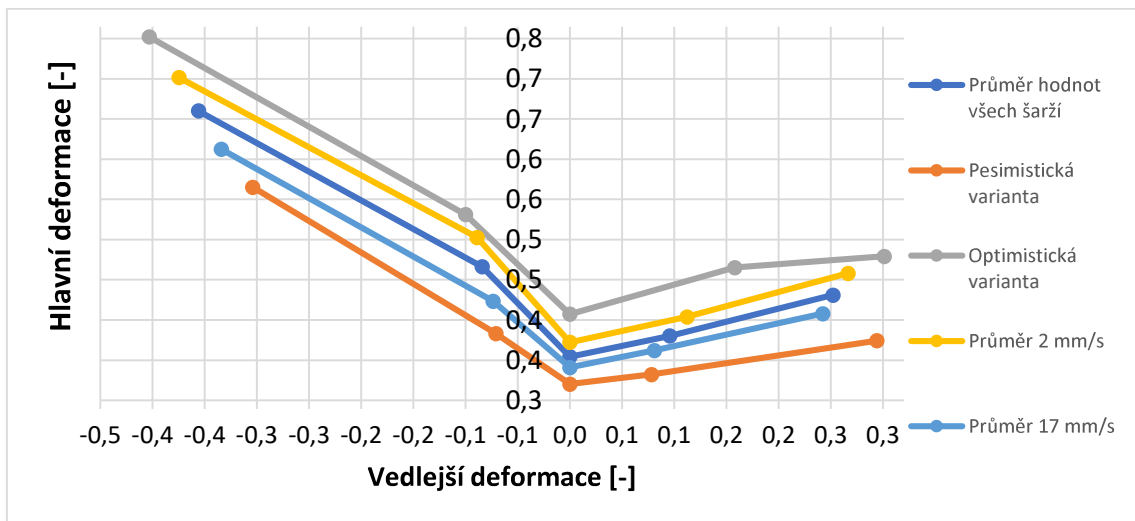
Graf 14.17: Souhrn všech naměřených FLC křivek pro materiál CR4 [12A]

Je vidět, že Graf 14.17 je méně přehledný, avšak i zde je znázorněno, že křivky tmavých odstínů (rychlost posuvu tažníku 2 mm/s) jsou položeny nad křivkami světlých odstínů (rychlost posuvu tažníku 17 mm/s), zároveň je zde znázorněn značný rozptyl všech naměřených hodnot. Křivky tak vytváří dvě určité oblasti pro každou rychlost, ve kterých dochází k proměnlivosti v závislosti na různých šaržích. Pro lepší přehled si můžeme prohlédnout již zmíněný průměr pro nejvyšší a nejnižší rychlost viz Graf 14.7.



Graf 14.18: Zprůměrované FLC křivky všech šarží materiálu CR 4 (A,B,C,D,E) pro rychlosti 2 a 17 mm/s [12A]

Křivky průměrují všechny šarže i polohy na svitku. Jedná se tak o univerzální křivky použitelné pro dosažení stabilního tvářecího procesu. Podstatou experimentu je získání nejhorších možných mechanických vlastností materiálu pro zajištění stabilního tvářecího procesu. Z tohoto důvodu byly diskutovány různé varianty popisu materiálových vlastností, které jsou označovány jako pesimistická, průměrná, optimistická apod. Získáním „pesimistické“ varianty FLC bude dosaženo limitu, za kterým už hrozí destrukce materiálu. Proto jeho použití bude znamenat bezpečnou variantu v simulačním odvětví, neboť v případě kladného výsledku simulace budou všechny hodnoty mechanických vlastností materiálu přesahovat nároky na výrobu. Jestliže budou do Graf 14.18 vyneseny křivky reprezentující průměr všech šarží, pesimistickou variantu sestávající z nejhorších získaných hodnot a optimistickou variantu reprezentující nejlepší dosažitelné možnosti materiálu, získáme Graf 14.19.



Graf 14.19: Rozptyl polohy FLC křivky pro materiál CR4 [12A]

14.8.1 Dílčí závěr

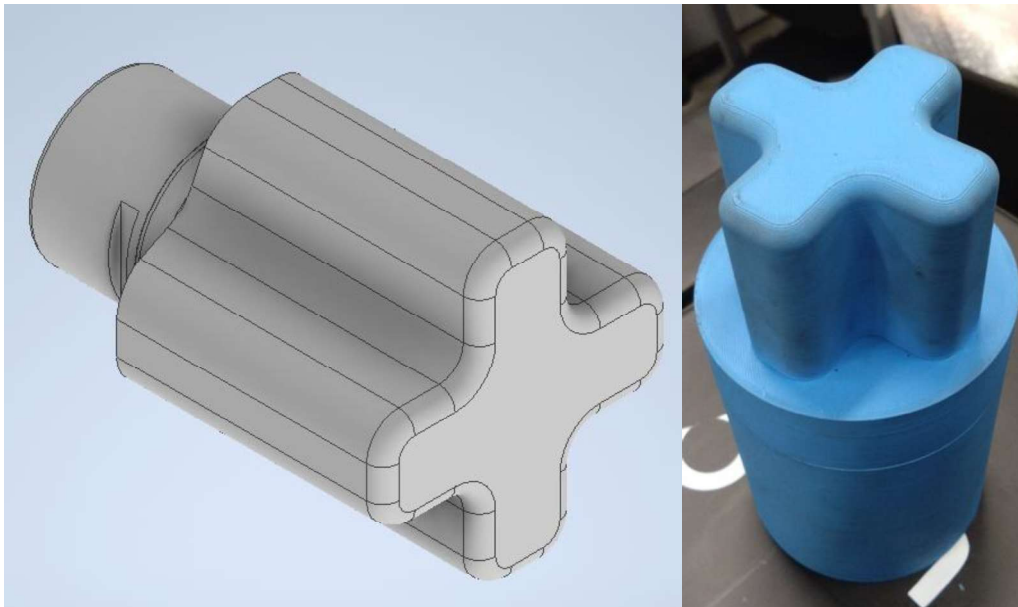
U zkoušky dle Nakajimy bylo pro materiál CR4 celkem provedeno přes 540 měření pro všechny analyzované šarže (A až E) materiálu. Obdobně jako u zkoušky tahem (viz Kapitola 13.2) byla nejdříve vyhodnocena jedna modelová šarže a následně byly jednotlivé šarže porovnány mezi sebou. Následovalo vyhodnocení vlastností a hodnot mezi šaržemi. Zaměřeno bylo především na rozdíly v hodnotách mezi různými polohami na svitku a rychlostech zatěžování.

Celkově se ukázalo, že největší vliv na změnu mechanických vlastností měla rychlost zatěžování. U zkoušky tahem docházelo v orientaci 0° ke zvýšení hodnot meze kluzu, průměrem o 73,97 MPa, meze pevnosti průměrem o 29,65 MPa a ke snížení tažnosti, průměrem o 8,51 %. V případě polohy ve svitku se ukázalo, že při orientaci 0° je na změnu hodnot meze kluzu nejvíce citlivá šarže C, naopak u meze pevnosti nejméně. U meze pevnosti byla na rozptyl nejnáchylnější šarže B. Rozptyl hodnot tažnosti byl u všech šarží podobný. Celkově byl rozptyl hodnot větší u rychlosti 600 mm/min, než u rychlosti 2 mm/min. Orientace válcování ve svitku měla hlavně vliv na součinitel plastické anizotropie, naopak pro exponent deformačního zpevnění neměla vliv žádný. V grafickém srovnání je znázorněno, že mechanické vlastnosti se při změně orientace mění minimálně, je však znatelný rozdíl v trendu klesajících hodnot, kdy orientace 0° dosahuje nejvyšších hodnot, orientace 45° nižších a 90° nejnižších.

U měření křivek mezní tvářitelnosti byly z naměřených dat vytvářeny jednotlivé FLC křivky, které byly následně porovnány. Vyhodnocení probíhalo na základě zvolených parametrů. Ukázalo se však, že některé křivky rychlostí 2 mm/s byly položeny na stejné úrovni či níže, než křivky pro rychlost zatěžování 17 mm/s, avšak pro rozdílné šarže. Dalším zkoumaným parametrem byl vliv polohy ve svitku. Ukázalo se, že většina šarží se až na výjimky chová v rámci tolerance a nedochází k výrazným odchylkám. Odchylku vykazovala šarže E, pro kterou hodnoty na začátku svitku padaly pod hodnoty ostatních šarží, a to i pro vyšší rychlost zatěžování.

15 Testování problematiky na prototypovém výlisku

V experimentu byl pozorován vliv rychlosti pohybu nástroje na změnu tloušťky polotovaru materiálu CR4 pro nástroj označovaný Cross-Die. Ztenčení bylo měřeno pomocí optických systémů ARGUS a ARAMIS. Dále bylo srovnáváno chování materiálu pro rychlost posuvu tažníku 2 a 17 mm/s na různé dráze nástroje (systémem ARGUS a ARAMIS). V druhém experimentu pak byl sledován, jaký vliv má rychlost posuvu nástroje na výšku výtažku těsně před jeho porušením pomocí systému ARGUS a ARAMIS.



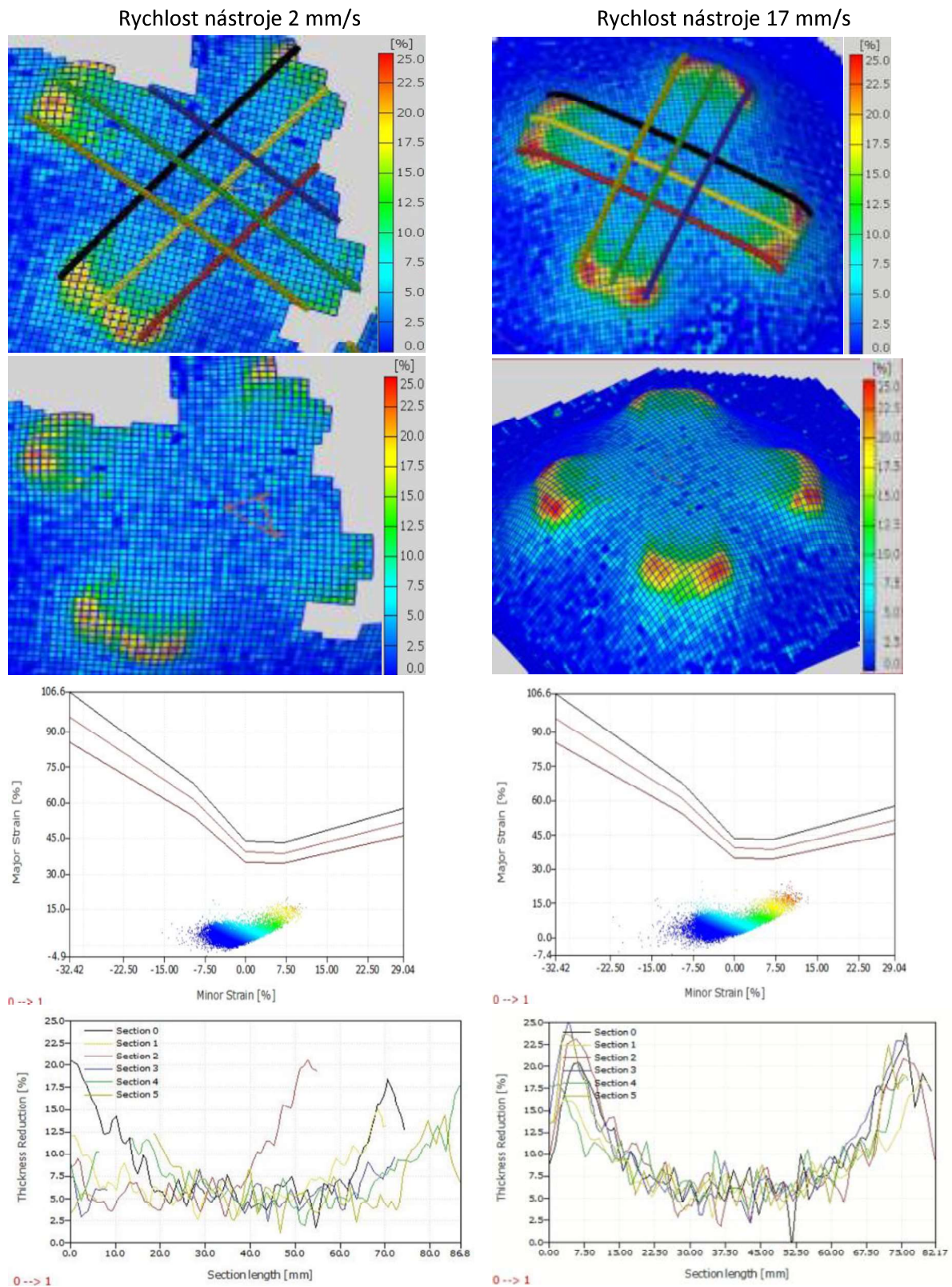
Obrázek 15.1. Cross-die tažník

Pro navržený experiment byl použit tažník ve tvaru Cross-die viz Obrázek 15.1 a to zejména pro jeho širokou škálu napěťových stavů a dobrou názornost realizovaných deformací. Nástroj byl vyroben metodou 3D tisku (metoda FFF = Fused Filament Fabrication) z materiálu PLA (polylactic acid – kyselina polyléččná) na tiskárně Ender 3 Pro. Použití tohoto materiálu na prototypové lisovací nástroje bylo publikováno v [23A], [24A], [25A], [26A], [27A] a [28A].

Tabulka 15.1 Parametry tisku

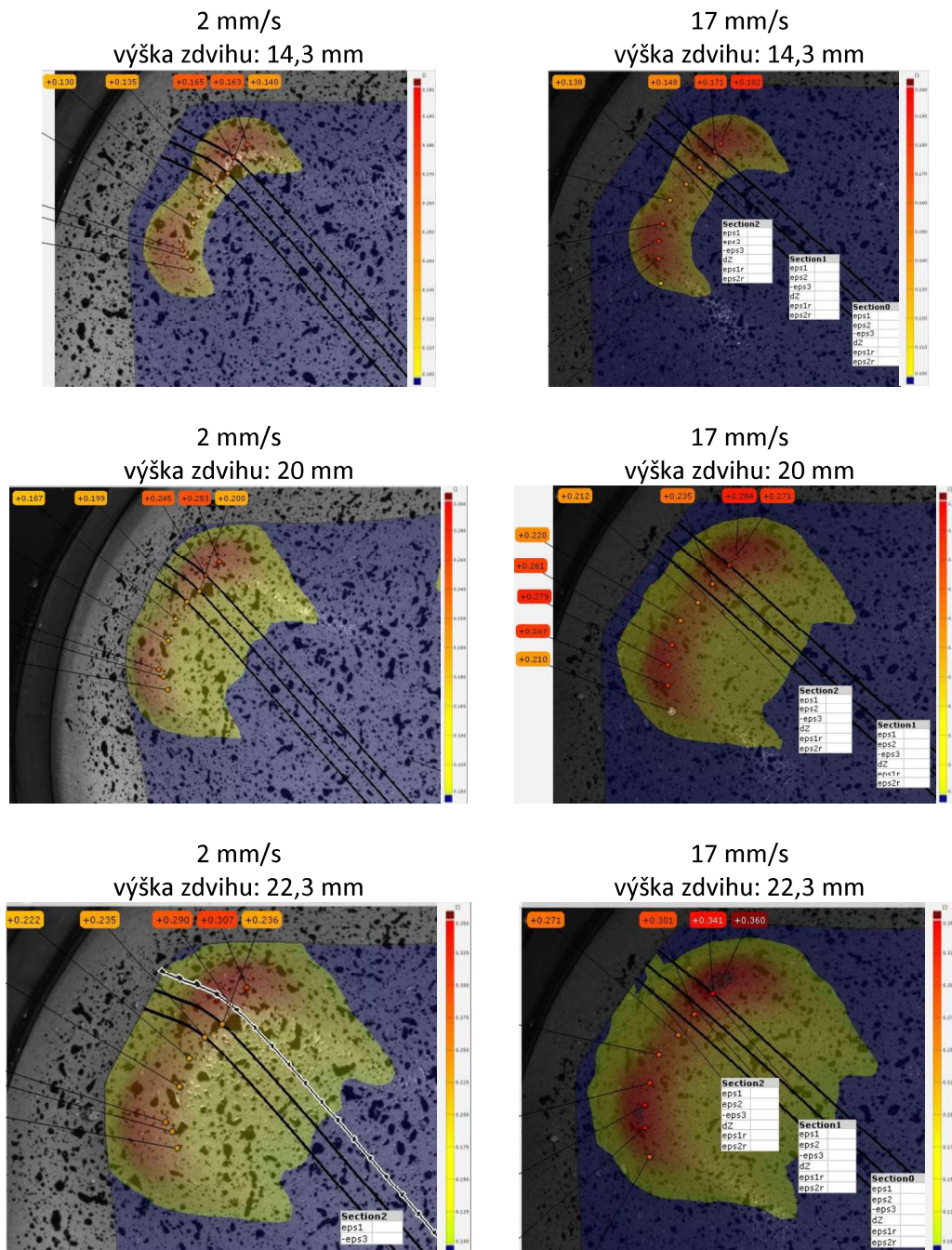
Počet perimetrů	10
Výška vrstvy	0,2 mm
Infill	100 %
Teplota podložky	60 °C
Teplota trysky	210 °C

15.1 Vyhodnocení a porovnání dosažených výsledků



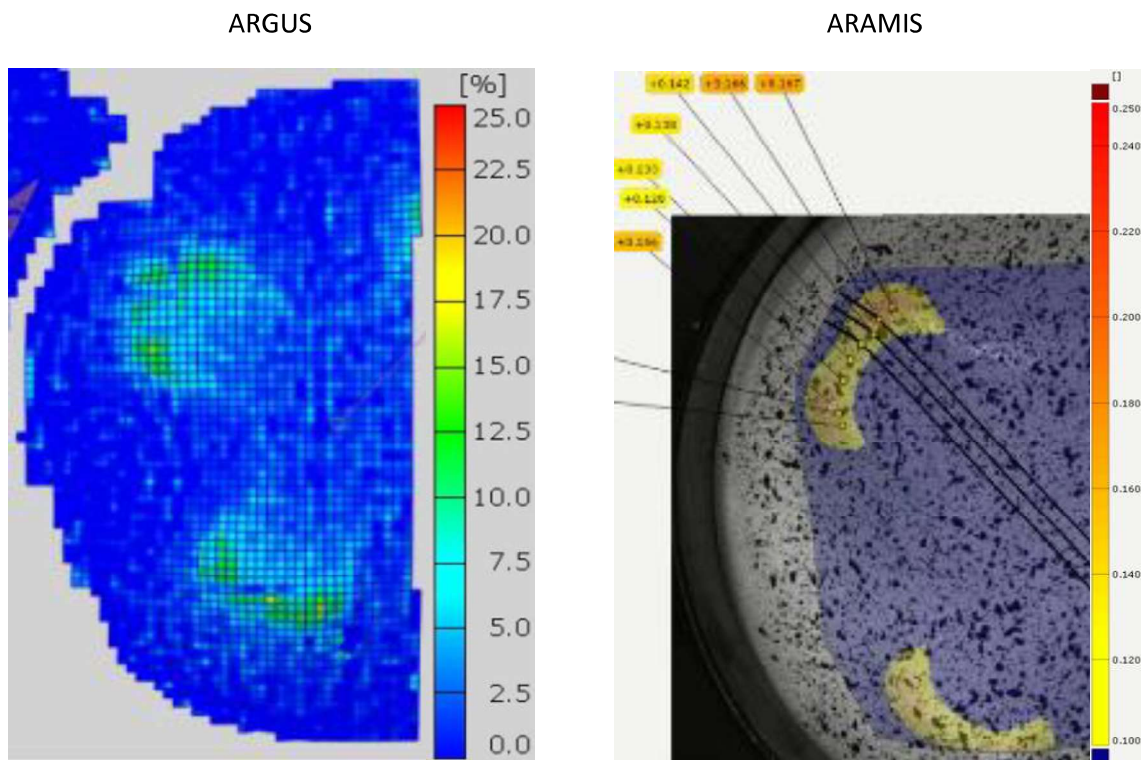
Obrázek 15.2 Analýza ARGUS: Zkouška ukončena dráhou nástroje 20 mm (ARGUS) [29A]

Z výsledků viz Obrázek 15.2 je zřejmé, že rychlost pohybu nástroje má podstatný vliv na změnu tloušťky materiálu. Jak je možné z obrázků vyčíst u rychlosti 2 mm/s je dosaženo v kritických místech výlisku maximálního ztenčení okolo 20 %, u rychlosti 17 mm/s byly dosaženy hodnoty ztenčení v kritických oblastech až okolo 25 %. Zároveň na FLC diagramech je vidět, že s rostoucí rychlostí je větší rozptyl bodů a pohybuje se blíže hranici porušení, FLC křivka viz Obrázky na straně 91.



Obrázek 15.3 Analýza pomocí systému ARAMIS: Zkouška ukončena dráhou nástroje 20 mm (ARAMIS) [29A]

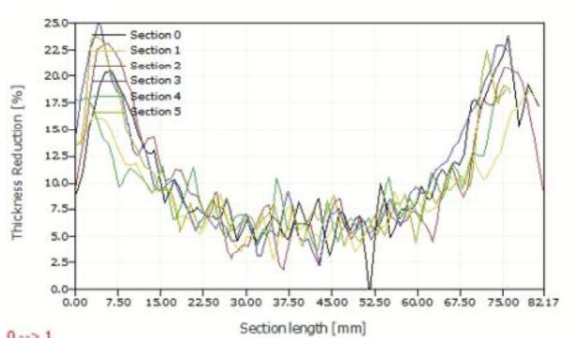
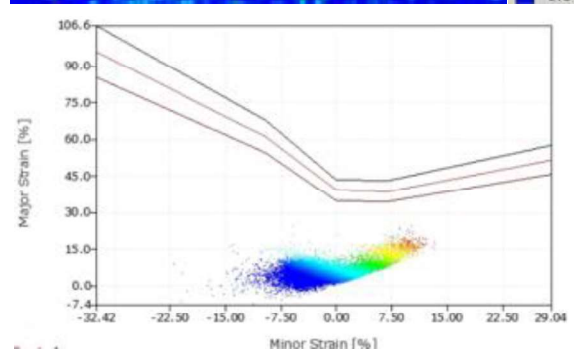
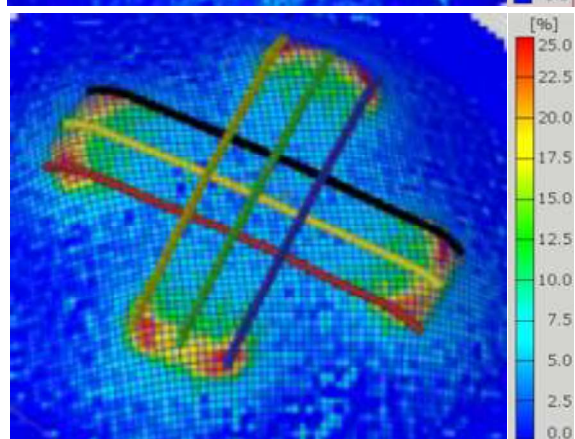
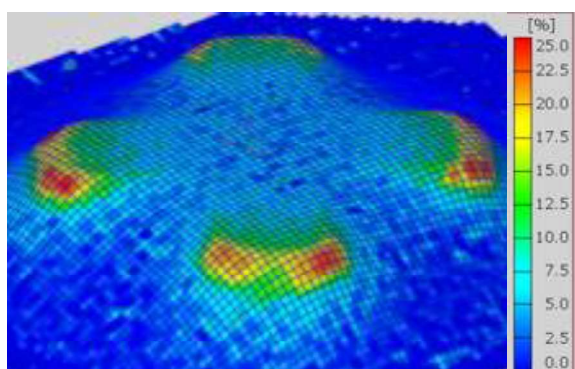
V tomto srovnání viz Obrázek 15.3 byl použit systém ARAMIS, který potvrdil výsledky získané systémem ARGUS. Z výsledků je zřejmé, že rychlost nástroje ztlačuje ztenčení materiálu. [29A]



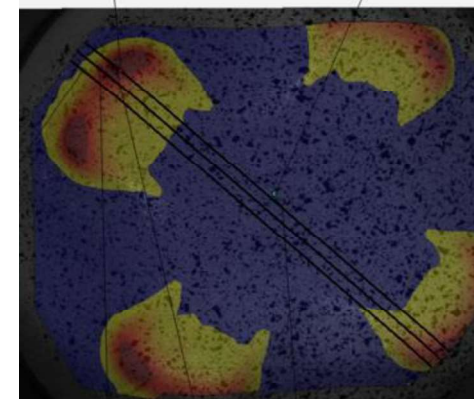
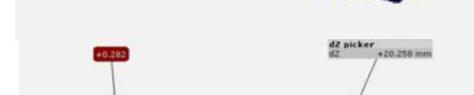
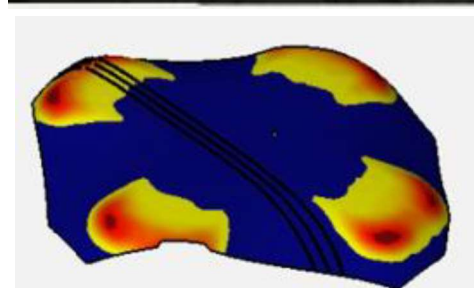
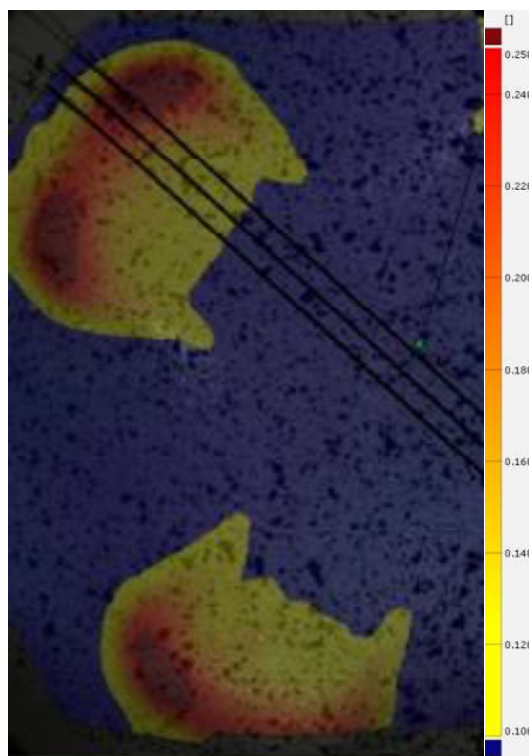
Obrázek 15.4 Porovnání procentuálního ztenčení při rychlosti 17 mm/s do výšky 20 mm pomocí ARGUS/ARAMIS [29A]

Z vyhodnocení viz Obrázek 15.4 je vidět, že při rychlosti 2 mm/s do výšky 15 mm se u systému ARGUS pohybuje ztenčení okolo 15 %. Pomocí systému ARAMIS bylo vyhodnoceno, že při stejných parametrech zkoušky se ztenčení pohybuje mezi 13÷16 %. Skutečnost je tedy taková, že pomocí obou systémů byly získány velice obdobné výsledky deformace.

ARGUS



ARAMIS



Obrázek 15.5 Porovnání procentuálního ztenčení při rychlosti 17 mm/s do výšky 20 mm pomocí ARGUS/ARAMIS [29A]

Na Obrázek 15.5 je vyhodnocení procentuálního ztenčení pomocí systému ARGUS, kde byla hodnota procentuálního ztenčení okolo 25 %, systémem ARAMIS byla zjištěna hodnota okolo 28 %. Z výsledků je zřejmé, že se hodnoty zásadně neliší.

15.1.1 Dílčí závěr

Experimentální část se věnovala zkoumání vlivu rychlosti deformace na ztenčení plechu. Jev byl sledován na materiálu CR4 o tloušťce 0,7 mm za pomoci stroje BUP 600. Pro zkoušku byl pomocí technologie 3D tisku vyroben křížový nástroj Cross-die. Tvar nástroje byl zvolen z důvodu pokrytí velké škály napěťových stavů. Vyhodnocování probíhalo pomocí systému ARGUS a ARAMIS. Před samotnou zkouškou je potřeba v případě systému ARGUS na vzorky nanést měrnou síť (zde byla zvolena síť s parametry, kde bod je o velikosti 0,75 mm a rozteč mezi body je 1,5 mm) a v případě systému ARAMIS pattern.

V experimentu byly porovnány čtyři stavy. Jedná se o porovnání systému ARGUS při rychlosti deformace 2 mm/s vs 17 mm/s do výšky 20 mm, porovnání systému ARAMIS při rychlosti deformace 2 mm/s vs 17 mm/s do výšky 20 mm, porovnání systémů ARGUS vs ARAMIS při rychlosti 2 mm/s do výšky 15 mm a porovnání systémů ARGUS vs ARAMIS při rychlosti 17 mm/s do výšky 20 mm.

- ARGUS při rychlosti deformace 2 mm/s vs 17 mm/s do výšky 20 mm
U rychlosti 2 mm/s bylo dosaženo maximálního ztenčení okolo 20 %, u rychlosti 17 mm/s bylo ztenčení až okolo 25 % v kritických oblastech.
- ARAMIS při rychlosti deformace 2 mm/s vs 17 mm/s do výšky 20 mm
Při využití systému ARAMIS, byla objevena stejná skutečnost jako za použití systému ARGUS. U rychlosti 2 mm/s bylo v kritických bodech ztenčení okolo hodnoty 25 %. U rychlosti 17 mm/s se hodnota zvýšila až na hodnotu 28 %.
- ARGUS vs ARAMIS při rychlosti 2 mm/s do výšky 15 mm
Z vyhodnocení je patrné, že při rychlosti 2 mm/s do výšky 15 mm se u systému ARGUS pohybuje ztenčení okolo 15 %. Pomocí systému ARAMIS bylo vyhodnoceno, procentuální ztenčení mezi 13 ÷ 16 %. Pomocí obou systémů byly dosaženy velice podobné výsledky.
- ARGUS vs ARAMIS při rychlosti 17 mm/s do výšky 20 mm
Systémem ARGUS bylo zjištěno procentuální ztenčení okolo 25 %, systémem ARAMIS pak ztenčení okolo 28 %. Z výsledků bylo potvrzeno zjištění z předešlého měření.

Z vyhodnocených výsledků je zřejmé, že rychlost posuvu tažníku (rychlost deformace) má znatelný vliv na procentuální ztenčení materiálu. K tomuto zjištění bylo dospěno pomocí experimentů a zároveň pomocí FLD diagramů kde bylo vyhodnoceno, že s rostoucí rychlostí se přibližuje hranici porušení.

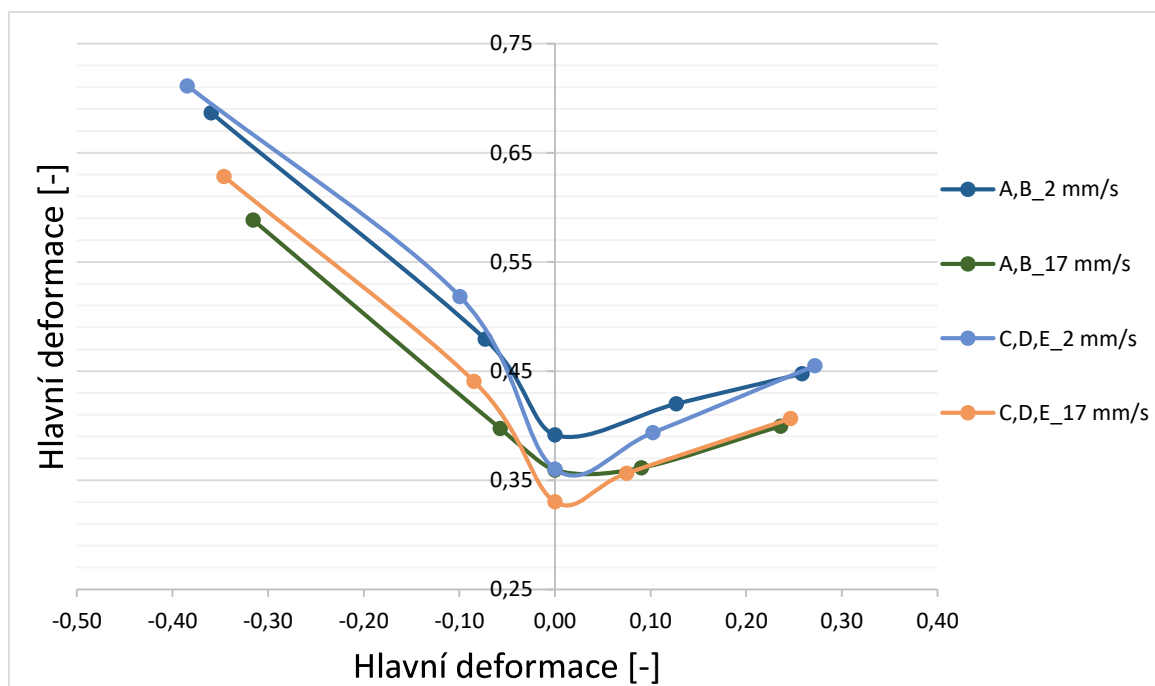
16 Sestavení materiálové karty

Naměřená data z obou experimentů (viz kapitola 13.2 a kapitola 14.8) byla po zpracování naimportována do programu AutoForm, kde z nich byly sestaveny čtyři materiálové karty (pro šarže AB a CDE) každá z uvedených šarží obsahovala dvě FLC křivky pro 2 mm/s a 17 mm/s. Důvodem, proč se vytvořily dvě karty je ten, že SW AutoForm nedokáže s více FLC křivkami pracovat, dokonce ani nelze do jedné materiálové karty vložit více FLC křivek pro různé rychlosti najednou. Obě karty poté obsahují křivky zpevnění pro různé deformační rychlosti.

V případě, že je zapotřebí vytvořit materiálovou kartu s více křivkami zpevnění, je nutné si nejprve v textovém editoru připravit potřebná data ze kterých bude materiálová karta v systému AutoFormu vytvořena. V příloze č. 5 je podrobný návod na sestavení materiálové karty v SW AutoForm. Data z průběhu zkoušek tahem pro jednotlivé deformační rychlosti je nutné převést na hodnoty skutečné deformace a skutečného napětí. Data se upraví do požadovaného formátu včetně uvedení hodnoty příslušné deformační rychlosti.

Dalším krokem bylo doplnění mezního kritéria plasticity, kdy bylo zvoleno kritérium dle Vegter 2017. Podle prostudované literatury vykazuje tento model největší shodu s realitou. Nakonec se do materiálové karty vložila data pro křivku mezních deformací (FLC) pro rychlost 2 mm/s a 17 mm/s již po korekci, čímž byly vytvořeny 2 materiálové karty s odlišnou polohou FLC. Výsledné materiálové karty sestavené v softwaru AutoForm jsou uvedeny v příloze č. 6.

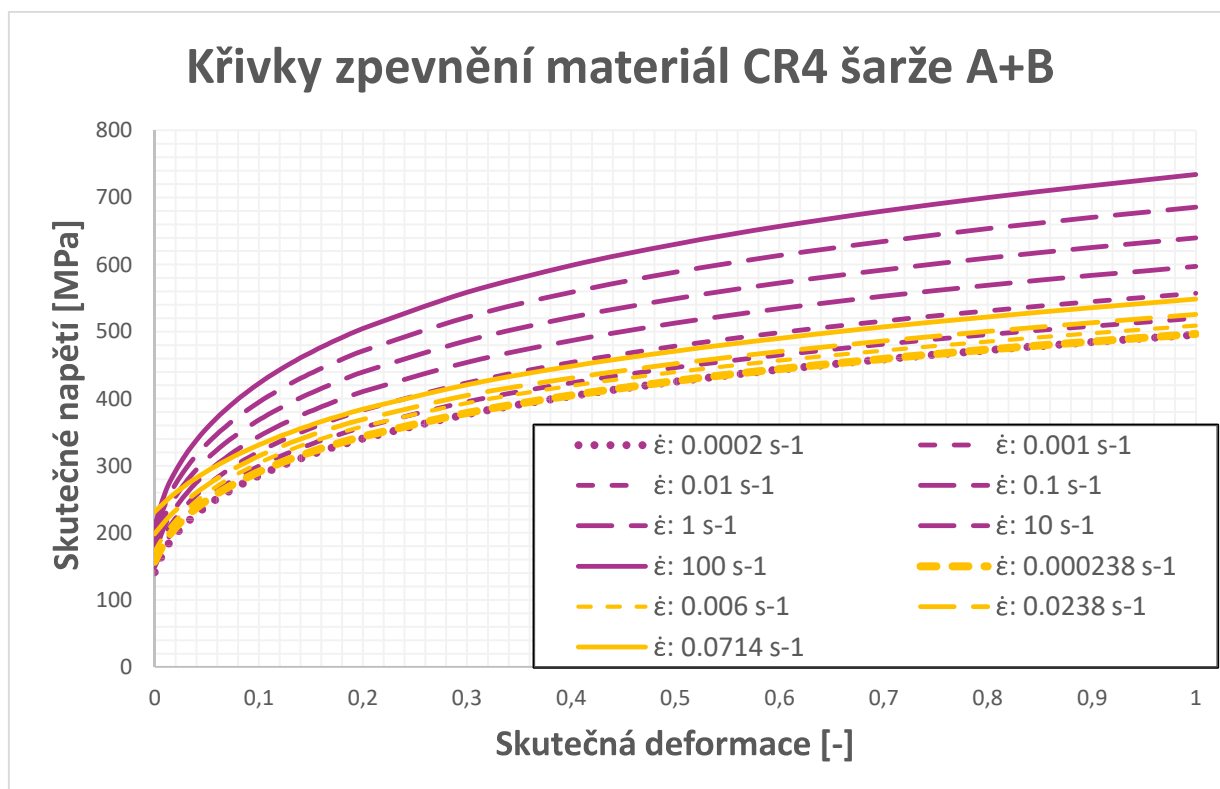
Na Obrázek 16.1 je vidět srovnání čtyř FLC křivek (1. Šarže AB_FLC_2 mm/s, 2. Šarže AB_FLC_17 mm/s, 3. Šarže CDE_FLC_2 mm/s, 4. Šarže CDE_FLC_17 mm/s). Spodní křivky jsou pro rychlost 17 mm/s a horní je pro rychlost 2 mm/s.



Obrázek 16.1 Srovnání zprůměrovaných FLC křivek materiálu CR4 pro šarže AB a CDE [21A]

Z důvodu použití křivek zpevnění i pro vyšší rychlosti deformace než pouze pro naměřené hodnoty $0,07 \text{ s}^{-1}$, byly výsledky aproximovány pomocí metody Swift/Hockett Sherby až na hodnoty

rychlosti deformace 100 s^{-1} viz Obrázek 16.2. Stejným způsobem se aproximovaly křivky zpevnění i u šarže CDE. Srovnání základních parametrů pro sestavení křivek zpevnění je v Tabulka 16.1 a v příloze č. 7.



Obrázek 16.2 Aproximace křivek zpevnění pomocí metody Swift/Hockett Sherby pro materiál CR4 šarže AB [21A]

Tabulka 16.1 Srovnání parametrů křivek zpevnění pro jednotlivé materiálové karty materiálu CR4

Křivky zpevnění	Karta	ČVUT AB	ČVUT CDE	Tata Steel	VW	AF
Swift	ϵ_0 [-]	0,00829	0,0125	-	-	0,01
	m	0,273	0,261	-	-	0,28
	C [MPa]	522,7	516,5	-	-	585
Hockett-Sherby	σ_i [MPa]	141,6	154,8	-	-	155
	σ_{sat} [MPa]	435,9	501,4	-	-	415
	a	3,72	2,24	-	-	6,75
	p	0,741	0,648	-	-	0,85
	α	0,3	0,15	-	-	0,15
Rychlost deformace	m	0,03	0,03		Off	Off
	$\dot{\epsilon}_{static}$				Jedna křivka	Jedna křivka
Pevnost	σ_0 [MPa]	141,3	163	161,3	165	160,2
	R_m [MPa]	280,5	283,5	296,8	301	310,3
	n_{0-A_g}	0,235	0,21	0,213	0,228	0,235

Tabulka 16.2 Srovnání modelů plasticity pro jednotlivé materiálové karty materiálu CR4

Model plasticity	Karta	ČVUT AB Vegter 2017	ČVUT CDE Vegter 2017	Tata Steel Vegter	VW Hill 48	AF Hil 48
Součinitel plastické anizotropie r	r_0	1,996	2,346	2,219	1,8	1,7
	r_{45}	1,581	1,603	1,702	1,5	1,4
	r_{90}	2,238	2,132	2,496	2,4	2,1
	r_m	1,849	1,921	2,030	1,8	1,65
	r_b	0,892	1,1	0,889	0,75	0,81
Poměr napětí na mezích kluzu	σ_0/σ_0	1	1	1	1	1
	σ_{45}/σ_0	1,0105	1,021	1,023	1,1314	1,1151
	σ_{90}/σ_0	0,9853	0,9935	0,99	1,0479	1,0373
Zkouška tahem	$A_{g,0}$ [%]	28,6	24,6	-	-	-
	$A_{g,45}$ [%]	27,8	23,8	-	-	-
	$A_{g,90}$ [%]	26,4	24	-	-	-
	$R_{m,0}$ [MPa]	280,7	281,3	-	-	-
	$R_{m,45}$ [MPa]	283	287	-	-	-
	$R_{m,90}$ [MPa]	272	278	-	-	-
Poměr napětí Rovinná deformace	σ_{ps0}/σ_0	1,245	1,267	1,26	1,353	1,321
	σ_{shear}/σ_0	0,529	0,530	0,538	0,559	0,560
	σ_{ps90}/σ_0	1,242	1,247	1,262	1,418	1,370
	σ_b/σ_0	1,124	1,136	1,140	1,265	1,222
FLC	<i>rychlost</i>	2 mm/s	2 mm/s	Model Abspoel Scholting $r_{90}=2,5$	2 mm/s	2 mm/s
	ϵ_{10} [-]	0,392	0,36	0,355	0,35	0,34
	<i>rychlost</i>	17 mm/s	17 mm/s	$A_{80_{90}} =$ 45%	-	-
	ϵ_{10} [-]	0,359	0,33	$A_{80_{min}} =$ 43%	-	-

16.1 Dílčí závěr

Hlavním důvodem sestavení materiálových karet bylo zpřesnění numerických simulací pro rychlosti deformace. Byla vytvořena metodika sestavení materiálové karty pro více křivek zpevnění viz Obrázek 16.2. Dále v Tabulka 16.1, Tabulka 16.2 a příloze č. 6 jsou srovnány vytvořené materiálové karty s kartami v SW AutoForm. Vytvořené materiálové karty obsahují křivky zpevnění od rychlostí deformace $0,0002 \text{ s}^{-1}$ až 100 s^{-1} . Dále pro každého dodavatele (dodavatel AB a CDE) jsou vytvořeny 2 FLC křivky pro nízké a vysoké rychlosti deformace. Hlavní motivací je použít materiál od levnějšího dodavatele (CDE) a materiál od dodavatele (AB) používat pouze na komplikovanější díly. Z Obrázek 16.1 je patrné, že materiál od dodavatele (AB) má větší zásobu plasticity (především v oblasti rovinné deformace) a je méně náchylný na větší rychlosti deformace. Používání FLC křivek při vyšších rychlostech (17 mm/s) u numerických simulací by mělo vést ke stabilnějšímu (robustnějšímu) tvářecímu procesu.

17 Numerická simulace, verifikace naměřených dat

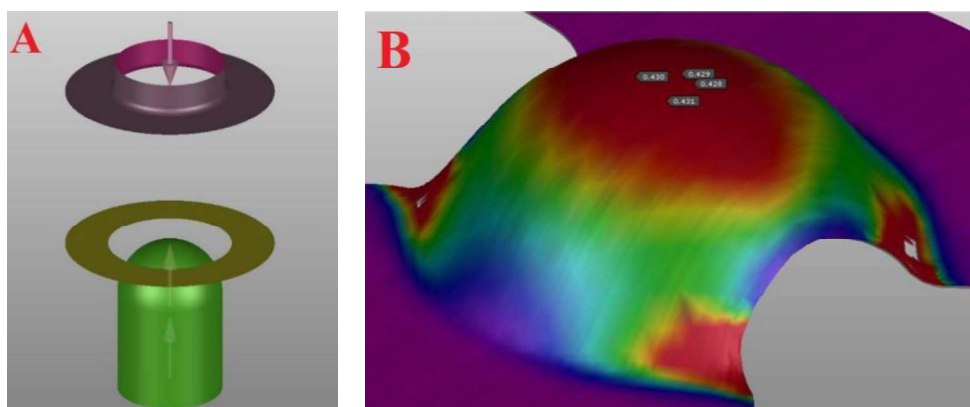
V této části jsou uvedeny numerické simulace z naměřených dat a vliv rychlosti deformace na polohu FLC křivek a ověření získaných dat pomocí simulací.

17.1 Vliv rychlosti deformace na výsledek numerické simulace

Po potvrzení cíle, že rychlost deformace má vliv na polohu FLC křivky, bylo dalším krokem ověřit tuto skutečnost v numerické simulaci, konkrétně v software AutoForm. U jednotlivých lisovaných dílů (z kapitoly 14.6) byla změřena pro materiál DX57 (CR5) jejich konečná výška (v okamžiku iniciace trhliny) a tato výška lisované části byla nastavena do numerické simulace jako okamžik ukončení výpočtu. Simulace byla vytvořena pouze pro materiál DX57 (CR5).

Software ovšem bez znalostí materiálových vlastností (materiálové karty) nedokáže zohlednit změnu chování materiálu v průběhu procesu tváření, není také možné vyhodnotit, kdy dojde k porušení materiálu v důsledku dosažení mezní deformace. Mezi základní potřebné vlastnosti patří například Youngův modul pružnosti, Poissonova konstanta a hustota. Dále je potřeba znát křivku zpevnění a hodnoty s ní související, jako mez pevnosti, mez kluzu a exponent deformačního zpevnění. Nezbytné je také definovat podmínku plasticity materiálu. Tyto vlastnosti ovšem nestačí k tomu, aby software dokázal rozpoznat, kdy dojde k porušení materiálu a tuto podmínku určuje právě FLC křivka. Ta se dá získat například provedením zkoušky podle Nakajimy.

Z výše uvedeného plyne, že nelze využít numerické simulace k získání FLC křivky a experiment není možné v softwaru AutoForm reprodukovat. Lze však ověřit, zdali má změna rychlosti deformace vliv na dosaženou deformaci za jinak stejných podmínek. Aby bylo možné numerické simulace uskutečnit, bylo zapotřebí nejprve vytvořit nástroje, tedy tažník, tažnici a přidržovač Obrázek 17.1A. Spolu s modely vzorků, které byly zhotoveny již pro potřeby experimentu, tvořily kompletní sestavu. V rámci práce byly provedeny simulace pro více materiálových modelů. Při kterých bylo pozorováno nejen jejich chování na různé rychlosti zatěžování, ale také rozdíly mezi jednotlivými materiálovými modely. Tabulka 17.1 jako představitel pro tuto simulaci byla zvolena geometrie (G3 – rovinná deformace) s šířkou dříku 105 mm Obrázek 17.1B.



Obrázek 17.1 Numerická simulace v softwaru AutoForm R8 pro rychlost zatěžování 200 mm/s pro materiálový model DX57 Tata Steel Strain sensitive [13A]

Tabulka 17.1 Vliv rychlosti zatěžování pro různé materiálové modely v numerické simulaci a experimentu pro materiál DX57 a geometrii 3 [15A]

Materiálová karta	Rychlost zatěžování			
	1 mm/s	200 mm/s	1 mm/s	200 mm/s
	Hlavní deformace [-]		Vedlejší deformace [-]	
DX57 Voestalpine	0,417	0,429	- 0,013	- 0,015
MMK	0,485	0,485	- 0,111	- 0,111
DX57 Baosteel	0,498	0,501	- 0,110	- 0,110
DX57 Tata Steel Vegter	0,463	0,461	- 0,012	- 0,012
DX57 Tata Steel Strain rate Sensitive	0,467	0,430	- 0,014	- 0,016
Experiment geometrie 3 pro 2 mm/s	0,425		- 0,012	

Ze získaných výsledků je patrné, že změna rychlosti deformace nemá výrazný vliv na velikost dosažené deformace. Jediným materiálovým modelem, u kterého došlo ke značnému poklesu hlavní deformace, je materiálový model DX57 Tata Steel Strainrate Sensitive. Jedná se také o jediný model, který má v materiálové kartě uvedeny křivky zpevnění pro více deformačních rychlostí. Zajímavé je sledovat rozdíly mezi jednotlivými materiálovými modely, které jsou překvapivě vysoké i přes to, že mechanické vlastnosti jednotlivých modelů se dle materiálových karet příliš neliší. Rozdílné hodnoty jsou přitom patrné nejen u hlavních deformací, ale také u vedlejších deformací. Ohledně zkoumání vlivu změny rychlosti posuvu tažníku na velikost deformací v numerické simulaci byly provedeny i další experimenty, ale zde jsou prezentovány jen klíčové výsledky.

Protože může mít na výsledek vliv i velikost součinitele tření, který se v reálných podmínkách při změně rychlosti a tlaku mění, zabýval jsem se také touto variantou. Jako materiálový model posloužil DX57 Tata Steel Strainrate Sensitive, jelikož se tento model jeví jako nejpropracovanější. Opět byla použita geometrie vzorku s šířkou dříku 105 mm (oblast rovinné deformace). Rychlost tažníku byla nastavena na 1 mm/s a součinitel tření u tažnice a přidržovače byl 0,5. Byl sledován vliv změny součinitele tření mezi plechem a tažníkem na velikost deformace.

Tabulka 17.2 Vliv koeficientu tření na deformaci [13A]

Součinitel tření	0,020	0,025	0,030	0,035
Hlavní deformace	0,565	0,507	0,492	0,436
Vedlejší deformace	- 0,019	- 0,016	- 0,014	- 0,012

Z Tabulka 17.2 vyplývá, že změna součinitele tření má výrazný vliv na velikost hlavní deformace a malá změna třecích podmínek se tak projeví velkou změnou její hodnoty. U vedlejší deformace dochází v tomto případě k mírnému růstu, který není nikterak významný. Toto zjištění potvrzuje fakt, že na správnost výsledku numerické simulace mají kritický vliv nastavené parametry, v tomto případě hodnota součinitele tření.

Software AutoForm ovšem kromě nastavení konstantního tření v průběhu simulace nabízí i komplexnější metodu, která počítá i s rychlostí a tlakem. Vzorec, podle kterého je počítán koeficient tření, je následující:

$$\mu_{eff} = \mu \left(\frac{p}{p_{ref}} \right)^{(e-1)} - a \ln \frac{\max(v_{rel}, v_{ref})}{v_{ref}} \quad (25)$$

kde

μ	základní koeficient tření
p_{ref}	referenční tlak
e	tlakový exponent
a	rychlostní faktor
v_{ref}	referenční rychlost
v_{rel}	relativní rychlost plechu vůči nástroji, se kterým je v kontaktu

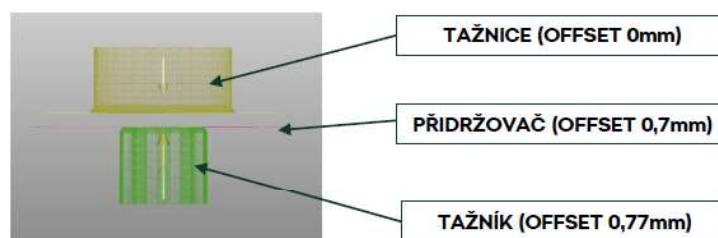
Další možností, jak zpřesnit vliv třecích podmínek, je pomocí software TriboForm. Obě tyto metody však vyžadují další experimenty pro získání výpočtových koeficientů či změření přesného vlivu rychlosti a tlaku na koeficient tření, což je již nad rámec této práce.

17.1.1 Dílčí závěr

Tato část práce se zabývala vlivem změny rychlosti deformace na výsledek numerické simulace v SW AutoForm. Jelikož software potřebuje pro vyhodnocování znát materiálové vlastnosti včetně FLC křivky, nebylo možné experiment reprodukovat a sestavit tak křivky v simulaci. Nicméně šlo zkontrolovat, zda má změna rychlosti vliv na výslednou deformaci při jinak stejných podmínkách zkoušky. Problematika byla zkoumána pro různé materiálové modely a ukázalo se, že jen u jednoho z nich došlo k výraznému poklesu dosažené deformace. Byl to model, u kterého byly v materiálové kartě stanoveny křivky zpevnění pro různé deformační rychlosti. Také bylo zkoumáno, do jaké míry má vliv na výsledek simulace změna koeficientu tření. Dle výsledků má tento faktor značný význam a jeho nárůst způsobuje pokles dosažené deformace v hlavním směru. AutoForm nabízí také využití komplexnější metodu stanovení třecího koeficientu, který počítá s vlivem teploty a tlaku nebo lze pro přesné stanovení chování tribologického systému využít software TriboForm. Tyto možnosti byly již nad rámec experimentu, nicméně touto cestou by se dalo vydat pro zpřesnění výsledků numerické simulace a pokračovat v dalších výzkumných pracích.

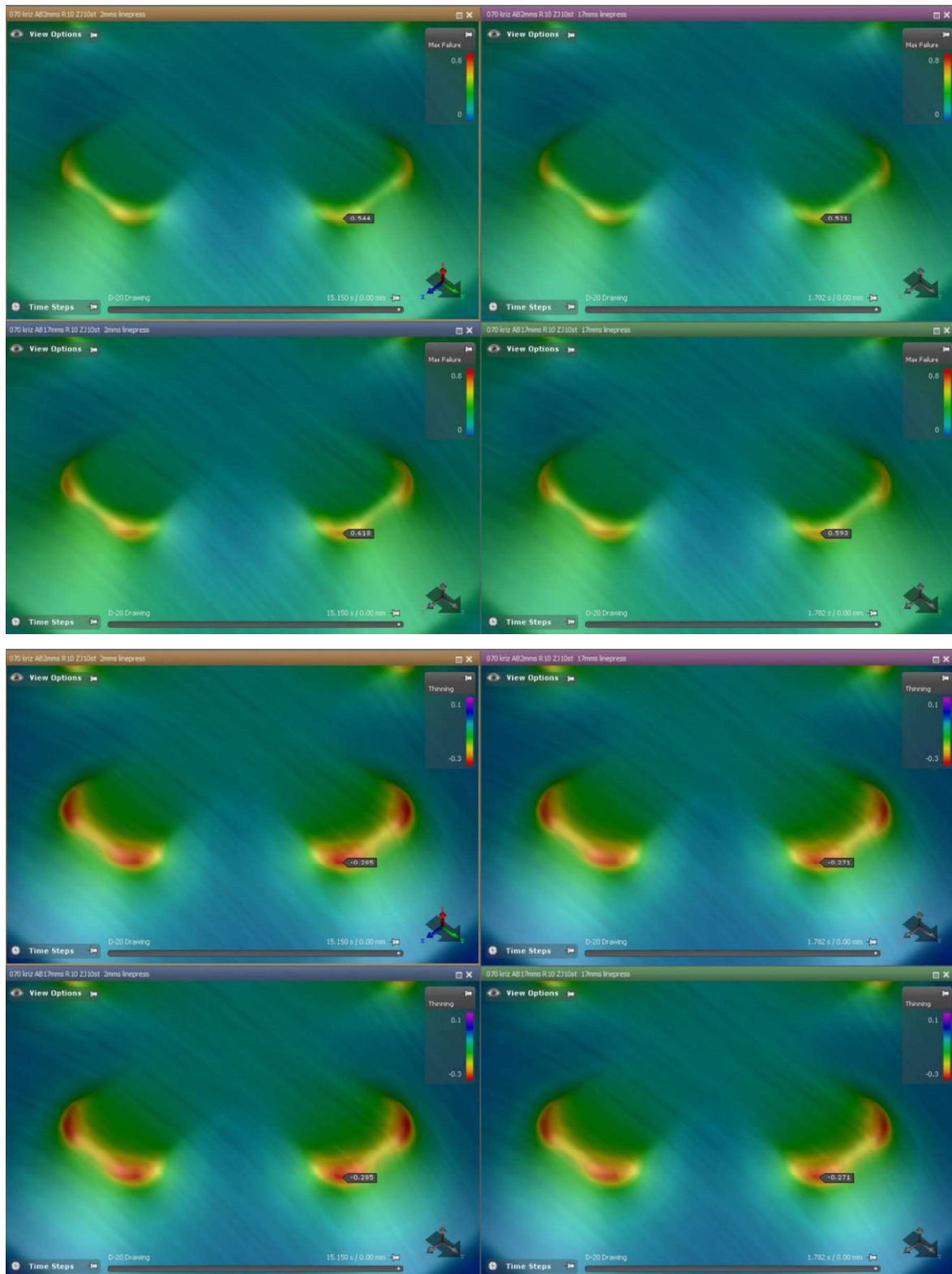
17.2 Ověření výsledků numerické simulace na prototypovém nástroji

Pro ověření naměřených dat z kapitoly 15 a 16 byly nastaveny simulace v SW AutoForm a Pamp-Stamp. Hlavní podmínky (stejně jako v kapitole 15) byly geometrie nástrojů viz Obrázek 17.2, hloubka tažení 20 mm, síla na přídržovači 100 kN, součinitel tření 0,15 a rozměry polotovaru čtvercový přístřih o rozměrech 200 x 200 mm a tl. 0,7 mm. Mezi hlavními proměnnými byly rychlost lisování (2 a 17 mm/s) a použitá materiálová šarže pro materiál CR4 z kapitoly 16 (šarže AB a šarže CDE).



Obrázek 17.2 Lisovací nástroj Cross Die [21A]

Na Obrázek 17.3, Tabulka 17.3, Tabulka 17.4 a Příloha 9 jsou srovnány výsledky numerických simulací pro jednotlivé materiálové šarže, FLC křivky, simulační software a součinitel tření. Srovnání simulačních SW Autoform a Pamp-Stamp pro $\mu = 0,15$.



Obrázek 17.3 Cross die zprůměrovaná šarže AB (liší pouze FLC 2 vs 17 mm/s) [21A]

Tabulka 17.3 Srovnání simulačních SW Autoform a Pam-Stamp pro $\mu = 0,15$ [21A]

Karta	FLC [mm/s]	Rychlost nástroje [mm/s]	Autoform, $\mu = 0,15$		Pam-Stamp, $\mu = 0,15$	
			Max. Failure [-]	Ztenčení [%]	Max. Failure [-]	Ztenčení [%]
AB	2 mm/s	2	0,544	28,5	0,537	25,5
AB	2 mm/s	17	0,521	27,1	0,524	25,1
AB	17 mm/s	2	0,618	28,5	0,612	25,5
AB	17 mm/s	17	0,593	27,1	0,594	25,1
CDE	2 mm/s	2	0,606	29	0,605	26,7
CDE	2 mm/s	17	0,573	27,9	0,582	26,3
CDE	17 mm/s	2	0,656	29	0,653	26,7
CDE	17 mm/s	17	0,620	27,9	0,629	26,3

Tabulka 17.4 Srovnání simulačních SW Autoform $\mu = 0,15$ a Pam-Stamp tření v závislosti na rychlosti

Karta	FLC [mm/s]	Rychlost nástroje [mm/s]	Autoform, $\mu = 0,15$		Pam-Stamp, tření v závislosti na rychlosti	
			Max. Failure [-]	Ztenčení [%]	Max. Failure [-]	Ztenčení [%]
AB	2 mm/s	2	0,544	28,5	0,468	23,6
AB	2 mm/s	17	0,521	27,1	0,411	22,3
AB	17 mm/s	2	0,618	28,5	0,532	23,6
AB	17 mm/s	17	0,593	27,1	0,468	22,3
CDE	2 mm/s	2	0,606	29	0,513	24,7
CDE	2 mm/s	17	0,573	27,9	0,457	23,4
CDE	17 mm/s	2	0,656	29	0,554	24,7
CDE	17 mm/s	17	0,620	27,9	0,494	23,4

17.2.1 Dílčí závěr

Trend numerických simulací je v rozporu s naměřenými daty z kapitoly 15. V kapitole 15 byly hodnoty ztenčení pro rychlost 2 mm/s okolo 25,3 % a pro rychlost 17 mm/s okolo 28,4 %. Tedy s rostoucí lisovací rychlostí se procentuální ztenčování zvětšovalo (pro experiment v kapitole 15), ale numerické simulace vykazují opačný trend. Dále hodnoty max. failure (riziko porušení) při vyšších rychlostech zatěžování (17 mm/s) a při zachování FLC křivky (rychlost 2 mm/s) vykazují simulace menší riziko porušení materiálu, což je v rozporu s praxí. Kdy při vyšších lisovacích rychlostech hrozí větší riziko porušení materiálu. Jediný způsob, jak numerické simulace s vyšší rychlostí počítat je s použitím FLC křivek při vyšších rychlostech, tyto křivky zohledňují vliv rychlosti deformace a vykazují větší hodnoty rizika porušení.

18 Diskuze dosažených výsledků

Předložená disertační práce se ve svém úvodu zabývá pojmy souvisejícími s rychlostí deformace a jejím vlivem na tvářecí proces. Blíže jsou také vysvětleny metody zkoušení použité v experimentální části práce, především optické systémy pro měření deformací (ARGUS a ARAMIS) a problematika měření křivek mezního přetvoření (zkouška dle Nakajimy). V neposlední řadě se disertační práce věnuje problematice sestavování materiálových modelů pro numerické simulace plošného tváření. Současný stav poznání je založen na dostupných publikacích souvisejících s tématem vlivu rychlosti deformace pro technologii plošného tváření.

Motivací práce je sledování vlivu rychlosti deformace (rychlosti lisování) na materiály používané v automobilovém průmyslu (CR4, CR5, HCT490X viz kapitoly 13 a 14), kde hlavním cílem je sestavení universálnějšího („robustnějšího“) materiálového modelu. Nahrazením současně používaných materiálových modelů [9], [14], [19], [71], [101] (s jednou křivkou zpevnění) za materiálové modely reflektující vliv rychlosti deformace [2A], [3A], [16A] a [35A] (více křivek zpevnění a více FLC křivek) povede k přesnějším výsledkům v rámci výroby i v rámci numerické simulace.

V rámci experimentu zkoušky tahem provedeným v kapitole 13.2 a Příloze č. 3 měl největší vliv ze sledovaných parametrů (rychlost deformace, šarže, poloha na svitku a orientace válcování) parametr rychlosti deformace. Z naměřených výsledků [2A], [3A], [5A] a [35A] vyplývá, že s rostoucí rychlostí deformace klesá A_g materiálu a roste $R_{p0,2}$ a R_m . Tento výsledek odpovídá zjištěním uvedeným v odborné literatuře. [62], [62] V rámci experimentu studie polohy FLC křivek provedených zkouškou dle Nakajima v kapitole 14. Měl opět největší vliv ze sledovaných parametrů (rychlost lisování, šarže materiálu a poloha na svitku) parametr rychlosti lisování (rychlosti deformace). Tyto výsledky [8A], [12A], [16A] a [35A] odpovídají zjištěním v odborné literatuře [66], [72]. V literatuře [62] je tento vliv uveden především v levé části FLD diagramu. Co se týče výsledků citlivost materiálu na rychlost deformace odborná literatura [72] tvrdí, že s rostoucí hodnotou m (citlivost materiálu na rychlost deformace) se poloha FLC křivky zvyšuje, což odpovídá výsledkům z [12A], kdy materiálové šarže s nižší hodnotou m měly nižší zásobu plasticity (FLC křivky byly posazeny níž).

Z naměřených výsledků vyplývá (kapitola 13 a 14), že vliv rychlosti deformace (rychlosti lisování) má nezanedbatelný vliv na produktivitu lisovací linky i možnost použití levnějšího vstupního materiálu, bude-li proces matematicky popsán podle předpokladů [62], [102] a [103]. To znamená, že je potřeba vytvořit soustavu materiálových křivek zohledňujících rychlost lisování v rámci přípravy výroby [21A], [33A], [34A] a [35A]. V rámci nehmotné přípravy výroby je numerická simulace klíčovým faktorem, na kterou je kladen důraz v předložené kapitole (kapitole 7 a 9). [7A], [10A], [11A], [22A], [30A], [31A]. Jedná se především o materiálový model, který přesnost numerických simulací výrazně ovlivňuje [12A] a [21A]. Pro dosažení dostatečně spolehlivého návrhu, je tudíž nutné udržet krok s aktuálním stavem poznání a nejmodernějšími technologiemi. Platí, že okrajové podmínky (rychlost deformace) numerické simulace musí být nastaveny s ohledem na skutečné budoucí provedení lisovacích rychlostí.

19 Závěr

Disertační práce se zabývá vstupními materiálovými parametry pro numerické simulace, především materiálovými modely plasticity, křivkou zpevnění a diagramem mezního přetvoření FLD.

Práce popisuje bezkontaktní měřicí systémy a jejich základní princip pro měření deformace plechů a vstupními materiálovými parametry, které ovlivňují přesnost numerických simulací. V rámci disertační práce byla v této problematice provedena série experimentů při různých rychlostech deformace, které odpovídají lisovacímu taktu používanému při výrobě výlisků v automobilovém průmyslu. Analýza deformace těchto dílů byly provedena za pomoci bezkontaktních měřících systémů ARGUS a ARAMIS. Vliv rychlosti deformace byl sledován systémem ARAMIS a vyhodnocován také pomocí numerických simulací realizovaných v programu AutoForm a Pam-Stamp. Důležitým aspektem pro úspěšnou implementaci výsledků je správné nadefinování vstupních parametrů.

Experimentální část disertace prezentuje realizované výsledky z pohledu splnění cílů disertační práce.

Prvním z experimentů této disertace bylo **propojení optického systému ARAMIS s trhacím strojem LabTest Model 5.100SP1**. Důvodem propojení těchto dvou zařízení bylo vyhodnotit zkoušku tahem pomocí systémů ARAMIS a následné provedení analýzy rychlosti deformace zkušební tělesa v závislosti na pohybu příčnicku zkušebního zařízení. Cílem této analýzy je porovnání výsledků zkoušky tahem (především průběh deformace) s výsledky experimentů, které se používají pro stanovení FLC křivek.

Druhá skupina experimentů **srovnává polohu jednotlivých FLC křivek pro jednotlivé šarže materiálu DX57 (CR5)**. Zde byly největší rozdíly výsledků v levé části FLC křivky (v části hlubokého tažení). Pro zjištění mechanických vlastností jednotlivých šarží byly provedeny zkoušky tahem ve směrech válcování 0°, 45° a 90° pro jednotlivé šarže materiálu DX57 (CR5).

Dalšími experimenty bylo **srovnání závislosti orientace válcování a rychlosti deformace (rychlost pohybu příčnicku) na poloze ve svitku plechu** pro vzorky analyzované na mechanickém zkušebním stroji pro zkoušku tahem (jedná se o ploché vzorky s různými tvary vybrání R5 až R40). Při měření docházelo u několika zkušebních vzorků k problémům na povrchu vzorku při pozorování. Problémy se týkaly především v nedostatečné soudržnosti paternu a nedostatečné snímkovací frekvence kamer. Experiment probíhal pouze pro rychlosti 10 a 100 mm/min.

Čtvrtá skupina experimentů srovnává **vliv rychlosti deformace na polohu FLC křivek a vliv rychlosti zatěžování v numerických simulacích** pro různé materiálové karty v programu AutoForm. Z naměřených výsledků vyplývá, že s rostoucí rychlostí pohybu nástroje zásoba plasticity u materiálu DX57 klesá.

V posledních experimentech byla **srovnána zásoba plasticity levé strany FLD diagramu pro zkoušku tahem (kapitola 14.7) a zkoušku Nakajima (kapitola 14.6 a 14.8)**, kde byl sledován vliv tření a vliv rychlosti deformace na polohu FLC křivek. Z naměřených výsledků vyplývá, že hodnoty rychlosti deformace pro zkoušku tahem jsou až 4krát větší než pro zkoušku Nakajima. Dále zásoba plasticity pro zkoušku Nakajima (menší rychlost deformace) je větší než pro zkoušku tahem. Experiment dokazuje, že rychlost deformace a stav napjatosti mají velký vliv na polohu FLC křivky (zásobu plasticity). Pro potvrzení výsledků budou realizována další měření.

Při realizaci experimentů **bylo nutné se vypořádat s řadou problémů souvisejících s přípravou vzorků**, a to nedostatečná soudržnost patternu, působení tribologického systému, či dostatečné osvětlení zkušebních těles v rámci experimentů. Z hlediska nedostatečné soudržnosti se jedná především o eliminaci vlivu maziva, ale také z hlediska vhodné volby prostředku pro vytvoření patternu – jeho dostatečná soudržnost na povrchu zkušebního vzorku. V rámci práce byla řešena metodika odmašťování povrchu plechu a dále metodiku nanášení patternu formou vhodných barev. Vyřešení problému je důležité pro zajištění soudržnosti a čitelnosti patternu po celou dobu realizace experimentu. Tribologický systém řeší problematiku polohy vzniku trhliny, velikost tření mezi tažníkem a zkušebním tělesem a ovlivňuje polohu trhliny, s vyšší hodnotou součinitele tření se posouvá trhlina dále od vrchlíku a zkouška se stává neplatnou. Nízká hodnota součinitele tření mezi přídržovačem a zkušebním tělesem ovlivňuje snadné vyklouznutí plechu z přídržovače, což brání vzniku trhliny. Problematika dostatečného osvětlení zkušebního tělesa je nutná pro dostatečný kontrast patternu v průběhu zkoušky. Zásadně se tak ovlivňuje pozorování zvláště při vyšších snímkovacích frekvencích, které jsou nutné při vyšších rychlostech deformace, aby byl děj popsán dostatečným počtem snímků. Z hlediska těchto problémů nebyl kladen hlavní důraz na výsledky zkoušky, které bude nutné verifikovat, ale především na vyřešení problémů s průběhem a vyhodnocením experimentů.

Pochopení vlivu deformační rychlosti na stabilitu lisovacího procesu povede k finanční úspoře v předvýrobní fázi výroby lisovacích nástrojů a eliminaci vzniku neshody numerické simulace a reálného lisovacího procesu. Problematika byla řešena ze strany dodavatelů materiálu i výrobních podniků.

Splnění dílčích cílů disertační práce:

1. Metodika vyhodnocování zkoušky tahem pomocí systému ARAMIS pro různé rychlosti deformace

Propojením zkušebního zařízení LabTest Model 5.100SP1 s optickým systémem ARAMIS bylo docíleno automatického vygenerování měřicího protokolu s hodnotami mechanických vlastností. Hlavním přínosem oproti běžnému konvenčnímu měření mechanických vlastností např. pomocí příčného a podélného extenzometru je vyloučení výpočtu součinitele plastické anizotropie a exponentu deformačního zpevnění z procesu vyhodnocování. **Cíl byl splněn.**

2. Metodika přípravy měrné sítě pro sledování deformací na povrchu plechu

Velmi důležitá je dobrá předúprava povrchu a dále správně zvolený typ barvy pro vytvoření kvalitního patternu. Zvolený postup, viz kapitola 12, se ukázal jako nejvíce odolný při vysokých rychlostech tažení, kdy bylo zapotřebí disponovat nevytvrzeným nátěrovým systémem. V případě to znamenalo komplikaci v podobě nemožnosti předpřípravy nástřiku a každý vzorek byl opatřen nástřikem v určité, časově krátké době před vlastním měřením. Výsledky soudržnosti patternu jsou vidět na Obrázek 12.9, Obrázek 12.10 a Obrázek 12.11. **Cíl byl splněn.**

3. Vliv jednotlivých parametrů na tahozkoušku tahem

U zkoušky tahem bylo celkem provedeno 536 zkoušek tahem při různých rychlostech, orientaci vzorku vůči směru válcování, poloze a rychlosti zatěžování. V praktické části byl ukázán postup vyhodnocení jedné šarže materiálu a následně porovnání výsledků jednotlivých šarží. Pro detailní popis chování byla vybrána šarže A s ohledem na největší rozsah provedených zkoušek. U zkoušky tahem byl vytvořen soubor dat obsahující rozřazení dle jednotlivých šarží a dalších parametrů. Dále bylo provedeno porovnání mezi jednotlivými šaržemi a parametry. Byla vytvořena kontingenční tabulka obsahující záznamy všech zkoušek umožňující rychlé filtrování dle zadaných parametrů. Získáním jednotlivých hodnot ze zkoušky tahem byly získány vstupní data do materiálové karty pro křivky zpevnění a materiálový model plasticity. **Cíl byl splněn.**

4. Studium polohy FLC křivek v závislosti na rychlosti deformace

Pro studium polohy FLC křivek v závislosti na rychlosti deformace je podstatná příprava vzorku. Jejich součástí je správná volba tribologického systému pro zamezení tvorby trhlin. Zkouškami byl ověřen vliv různých metod přípravy zkušebních vzorků, viz kapitola 14.1. Byl také studován vliv nejmenší šířky zkušebního tělesa na velikost mezních přetvoření. Z provedených analýz plyne, že největší rozdíly výsledků jsou u nejmenších šířek zkušebních těles, s rostoucí šířkou se tento rozdíl zmenšuje.

V kapitole 14.4 byly porovnány polohy FLC křivek pro jednotlivé šarže u materiálu DX57 (CR5) a HCT490X. V Graf 14.3 jsou uvedeny zprůměrované hodnoty deformací pro všechny šarže materiálu DX57. Průměr limitních deformací pro všechny měřené šarže materiálu DX57 je zobrazen v Tabulka 14.3.

Dalšími experimenty byly vyhodnoceny levé části FLC křivky pomocí systému ARAMIS na trhacím zařízení se vzorky s vrubem u materiálu DX57. Vyhodnocení bylo zaměřeno na porovnání limitních křivek pro různé rychlosti zatěžování a různé směry válcování jednotlivých vzorků. U porovnání z hlediska rychlosti zatěžování je patrné, že pro nižší rychlost zatěžování bylo možné dosáhnout vyšších hodnot hlavních deformací.

U porovnání vlivu směru válcování je vidět, že křivky se liší jen velmi málo, nebo u rychlosti zatěžování 100 mm/min téměř vůbec. V případě tohoto experimentu lze říct, že vliv rychlosti zatěžování a vliv směru válcování nemá téměř žádný vliv na polohu křivek mezní tvářítečnosti.

Dále je patrné, že čím je hodnota hlavního stupně deformace větší tím dochází k větším výkyvům mezi jednotlivými rychlostmi zatěžování, viz Graf 14.8. Tedy největších rozdílů hodnot hlavní deformace se dosahuje při operacích hlubokého tažení. V Tabulka 14.5 u materiálu DX57 pro zkušební vzorek G5 jsou hodnoty vedlejší deformace pro různé rychlosti pohybu nástroje rozdílné především pro rychlost nástroje 10 mm/s je hodnota vedlejší deformace větší než pro rychlost pohybu nástroje 2 mm/s.

Dalším cílem bylo vyhodnotit a naměřit hodnoty hlavní rychlosti deformace pro rychlosti zatěžování 100 mm/min u zkoušky tahem a 120 mm/min u zkoušky dle Nakajimy, tedy porovnání zkoušky tahem a zkoušek FLC u materiálu DX57 (CR4) Z výsledků je patrné, že zásoba plasticity je u zkoušky tahem menší než u zkoušky Nakajima viz Graf 14.9. Když se srovnají hodnoty hlavní rychlosti deformace viz Tabulka 14.8 a Tabulka 14.9 u zkoušky tahem 100 mm/min a zkoušky dle Nakajima 120

mm/min hodnoty hlavní rychlosti deformace jsou pro zkoušku tahem 3x až 4x větší než hodnoty u zkoušky dle Nakajima, ikdyž z hlediska zásoby plasticity, je zkouška dle Nakajimy pro materiál DX57 příznivější (větší zásoba plasticity). V Tabulka 17.2 je znázorněn průběh hodnot mezních deformací pro měnící se součinitel tření, kde čím je hodnota součinitele tření větší tím je hodnota hlavních a vedlejších deformací menší (menší zásoba plasticity). Srovnáme-li zkoušky dle Nakajima se zkouškou tahem pro zjištění mezních deformací jediné proměnné parametry pro tyto dvě zkoušky jsou rychlost deformace a stav napjatosti. Tento experiment dokazuje, že rychlost deformace a stav napjatosti mají velký vliv na polohu FLC křivky (zásobu plasticity).

Byla provedena řada zkoušek FLC dle Nakajima (540 zkoušek) pro materiál CR4. Celkově se ukázalo, že největší vliv na změnu mechanických vlastností měla rychlost zatěžování. U zkoušky tahem docházelo v orientaci 0° ke zvýšení hodnot meze kluzu, průměrem o 73,97 MPa, meze pevnosti průměrem o 29,65 MPa a ke snížení tažnosti, průměrem o 8,51 %. V případě polohy ve svitku se ukázalo, že při orientaci 0° je na změnu hodnot meze kluzu nejvíce citlivá šarže C, naopak u meze pevnosti nejméně. U meze pevnosti byla na rozptyl nejnáchylnější šarže B. Rozptyl hodnot tažnosti byl u všech šarží podobný. Celkově byl rozptyl hodnot větší u rychlosti 600 mm/min, než u rychlosti 2 mm/min. Orientace válcování ve svitku měla hlavně vliv na součinitel plastické anizotropie, naopak pro exponent deformačního zpevnění neměla vliv žádný. V grafickém srovnání je vidět, že mechanické vlastnosti se při změně orientace mění minimálně, je však znatelný rozdíl v trendu klesajících hodnot, kdy orientace 0° dosahuje nejvyšších hodnot, orientace 45° nižších a 90° nejnižších.

U měření křivek mezní tvářitelnosti byly z naměřených dat vytvářeny jednotlivé FLC křivky, které byly následně porovnány. Vyhodnocení probíhalo na základě zvolených parametrů. V souladu s literaturou se ukázalo, že FLC křivky zaznamenané pro vyšší rychlosti vytvářeli menší oblast bezpečné deformace než křivky zatěžované rychlostí nižší. Ukázalo se však, že některé křivky rychlostí 2 mm/s byly položeny na stejné úrovni či níže, než křivky pro rychlost zatěžování 17 mm/s, avšak pro rozdílné šarže. Dalším zkoumaným parametrem byl vliv polohy ve svitku. Ukázalo se, že většina šarží se až na výjimky chová v rámci tolerance a nedochází k výrazným odchylkám. Odchylku vykazovala šarže E, pro kterou hodnoty na začátku svitku padaly pod hodnoty ostatních šarží, a to i pro vyšší rychlost zatěžování. **Cíl byl splněn.**

5. Testování problematiky na prototypovém výlisku

Experimentálně byl zkoumán vliv změny tloušťky rychlosti deformace na ztenčení plechu na křížovém nástroji Cross-die vyrobeném technologií 3D tisku (Fused Filament Fabrication-FFF). Tento tvar nástroje pokrývá velkou škálu napětových stavů. Experimenty byly vyhodnoceny pomocí systému ARGUS a ARAMIS. U obou systémů byly provedeny zkoušky při rychlosti deformace 2 mm/s vs 17 mm/s do výšky 20 mm.

Z výsledků je zřejmé, že rychlost posuvu tažníku (rychlost deformace) má znatelný vliv na procentuální ztenčení materiálu. Toto zjištění bylo získáno pomocí experimentů a zároveň pomocí FLD diagramů. S rostoucí rychlostí se přibližuje hranice porušení (FLC křivce). **Cíl byl splněn.**

6. Metodika sestavení materiálové karty

Sestavení materiálových karet je nutné pro zpřesnění numerických simulací pro rychlosti deformace. Byla vytvořena metodika sestavení materiálové karty pro více křivek zpevnění, viz Obrázek 16.2. Dále jsou srovnány vytvořené materiálové karty s kartami v SW AutoForm, viz tabulky Tabulka 16.1,

Tabulka 16.2 a příloha 6. Vytvořené materiálové karty obsahují křivky zpevnění od rychlosti deformace $0,0002 \text{ s}^{-1}$ až 100 s^{-1} . Dále pro každého dodavatele (dodavatel AB a CDE) byly vytvořeny 2 FLC křivky pro nízké a vysoké rychlosti deformace. Hlavní motivací tohoto přístupu jsou ekonomické, nákladové důvody výrobců (materiál od levnějšího dodavatele (CDE) používat na běžné výlisky a materiál od dodavatele (AB) používat pouze na komplikovanější díly; tento materiál má větší zásobu plasticity a je méně náchylný na větší rychlosti deformace). Používání FLC křivek při vyšších rychlostech (17 mm/s) u numerických simulací by mělo vést ke stabilnějšímu (robustnějšímu) tvářecímu procesu. **Cíl byl splněn.**

7. Verifikace pomocí numerické simulace

Trend numerických simulací je v rozporu s naměřenými daty z kapitoly 15. V kapitole 15 byly hodnoty ztenčení pro rychlost 2 mm/s okolo $25,3 \%$ a pro rychlost 17 mm/s okolo $28,4 \%$. Tedy s rostoucí lisovací rychlostí se procentuální ztenčování zvětšovalo (pro experiment v kapitole 15), ale numerické simulace vykazují opačný trend. Dále hodnoty max. failure (riziko porušení) při vyšších rychlostech zatěžování (17 mm/s) a při zachování FLC křivky (rychlost 2 mm/s) vykazuje simulace menší riziko porušení materiálu, což je v rozporu s praxí. Kdy při vyšších lisovacích rychlostech hrozí větší riziko porušení materiálu. Jediný způsob, jak numerické simulace s vyšší rychlostí počítat je s použitím FLC křivek při vyšších rychlostech, tyto křivky zohledňují vliv rychlosti deformace a vykazují větší hodnoty rizika porušení. **Cíl byl splněn.**

Všechny dílčí cíle disertační práce byly splněny

Hlavní cíl disertační práce byl splněn.

Teoretický přínos disertační práce

- Navržena metodika práce s DIC systémy pro hlubokotažné materiály (CR4, CR5).
- Byl zjištěn a prezentován vliv rychlosti deformace při zkoušce tahem a zkoušce dle Nakajima.
- Výsledky řady zkoušek prokázaly nedostatky současných simulačních SW (AutoForm, Pam-Stamp), převážně z hlediska procentuálního ztenčení Tyto SW nepočítají s FLC křivkami pro různé rychlosti deformace (jako je tomu např. pro křivky zpevnění), ale pouze srovnávají deformace na výliscích s těmito křivkami.

Praktický přínos disertační práce

V důsledku tlaku na snížení nákladů na výrobu, kde převážně největší položkou je materiál, který v rámci celkových nákladů v automobilovém průmyslu tvoří ~ 75 %. Je požadavek, pokud lze používat materiál s nižšími parametry např. materiál CR4 za CR5, tzn. Používat nižší jakosti hlubokotažných ocelí. Rozdíl v cenách těchto materiálů je 15 až 30 € na jedné tuně. V rámci roční spotřeby 21 000 tun a při uvažování úspory 20 €/tunu mohou úspory činit až 420 000 €/rok, a za 5 let až 2 100 000 €. Dále zvýšením rychlosti zdvihu pouze o 0,1 (na 8,8 zdvihu/min) např. pro linku PL(LL28), kde se počítá běžně s využitím 8,7 zdvihu/min. by se efektivita zvýšila o 1,15 % což při běžném vytížení 3 530 000 zdvihů/rok představuje 40 230 zdvihů navíc. Z hlediska úspor to pak toto zvýšení rychlosti zdvihu představuje úsporu zhruba 201 000 € při hodnotě zdvihu min. 5 € a to pouze pro 1 linku PL (LL28).

Možnosti dalšího rozvoje disertační práce

V rámci dalšího rozšíření disertační práce navrhuji pokračovat v podrobnějším popisu materiálového modelu v rámci numerických simulací:

- Zkouška rozšiřováním otvoru HET (citlivost porušení materiálu od hrany), dle ČSN EN ISO 16 630.
- Zkouška tahem za zvýšených teplot do 130 °C (zkoumání vlivu ohřívání nástrojů, vlivem působení rychlosti deformace a deformačního tepla).
- Zakomponování SW TriboForm (řeší vliv tření) např. strip-drawing test.
- Vytvoření materiálové karty nejen s více FLC křivkami, ale i různými modely plasticity pro různé rychlosti deformace.
- Sledování nelineární deformační cesty a její vliv na polohu křivek mezního přetvoření.

20 Seznam použité literatury

- [1] ZERBONI, Alessandra; ROSSI, Tommaso; BENGALLI, Rossella; CATELANI, Tiziano; RIZZI, Cristiana et al. Diesel exhaust particulate emissions and in vitro toxicity from Euro 3 and Euro 6 vehicles. Online. *Environmental Pollution*. 2022, roč. 297. ISSN 02697491. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.envpol.2021.118767>. [cit. 2023-12-19].
- [2] KIM, Hyung Jun; JO, Seongin; KWON, Sangil; LEE, Jong-Tae a PARK, Suhan. NOX emission analysis according to after-treatment devices (SCR, LNT + SCR, SDPF), and control strategies in Euro-6 light-duty diesel vehicles. Online. *Fuel*. 2022, roč. 310. ISSN 00162361. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2021.122297>. [cit. 2023-12-19].
- [3] *Autoforum*. Online. Autoforum.cz. 2015. Dostupné z: <http://www.autoforum.cz/predstaveni/figl-kterym-automobilka-vyzrala-na-emisni-limity-eu-se-dostal-do-prodeje/>. [cit. 2023-12-20].
- [4] FOREJTOVÁ, Lucie; KOLAŘÍK, Ladislav; SUCHÁNEK, Jan a PILVOUSEK, Tomáš. *Svařitelnost ocelí pro automobilové karoserie*. Online. MM průmyslové spektrum. 2017. Dostupné z: <https://www.mmspektrum.com/clanek/svaritelnost-oceli-pro-automobilove-karoserie>. [cit. 2023-12-19].
- [5] JURČIŠIN, Miroslav. *Experimentální měření křivky mezních deformací*. Online. Www.mmspektrum.com. 2015. Dostupné z: <https://www.mmspektrum.com/clanek/experimentalni-mereni-krivky-meznich-deformaci>. [cit. 2023-12-20].
- [6] PETRUŽELKA, Jiří. *Tvařitelnost a nekonvenční metody ve tváření*. Ostrava: VŠB-Technická univerzita, 2000. ISBN 80-7078-635-3.
- [7] BILLU, Eren. *Digital Image Correlation for Creating FLCs*. Online. MetalForming Magazine. 2020. Dostupné z: <https://www.metalformingmagazine.com/article/?/materials/high-strength-steel/digital-image-correlation-for-creating-flcs>. [cit. 2023-12-20].
- [8] EVROPSKÝ VÝBOR PRO NORMALIZACI. ČSN EN ISO 12004-2, *Kovové materiály - Stanovení křivek mezní tvařitelnosti pro plechy a pásy - Část 2: Stanovení křivek mezní tvařitelnosti v laboratoři*. Řídicí centrum CEN-CENELEC: Rue de la Science 23, B-1040 Brusel, 2021.
- [9] KEELER, Stuart. *The Enhanced FLC Effect*. Online, Project Team Technology Report, vedoucí Stuart Keeler. Southfield, 2003. Dostupné z: <https://www.a-sp.org/wp-content/uploads/2020/08/Technology-Report-Final.pdf>. [cit. 2023-12-18].
- [10] STOUGHTON, Thomas B. A general forming limit criterion for sheet metal forming. Online. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2000, roč. 42, č. 1, s. 1-27. ISSN 00207403. Dostupné z: [https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(98\)00113-1](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(98)00113-1). [cit. 2023-12-18].

- [11] GRAF, Alejandro a HOSFORD, William. The influence of strain-path changes on forming limit diagrams of A1 6111 T4. Online. *International Journal of Mechanical Sciences*. 1994, roč. 36, č. 10, s. 897-910. ISSN 00207403. Dostupné z: [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(94\)90053-1](https://doi.org/10.1016/0020-7403(94)90053-1). [cit. 2023-12-18].
- [12] GRAF, Alejandro a HOSFORD, William. Effect of Changing Strain Paths on Forming Limit Diagrams of Al 2008-T4. Online. *Metallurgical Transactions A*. 1993, roč. 24, č. 11, s. 2503-2512. ISSN 0360-2133. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/BF02646529>. [cit. 2023-12-18].
- [13] GEIGER, M.; MERKLEIN, M. a KAUPPER, M. Investigation of the mechanical behaviour of advanced high strength steels under various loading conditions. Online. *International Journal of Material Forming*. 2008, roč. 1, č. S1, s. 225-228. ISSN 1960-6206. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s12289-008-0361-0>. [cit. 2023-12-18].
- [14] HOFFMANN, H. a VOGL, C. Determination of True Stress-Strain-Curves and Normal Anisotropy in Tensile Tests with Optical Strain Measurement. Online. *CIRP Annals*. 2003, roč. 52, č. 1, s. 217-220. ISSN 00078506. Dostupné z: [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60569-1](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60569-1). [cit. 2023-12-18].
- [15] PANICH, Sansot; BARLAT, Frédéric; UTHAISANGSUK, Vitoon; SURANUNTCHAI, Surasak a JIRATHEARANAT, Suwat. Experimental and theoretical formability analysis using strain and stress based forming limit diagram for advanced high strength steels. Online. *Materials & Design*. 2013, roč. 51, s. 756-766. ISSN 02613069. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2013.04.080>. [cit. 2023-12-18].
- [16] AHMADI, S.; EIVANI, A.R. a AKBARZADEH, A. An experimental and theoretical study on the prediction of forming limit diagrams using new BBC yield criteria and M–K analysis. Online. *Computational Materials Science*. 2009, roč. 44, č. 4, s. 1272-1280. ISSN 09270256. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2008.08.013>. [cit. 2023-12-18].
- [17] VOLK, Wolfram; GROCHE, Peter; BROSIUS, Alexander; GHIOTTI, Andrea; KINSEY, Brad L. et al. Models and modelling for process limits in metal forming. Online. *CIRP Annals*. 2019, roč. 68, č. 2, s. 775-798. ISSN 00078506. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2019.05.007>. [cit. 2023-12-18].
- [18] YAO, Hong a CAO, Jian. Prediction of forming limit curves using an anisotropic yield function with prestrain induced backstress. Online. *International Journal of Plasticity*. 2002, roč. 18, č. 8, s. 1013-1038. ISSN 07496419. Dostupné z: [https://doi.org/10.1016/S0749-6419\(01\)00022-5](https://doi.org/10.1016/S0749-6419(01)00022-5). [cit. 2023-12-18].
- [19] BANABIC, D.; LAZARESCU, L.; PARAIANU, L.; CIOBANU, I.; NICODIM, I. et al. Development of a new procedure for the experimental determination of the Forming Limit Curves. Online. *CIRP Annals*. 2013, roč. 62, č. 1, s. 255-258. ISSN 00078506. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2013.03.051>. [cit. 2023-12-18].

- [20] MERKLEIN, M.; KUPPERT, A. a GEIGER, M. Time dependent determination of forming limit diagrams. Online. *CIRP Annals*. 2010, roč. 59, č. 1, s. 295-298. ISSN 00078506. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2010.03.001>. [cit. 2023-12-18].
- [21] MANOPULO, Niko; HORA, Pavel; PETERS, Philip; GORJI, Maysam a BARLAT, Frédéric. An extended Modified Maximum Force Criterion for the prediction of localized necking under non-proportional loading. Online. *International Journal of Plasticity*. 2015, roč. 75, s. 189-203. ISSN 07496419. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2015.02.003>. [cit. 2023-12-18].
- [22] VOLK, Wolfram; HOFFMANN, Hartmut; SUH, Joungsik a KIM, Jaekun. Failure prediction for nonlinear strain paths in sheet metal forming. Online. *CIRP Annals*. 2012, roč. 61, č. 1, s. 259-262. ISSN 00078506. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2012.03.111>. [cit. 2023-12-18].
- [23] VOLK, Wolfram a SUH, Joungsik. Prediction of formability for non-linear deformation history using generalized forming limit concept (GFLC). Online. In: . S. 556-561. Dostupné z: <https://doi.org/10.1063/1.4850035>. [cit. 2023-12-18].
- [24] VOLK, Wolfram a GABER, Christian. Investigation and Compensation of Biaxial Pre-strain During the Standard Nakajima- and Marciniak-test Using Generalized Forming Limit Concept. Online. *Procedia Engineering*. 2017, roč. 207, s. 568-573. ISSN 18777058. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.10.1022>. [cit. 2023-12-18].
- [25] ALLWOOD, Julian M. a SHOULER, Daniel R. Generalised forming limit diagrams showing increased forming limits with non-planar stress states. Online. *International Journal of Plasticity*. 2009, roč. 25, č. 7, s. 1207-1230. ISSN 07496419. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2008.11.001>. [cit. 2023-12-18].
- [26] CARR, Alan R.; WALKER, Andy a COMBAZ, Etienne. Derivation of a forming limit stress diagram from an experimental FLC, and comparison of the two criteria when applied to FE simulation of a pressing using different yield functions. Online. *International Journal of Material Forming*. 2015, roč. 8, č. 1, s. 45-57. ISSN 1960-6206. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s12289-013-1146-7>. [cit. 2023-12-18].
- [27] BARLAT, F.; BARATA DA ROCHA, A. a JALINIER, J. M. Influence of damage on the plastic instability of sheet metals under complex strain paths. Online. *Journal of Materials Science*. 1984, roč. 19, č. 12, s. 4133-4137. ISSN 0022-2461. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/BF00980781>. [cit. 2023-12-18].
- [28] HIWATASHI, Shunji; VAN BAEL, Albert; AN HOUTTE, Paul a TEODOSIU, Cristian. Prediction of forming limit strains under strain-path changes: Application of an anisotropic model based on texture and dislocation structure. Online. *International Journal of Plasticity*. 1998, roč. 14, č. 7, s. 647-669. ISSN 07496419. Dostupné z: [https://doi.org/10.1016/S0749-6419\(98\)00031-X](https://doi.org/10.1016/S0749-6419(98)00031-X). [cit. 2023-12-18].

- [29] HIPPEKE, H; BERISHA, B a HORA, P. A failure model for non-proportional loading under plane stress condition based on GFLC in comparison to eMMFC and PEPS. Online. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2018, roč. 418. ISSN 1757-899X. Dostupné z: <https://doi.org/10.1088/1757-899X/418/1/012044>. [cit. 2023-12-18].
- [30] STOUGHTON, Thomas B. a YOON, Jeong Whan. Path independent forming limits in strain and stress spaces. Online. *International Journal of Solids and Structures*. 2012, roč. 49, č. 25, s. 3616-3625. ISSN 00207683. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2012.08.004>. [cit. 2023-12-18].
- [31] YOSHIDA, K; KUWABARA, T a KURODA, M. Path-dependence of the forming limit stresses in a sheet metal. Online. *International Journal of Plasticity*. 2007, roč. 23, č. 3, s. 361-384. ISSN 07496419. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2006.05.005>. [cit. 2023-12-18].
- [32] ZHU, Xinhai. A Path-Independent Forming Limit Criterion for Stamping Simulations. Online. In: *AIP Conference Proceedings*. AIP, 2005, s. 459-459. ISSN 0094243X. Dostupné z: <https://doi.org/10.1063/1.2011262>. [cit. 2023-12-18].
- [33] CHA, Wan-Gi; VOGEL, Sabrina; BURSAC, Nikola; ALBERS, Albert a VOLK, Wolfram. Determination of the bead geometry considering formability and stiffness effect using generalized forming limit concept (GFLC). Online. *Journal of Physics: Conference Series*. 2016, roč. 734. ISSN 1742-6588. Dostupné z: <https://doi.org/10.1088/1742-6596/734/3/032077>. [cit. 2023-12-18].
- [34] CHA, Wan-Gi; MÜLLER, Sabrina; ALBERS, Albert a VOLK, Wolfram. Formability consideration during bead optimisation to stiffen deep drawn parts. Online. *Production Engineering*. 2018, roč. 12, č. 6, s. 691-702. ISSN 0944-6524. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s11740-018-0850-z>. [cit. 2023-12-18].
- [35] VOLK, Wolfram; NORZ, Roman; EDER, Matthias a HOFFMANN, Hartmut. Influence of non-proportional load paths and change in loading direction on the failure mode of sheet metals. Online. *CIRP Annals*. 2020, roč. 69, č. 1, s. 273-276. ISSN 00078506. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2020.03.009>. [cit. 2023-12-18].
- [36] VOLK, W.; GRUBER, M. a NORZ, R. Prediction of limit strains during non-proportional load paths with a change in loading direction. Online. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2020, roč. 967, č. 1. ISSN 1757-8981. Dostupné z: <https://doi.org/10.1088/1757-899X/967/1/012069>. [cit. 2023-12-18].
- [37] VOLK, W. a HORA, Pavel. New algorithm for a robust user-independent evaluation of beginning instability for the experimental FLC determination. Online. *International Journal of Material Forming*. 2011, roč. 4, č. 3, s. 339-346. ISSN 1960-6206. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s12289-010-1012-9>. [cit. 2023-12-18].
- [38] WILLIAMS, John. *Engineering Tribology*. 2005 January. Cambridge University Press: Illustrated, 2005. ISBN 978-0521609883.

- [39] MANG, Theo. *Encyclopedia of Lubricants and Lubrication*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2014. ISBN 978-3-642-22646-5. Dostupné také z: https://link.springer.com/referenceworkentry/10.1007/978-3-642-22647-2_200501.
- [40] MANG, Theo; BOBZIN, Kirsten a BARTELS, Thorsten. *Industrial Tribology*. Online. Weinheim: Wiley, 2010. ISBN 9783527320578. Dostupné z: <https://doi.org/10.1002/9783527632572>. [cit. 2023-12-18].
- [41] GROTE, Karl-Heinrich a HEFAZI, Hamid. *Springer Handbook of Mechanical Engineering*. 2. Cham: Springer International Publishing, 2021. ISBN 978-3-030-47034-0.
- [42] OERLIKON, Skupina. *Surface Technologies*. Online. Oerlikon Balzers. Dostupné z: <https://www.oerlikon.com/balzers/cz/cs/portfolio/surface-technologies/>. [cit. 2024-01-02].
- [43] *Modern tribology handbook*. Editor Bharat BHUSHAN. Boca Raton: CRC Press, 2001. ISBN 9780849384035.
- [44] TRIBONET. *Stribeck Curve*. Online. About Tribology. Dostupné z: <https://www.tribonet.org/wiki/stribeck-curve/>. [cit. 2024-01-02].
- [45] STACHOWIAK, G. W. a BATCHELOR, A. W. *Engineering Tribology*. Online. 4. Oxford: Elsevier, 2014. ISBN 9780123970473. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/C2011-0-07515-4>. [cit. 2024-01-02].
- [46] TAN, Xincui. Comparisons of friction models in bulk metal forming. Online. *Tribology International*. 2002, roč. 35, č. 6, s. 385-393. ISSN 0301679X. Dostupné z: [https://doi.org/10.1016/S0301-679X\(02\)00020-8](https://doi.org/10.1016/S0301-679X(02)00020-8). [cit. 2023-12-18].
- [47] YAO, Wu-Wen; ZHOU, Xiao-Ping; DIAS, Daniel; JIA, Yun a LI, Ying-Jie. Frictional contact and stick-slip: Mechanism and numerical technology. Online. *International Journal of Solids and Structures*. 2023, roč. 274, č. 274, s. 12. ISSN 00207683. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2023.112289>. [cit. 2024-01-02].
- [48] DHARAVATH, Balaji; VARMA, Dinesh; SINGH, Swadesh Kumar a NAIK, M.T. Understanding frictional behaviour of ASS316L in sheet metal forming. Online. *Materials Today: Proceedings*. 2021, roč. 44, č. 44, s. 2855-2858. ISSN 22147853. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.12.1168>. [cit. 2024-01-02].
- [49] BAY, N.; OLSSON, D.D. a ANDREASEN, J.L. Lubricant test methods for sheet metal forming. Online. *Tribology International*. 2008, roč. 41, č. 9-10, s. 844-853. ISSN 0301679X. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2007.11.017>. [cit. 2023-12-18].
- [50] MAKHKAMOV, Anvar. *Tribology in Sheet Metal Forming*. Online, Doktorská práce, vedoucí Abel Dias dos Santos. Porto: Universidade do Porto, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2017. Dostupné z: <https://core.ac.uk/download/pdf/143410245.pdf>. [cit. 2024-01-02].

- [51] BURSTEIN, L. Lubrication and roughness. Online. In: *Tribology for Engineers*. Elsevier, 2011, s. 65-120. ISBN 9780857091147. Dostupné z: <https://doi.org/10.1533/9780857091444.65>. [cit. 2024-01-02].
- [52] HUTCHINGS, Ian a SHIPWAY, Philip. Lubricants and lubrication. Online. In: *Tribology*. Elsevier, 2017, s. 79-105. ISBN 9780081009109. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-100910-9.00004-0>. [cit. 2024-01-02].
- [53] *Friction Wear Lubrication*. Online. 2. Elsevier, 1981. ISBN 9781483284224. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/C2013-1-15226-4>. [cit. 2024-01-02].
- [54] *Lubrication*. Online. 2. Elsevier, 1982. ISBN 9780080267272. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/C2013-0-03473-1>. [cit. 2024-01-02].
- [55] DAURE, J.L.; KÓTI, D.; CARRINGTON, M.J.; MCCARTNEY, D.G.; STEWART, D.A. et al. Galling of stainless steels as a function of test conditions in an ASTM G196-type test setup – The role of temperature, rotational velocity, interrupted rotation and rotational distance. Online. *Wear*. 2023, roč. 524-525, č. 524-525, s. 10. ISSN 00431648. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.wear.2023.204804>. [cit. 2024-01-02].
- [56] CHEN, Y.; RAO, A.S.; ALEXANDREANU, B. a NATESAN, K. Slow strain rate tensile tests on irradiated austenitic stainless steels in simulated light water reactor environments. Online. *Nuclear Engineering and Design*. 2014, roč. 269, s. 38-44. ISSN 00295493. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2013.08.003>. [cit. 2024-01-05].
- [57] YU, Haidong; GUO, Yongjin a LAI, Xinmin. Rate-dependent behavior and constitutive model of DP600 steel at strain rate from 10⁻⁴ to 103s⁻¹. Online. *Materials & Design*. 2009, roč. 30, č. 7, s. 2501-2505. ISSN 02613069. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2008.10.001>. [cit. 2024-01-05].
- [58] KIM, Ji-Hoon; KIM, Daeyong; HAN, Heung Nam; BARLAT, F. a LEE, Myoung-Gyu. Strain rate dependent tensile behavior of advanced high strength steels: Experiment and constitutive modeling. Online. *Materials Science and Engineering: A*. 2013, roč. 559, s. 222-231. ISSN 09215093. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2012.08.087>. [cit. 2024-01-05].
- [59] HUGHES, M.L.; TEDESCO, J.W. a ROSS, C.A. Numerical analysis of high strain rate splitting-tensile tests. Online. *Computers & Structures*. 1993, roč. 47, č. 4-5, s. 653-671. ISSN 00457949. Dostupné z: [https://doi.org/10.1016/0045-7949\(93\)90349-l](https://doi.org/10.1016/0045-7949(93)90349-l). [cit. 2023-12-21].
- [60] VEGTER, H. a VAN DEN BOOGAARD, A.H. A plane stress yield function for anisotropic sheet material by interpolation of biaxial stress states. Online. *International Journal of Plasticity*. 2006, roč. 22, č. 3, s. 557-580. ISSN 07496419. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2005.04.009>. [cit. 2023-12-20].

- [61] VEGTER, Henk; TEN HORN, Carel a ABSPOEL, Michael. The corus-vegter lite material model: simplifying advanced material modelling. Online. *International Journal of Material Forming*. 2009, roč. 2, č. S1, s. 511-514. ISSN 1960-6206. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s12289-009-0640-4>. [cit. 2023-12-20].
- [62] KIM, S.B.; HUH, H.; BOK, H.H. a MOON, M.B. Forming limit diagram of auto-body steel sheets for high-speed sheet metal forming. Online. *Journal of Materials Processing Technology*. 2011, roč. 211, č. 5, s. 851-862. ISSN 09240136. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.01.006>. [cit. 2024-01-09].
- [63] GAU, Jenn-Terng; CHEN, Po-Han; GU, Hao a LEE, Rong-Shean. The coupling influence of size effects and strain rates on the formability of austenitic stainless steel 304 foil. Online. *Journal of Materials Processing Technology*. 2013, roč. 213, č. 3, s. 376-382. ISSN 09240136. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2012.10.004>. [cit. 2024-01-09].
- [64] DASAPPA, Prasad; INAL, Kaan a MISHRA, Raja. The effects of anisotropic yield functions and their material parameters on prediction of forming limit diagrams. Online. *International Journal of Solids and Structures*. 2012, roč. 49, č. 25, s. 3528-3550. ISSN 00207683. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2012.04.021>. [cit. 2024-01-09].
- [65] JIE, M.; CHENG, C.H.; CHAN, L.C. a CHOW, C.L. Forming limit diagrams of strain-rate-dependent sheet metals. Online. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2009, roč. 51, č. 4, s. 269-275. ISSN 00207403. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.iimecsci.2009.01.007>. [cit. 2024-01-09].
- [66] VERLEYSSEN, Patricia; PEIRS, Jan; VAN SLYCKEN, Joost; FAES, Koen a DUCHENE, Laurent. Effect of strain rate on the forming behaviour of sheet metals. Online. *Journal of Materials Processing Technology*. 2011, roč. 211, č. 8, s. 1457-1464. ISSN 09240136. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2011.03.018>. [cit. 2024-01-09].
- [67] PETERS, Philip; MANOPULO, Niko; LANGE, Christian a HORA, Pavel. A strain rate dependent anisotropic hardening model and its validation through deep drawing experiments. Online. *International Journal of Material Forming*. 2014, roč. 7, č. 4, s. 447-457. ISSN 1960-6206. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s12289-013-1140-0>. [cit. 2023-12-21].
- [68] RAISCH, Sven Robert a MÖGINGER, Bernhard. High rate tensile tests – Measuring equipment and evaluation. Online. *Polymer Testing*. 2010, roč. 29, č. 2, s. 265-272. ISSN 01429418. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2009.11.010>. [cit. 2024-01-05].
- [69] GOTOH, Manabu a YAMASHITA, Minoru. Chaotic behavior of an elastoplastic bar in tensile test over a wide range of strain rate: a numerical investigation. Online. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2000, roč. 42, č. 8, s. 1593-1606. ISSN 00207403. Dostupné z: [https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(99\)00092-2](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(99)00092-2). [cit. 2023-12-21].

- [70] ABSPOEL, M; SCHOLTING, M E; LANSBERGEN, M a NEELIS, B M. Accurate anisotropic material modelling using only tensile tests for hot and cold forming. Online. *Journal of Physics: Conference Series*. 2017, roč. 896. ISSN 1742-6588. Dostupné z: <https://doi.org/10.1088/1742-6596/896/1/012049>. [cit. 2023-12-20].
- [71] VEGTER, Henk; TEN HORN, Carel a ABSPOEL, Michael. The Vegter Lite material model: simplifying advanced material modelling. Online. *International Journal of Material Forming*. 2011, roč. 4, č. 2, s. 85-92. ISSN 1960-6206. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s12289-010-1006-7>. [cit. 2023-12-20].
- [72] LI, Ming-Yao; ZHU, Xinhai a CHU, E. Effect of strain rate sensitivity on FLDs—An instability approach. Online. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2012, roč. 64, č. 1, s. 273-279. ISSN 00207403. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2012.05.013>. [cit. 2024-01-09].
- [73] LI, Ming-Yao; ZHU, Xinhai a CHU, E. Effect of strain rate sensitivity on FLDs—An instability approach. Online. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2012, roč. 64, č. 1, s. 273-279. ISSN 00207403. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2012.05.013>. [cit. 2024-01-09].
- [74] KIM, S.B.; HUH, H.; BOK, H.H. a MOON, M.B. Forming limit diagram of auto-body steel sheets for high-speed sheet metal forming. Online. *Journal of Materials Processing Technology*. 2011, roč. 211, č. 5, s. 851-862. ISSN 09240136. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.01.006>. [cit. 2024-01-05].
- [75] VEGTER, H. a VAN DEN BOOGAARD, A.H. A plane stress yield function for anisotropic sheet material by interpolation of biaxial stress states. Online. *International Journal of Plasticity*. 2006, roč. 22, č. 3, s. 557-580. ISSN 07496419. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2005.04.009>. [cit. 2023-12-20].
- [76] ABSPOEL, M; SCHOLTING, M E; LANSBERGEN, M a NEELIS, B M. Accurate anisotropic material modelling using only tensile tests for hot and cold forming. Online. *Journal of Physics: Conference Series*. 2017, roč. 896, s. 8. ISSN 1742-6588. Dostupné z: <https://doi.org/10.1088/1742-6596/896/1/012049>. [cit. 2023-12-20].
- [77] ABSPOEL, M; SCHOLTING, M E; LANSBERGEN, M a NEELIS, B M. Accurate anisotropic material modelling using only tensile tests for hot and cold forming. Online. *Journal of Physics: Conference Series*. 2017, roč. 896. ISSN 1742-6588. Dostupné z: <https://doi.org/10.1088/1742-6596/896/1/012049>. [cit. 2023-12-20].
- [78] VEGTER, H. a VAN DEN BOOGAARD, A.H. A plane stress yield function for anisotropic sheet material by interpolation of biaxial stress states. Online. *International Journal of Plasticity*. 2006, roč. 22, č. 3, s. 557-580. ISSN 07496419. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2005.04.009>. [cit. 2023-12-20].
- [79] ABSPOEL, Michael; SCHOLTING, Marc E.; LANSBERGEN, Marcel; AN, Yuguo a VEGTER, Henk. A new method for predicting advanced yield criteria input parameters from mechanical properties. Online. *Journal of Materials Processing Technology*. 2017, roč. 248, s. 161-177. ISSN 09240136. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.05.006>. [cit. 2023-12-20].

- [80] KOTOUČ, Jiří. *Teorie a metodika tváření: Návody ke cvičení...[a i.]*. Praha: ČVUT, 1992. ISBN 80-01-00842-8.
- [81] ARGUS. Online. MCAE. Dostupné z: <https://www.mcae.cz/produkty/argus/>. [cit. 2023-12-20].
- [82] ARGUS. Online. High-precision, flexibility. Dostupné z: <https://www.gom.com/en/products/3d-testing/argus>. [cit. 2023-12-20].
- [83] ARAMIS. Online. MCAE. Dostupné z: <https://www.mcae.cz/produkty/aramis/>. [cit. 2023-12-20].
- [84] ARAMIS 3D Camera. Online. Nenalezený vydavatel. Dostupné z: <https://www.gom.com/en/products/3d-testing/aramis-3d-camera>. [cit. 2023-12-20].
- [85] ARAMIS Adjustable. Online. Nenalezený vydavatel. Dostupné z: <https://www.gom.com/en/products/3d-testing/aramis-adjustable>. [cit. 2023-12-20].
- [86] KUT, S. a NIEDZIAŁEK, B. Numerical And Experimental Analysis Of The Process Of Aviation Drawpiece Forming Using Rigid And Rubber Punch With Various Properties. Online. *Archives of Metallurgy and Materials*. 2015, roč. 60, č. 3, s. 1923-1928. ISSN 2300-1909. Dostupné z: <https://doi.org/10.1515/amm-2015-0327>. [cit. 2024-01-05].
- [87] GU, Jiahui; ZOLLER, Laura a KIM, Hyunok. A New Testing Method to Evaluate Edge Cracking with Considerations of the Shear Clearance and Press Speed. Online. *SAE International Journal of Advances and Current Practices in Mobility*. 2020, roč. 2, č. 6, s. 3320-3325. ISSN 2641-9645. Dostupné z: <https://doi.org/10.4271/2020-01-0758>. [cit. 2024-01-05].
- [88] DUCHAC, Alfred a KEJZLAR, Pavel. Optimization of Raster Point Deposition Methodology for Deformation Analyses. Online. *Materials Science Forum*. 2023, roč. 1081, s. 155-160. ISSN 1662-9752. Dostupné z: <https://doi.org/10.4028/p-2d795t>. [cit. 2024-01-05].
- [89] CENTENO, G.; MARTÍNEZ-DONAIRE, A.J.; VALLELLANO, C.; MARTÍNEZ-PALMETH, L.H.; MORALES, D. et al. Experimental Study on the Evaluation of Necking and Fracture Strains in Sheet Metal Forming Processes. Online. *Procedia Engineering*. 2013, roč. 63, s. 650-658. ISSN 18777058. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2013.08.204>. [cit. 2024-01-05].
- [90] PAN, B. Recent Progress in Digital Image Correlation. Online. *Experimental Mechanics*. 2011, roč. 51, č. 7, s. 1223-1235. ISSN 0014-4851. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s11340-010-9418-3>. [cit. 2023-12-20].
- [91] MAKINOUCI, A.; TEODOSIU, C. a NAKAGAWA, T. Advance in FEM Simulation and its Related Technologies in Sheet Metal Forming. Online. *CIRP Annals*. 1998, roč. 47, č. 2, s. 641-649. ISSN 00078506. Dostupné z: [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63246-6](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63246-6). [cit. 2023-12-20].
- [92] ABLAT, Muhammad Ali a QATTAWI, Ala. Numerical simulation of sheet metal forming: a review. Online. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2017, roč. 89, č. 1-4, s. 1235-1250. ISSN 0268-3768. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s00170-016-9103-5>. [cit. 2023-12-20].

- [93] *Software Solutions for Sheet Metal Forming and BiW Assembly*. Online. AutoForm Engineering. Dostupné z: <https://www.autoform.com/en/>. [cit. 2023-12-20].
- [94] GROUP, Esi. *PAM-STAMPStamping Simulation Software*. Online. ESI Group. Dostupné z: <https://www.esi-group.com/products/pam-stamp>. [cit. 2023-12-20].
- [95] A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. Online. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*. 1948, roč. 193, č. 1033, s. 281-297. ISSN 0080-4630. Dostupné z: <https://doi.org/10.1098/rspa.1948.0045>. [cit. 2024-03-07].
- [96] CHEN, Zhiying a DONG, Xianghuai. The GTN damage model based on Hill'48 anisotropic yield criterion and its application in sheet metal forming. Online. *Computational Materials Science*. 2009, roč. 44, č. 3, s. 1013-1021. ISSN 09270256. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2008.07.020>. [cit. 2024-03-07].
- [97] XU, Siguang a WEINMANN, Klaus J. On Predicting Forming Limits Using Hill's Yield Criteria. Online. *Journal of Materials Engineering and Performance*. Roč. 9, č. 2, s. 174-182. ISSN 00000000. Dostupné z: <https://doi.org/10.1361/105994900770346132>. [cit. 2024-03-07].
- [98] BERTIN, Morgan; HILD, François a ROUX, Stéphane. On the identifiability of the Hill-1948 model with one uniaxial tensile test. Online. *Comptes Rendus. Mécanique*. 2017, roč. 345, č. 6, s. 363-369. ISSN 1873-7234. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.crme.2017.04.001>. [cit. 2024-03-07].
- [99] HILL, R. Constitutive modelling of orthotropic plasticity in sheet metals. Online. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1990, roč. 38, č. 3, s. 405-417. ISSN 00225096. Dostupné z: [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(90\)90006-P](https://doi.org/10.1016/0022-5096(90)90006-P). [cit. 2024-03-07].
- [100] PETRMICHL, Rudolf. *Počítačová simulace tváření plechů*. Online. Www.mmspektrum.com. 2001. Dostupné z: <https://www.mmspektrum.com/clanek/pocitacova-simulace-tvareni-plechu>. [cit. 2023-12-20].
- [101] VEGTER, Henk; TEN HORN, Carel a ABSPOEL, Michael. The corus-vegter lite material model: simplifying advanced material modelling. Online. *International Journal of Material Forming*. 2009, roč. 2, č. S1, s. 511-514. ISSN 1960-6206. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s12289-009-0640-4>. [cit. 2023-12-20].
- [102] BOČEK, Jan. *Vliv rychlosti přetvoření na mezní deformace pevnostních plechů: The effect of the strain rate on the forming limits of high-strength steel sheets : autoreferát disertační práce*. V Liberci: Technická univerzita, 2009. ISBN 978-80-7372-442-9.
- [103] NÉMET, Miroslav a MIHALIKOVÁ, Mária. The Effect of Strain Rate on the Mechanical Properties of Automotive Steel Sheets. Online. *Acta Polytechnica*. 2013, roč. 53, č. 4. ISSN 1805-2363. Dostupné z: <https://doi.org/10.14311/1839>. [cit. 2023-12-18].

21 Seznam publikací související s dizertační prací

- [1A] Dvořák, P.; Tatiček, F.; Novák, V.; Hejnic, J.; Havelka, J. (2020). Evaluation of tensile test using digitizing system ARAMIS. Technological Forum 2020. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2020. p. 24-28. ISBN 978-80-87583-32-6.
- [2A] Kostruněk, L.; Tatiček, F.; Novák, V.; Havelka, J.; Maryt, J.; Stejskal, O. (2022). Tensile Test at Different Strain Rates of the DX56 Material. Technological Forum 2022. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2022. p. 88-94. ISBN 978-80-87583-36-4.
- [3A] Maryt, J., Novák, Tatiček, F., V., Hejnic, J., Valeš, M., Havelka, J. (2022). Creation of material card for material quality DX56. Technological Forum 2022, Ing. Jan Kudláček, 124-130. ISBN 978-80-87583-36-4
- [4A] Petr, J.; Novák, V.; Tatiček, F.; Maryt, J.; Havelka, J.; Hejnic, J. (2022). Influence of strain rate on the position of FLC curves for steel DC05. Technological Forum 2022. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2022. p. 169-175. ISBN 978-80-87583-36-4.
- [5A] Tatiček, F.; Novák, V.; Valeš, M.; Kostruněk, L.; Kamenský, T.; Maryt, J. Formability analysis of selected batches of material grade CR4. Technological Forum 2023. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2023. p. 323-327. ISBN 978-80-87583-40-1.
- [6A] Havelka, J.; Tatiček, F.; Hejnic, J.; Novák, V.; Valeš, M.; Šanovec, J. (2021). Development trends in the field of deformation path study under the conditions of sheet metal forming. Technological forum 2021. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2021. p. 52-55. ISBN 978-80-87583-33-3..
- [7A] Valeš, M.; Novák, V.; Tatiček, F.; Šanovec, J.; Chrástanský, L. (2019). Feasibility of DP500 Steel Outer Car Body Parts. TECHNOLOGICAL FORUM 2019. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2019. p. 170-176. ISBN 978-80-87583-30-2.
- [8A] Novák, V.; Valeš, M.; Tatiček, F.; Šanovec, J.; Chrástanský, L. (2019). The Effect of Strain Rate on Position of Forming Limit Curve. METAL - CONFERENCE PROCEEDINGS. Ostrava: Tanger Ltd., 2019. p. 450-454. 1. ISBN 978-80-87294-92-5.
- [9A] Novák, V.; Valeš, M.; Tatiček, F.; Šanovec, J.; Chrástanský, L. (2019). The Effect of Punch Speed on Position of Forming Limit Curve. In: Technological Forum 2019. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2019. p. 105-108. ISBN 978-80-87583-30-2.
- [10A] Havelka, J.; Tatiček, F.; Valeš, M.; Novák, V. (2020). The utilization of complex numerical simulations of stamping and hemming processes for the sake of visualizing the manufacturing process of the car's fifth door assembly. TECHNOLOGICAL FORUM 2020. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2020. p. 47-48. ISBN 978-80-87583-32-6.
- [11A] Valeš, M.; Novák, V.; Havelka, J.; Chrástanský, L.; Tatiček, F. (2021). Production and Assembly of Car Body Fifth Door with Use of Dual-Phase Steel HCT500X. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, COMAT 2020. Bristol: IOP Publishing Ltd, 2021. 1178. ISSN 1757-899X.
- [12A] Kostruněk, L.; Novák, V.; Valeš, M.; Tatiček, F.; Kamenský, T. (2023). Formability analysis for material CR5. Technological Forum 2023. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2023. p. 166-170. ISBN 978-80-87583-40-1.
- [13A] Novák, V.; Valeš, M.; Tatiček, F.; Šanovec, J.; Chrástanský, L. (2021). Analysis of forming capacity of HCT490X and DX57D depending on strain rate. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, COMAT 2020. Bristol: IOP Publishing Ltd, 2021. 1178. ISSN 1757-899X.
- [14A] Krejsa, P.; Novák, V.; Tatiček, F.; Valeš, M.; Chrástanský, L. (2020). Determination of forming limit curves according to tensile test and ARAMIS system. Technological Forum 2020. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2020. p. 82-89. ISBN 978-80-87583-32-6.
- [15A] Hák, O.; Novák, V.; Tatiček, F.; Havelka, J.; Hejnic, J. (2020). The effect of strain rate on position of forming limit curve. Technological Forum 2020. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2020. p. 42-46. ISBN 978-80-87583-32-6.

- [16A] Novák, V.; Tatíček, F.; Valeš, M.; Havelka, J.; Hejnic, J.; Stejskal, O. (2021). Influence of punch speed on forming capacity for materials 1.0995 and 1.0853. Technological forum 2021. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2021. p. 206-210. ISBN 978-80-87583-33-3.
- [17A] Dvořáček, J.; Tatíček, F.; Novák, V.; Valeš, M.; Havelka, J.; Maryt, J. (2022). Design of a heating device for tensile test. Technological Forum 2022. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2022. p. 20-26. ISBN 978-80-87583-36-4.
- [18A] Maryt, J., Novák, V., Tatíček, F.; Stejskal, O.; Valeš, M. (2023). Effect of Temperature on Material Behaviour in the Tensile test. METAL 2023 Conference Proceedings, 6 s. (v recenzním řízení)
- [19A] Kettner, F.; Tatíček, F.; Novák, V.; Havelka, J.; Šanovec, J.; Stejskal, O. (2022). Verification of material behaviour in the hole expansion test. Technological Forum 2022. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2022. p. 79-83. ISBN 978-80-87583-36-4.
- [20A] Petr, J., Novák, V., Tatíček, F.; Ruzs, S.; Havelka, J. (2023). Experimental analysis of crack formation at sheet metal edges. METAL 2023 Conference Proceedings, 6 s. (v recenzním řízení)
- [21A] Maryt, J.; Novák, V.; Valeš, M.; Tatíček, F.; Stejskal, O. (2023). Effect of different material grades on numeric simulation of stamping. Technological Forum 2023. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2023. p. 197-203. ISBN 978-80-87583-40-1.
- [22A] Valeš, M.; Šanovec, J.; Kubelka, M.; Novák, V. (2018). Cup Test Evaluation of DP500 Steel. Technological forum 2018 Book of Proceeding. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2018. p. 212-216. ISBN 978-80-87583-26-5.
- [23A] Heczko, N.; Novák, V.; Herman, A.; Janů, J.; Kment, T. (2021). Problematic 3D print of thin-walled parts by FDM technology. Technological Forum 2020. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2020. p. 63-68. ISBN 978-80-87583-32-6.
- [24A] Větrovec, M.; Tatíček, F.; Valeš, M.; Novák, V.; Maryt, J.; Stejskal, O. (2022). Comparison of tools made by 3D printing. Technological Forum 2022. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2022. p. 269-277. ISBN 978-80-87583-36-4.
- [25A] Váša, J.; Novák, V.; Tatíček, F.; Havelka, J.; Hejnic, J.; Stejskal, O. (2022). Design of a pressing tool produced by 3D printing for a part of a lock cover. Technological Forum 2022. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2022. p. 262-268. ISBN 978-80-87583-36-4.
- [26A] Janů, J.; Novák, V.; Tatíček, F.; Havelka, J.; Herman, A.; Hejnic, J. (2022). Design of simple 3D printed stamping tools. Technological Forum 2022. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2022. p. 67-73. ISBN 978-80-87583-36-4.
- [27A] Novák, V., Tatíček, F., Stejskal, O.; Šanovec, J.; Hejnic, J. (2023). Design of forming tool for a lock cover part using the FFF 3D printing method. METAL 2023 Conference Proceedings, 6 s. (v recenzním řízení)
- [28A] Milsimer, P.; Novák, V.; Kostrunek, L.; Veselý, M.; Kamenský, T. (2023). Effect of infill type and density on mechanical properties of a 3D printed press tool. Technological Forum 2023. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2023. p. 223-227. ISBN 978-80-87583-40-1.
- [29A] Novák, V.; Šanovec, J.; Valeš, M.; Kostrunek, L.; Tatíček, F. (2023). Methodology of work with ARGUS optical system in the conditions of sheet metal forming. Technological Forum 2023. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2023. p. 232-236. ISBN 978-80-87583-40-1.
- [30A] Valeš, M., Novák, V., Tatíček, F., Šanovec, J., Chrášťanský, L. (2019). Outer Car Body Panels Made of Dual-Phase Steel. METAL 2019 Conference Proceedings, 507-512. 1. ISBN 978-80-87294-92-5. <https://doi.org/10.37904/metal.2019.824>
- [31A] Valeš, M.; Šanovec, J.; Tatíček, F.; Novák, V.; Havelka, J.; Chrášťanský, L. (2021). A method for applying Dual-Phase steel HCT500X in production on car body fifth door. Technological forum 2021. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2021. p. 301-305. ISBN 978-80-87583-33-3.
- [32A] Chrášťanský, L.; Valeš, M.; Novák, V.; Hejnic, J. (2021). Usability of Autoform assembly software for grooved fixation of the hemmed joints. Technological Forum 2021. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2021. p. 98-101. ISBN 978-80-87583-33-3.

- [33A] Valeš, M., Šanovec, J., Tatiček, F., Novák, V., Pačák, T. (2023). The methodology of using High-Strength Steel to Produce Outer Car Body Parts. Book of Proceeding from Conference Technological Forum 2023, Ing. Jan Kudláček. 337-341. ISBN 978-80-87583-40-1.
- [34A] Valeš, M., Tatiček, F., Šanovec, J., Novák, V., Maryt, J., Stejskal, O. (2023). A Method for Applying Dual-Phase Steel CR290Y490T-DP in Production of Tailgate Outer Lower. Book of Proceeding from Conference Technological Forum 2023, Ing. Jan Kudláček. 332-336. ISBN 978-80-87583-40-1.
- [35A] Novák, V.; Tatiček, F. (2023) Effect of tool speed on FLC curve position for DX56D, 06 February 2023, PREPRINT (Version 1) available at Research Square [<https://doi.org/10.21203/rs.3.rs-2534744/v1>]

22 Ostatní publikační činnost

- [36A] Tatiček, F.; Novák, V.; Chrástanský, L.; Valeš, M.; Čermák, J.; Šanovec, J.; Machka, B. (2018). Analysis of Trimming Tool. Technological forum 2018 Book of Proceeding. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2018. p. 202-205. ISBN 978-80-87583-26-5.
- [37A] Machka, B.; Novák, V.; Valeš, M.; Tatiček, F.; Stejskal, O. (2019). Forging a draw rod for a steam locomotive No. 464 053. Technological Forum 2019. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2019. p. 273-278. ISBN 978-80-87583-30-2.
- [38A] Tatiček, F.; Novák, V.; Valeš, M.; Chrástanský, L.; Machka, B.; Matyáš, M. (2020). Research and development in the steel door frames. Technological Forum 2020. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2020. p. 137-141. ISBN 978-80-87583-32-6.
- [39A] Hejnic, J.; Tatiček, F.; Novák, V.; Chrástanský, L. (2020). Modern process of roll forming design. Technological Forum 2020. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2020. p. 69-74. ISBN 978-80-87583-32-6.
- [40A] Hejnic, J.; Tatiček, F.; Novák, V.; Havelka, J.; Stejskal, O. (2021). Elimination of springback effect and residual stress during roll forming process. Technological Forum 2021. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2021. p. 60-66. ISBN 978-80-87583-33-3.
- [41A] Červený, J.; Novák, V.; Tatičková, Z.; Málek, F. (2021). Hybrid sheet metal joining "riveting combined with adhesives". Technological Forum 2021. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2021. p. 171-183. ISBN 978-80-87583-33-3.
- [42A] Zeman, J.; Herman, A.; Novák, V. (2021). The development of gearbox casting from high strength Al alloy. Technological Forum 2021. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2021. p. 320-328. ISBN 978-80-87583-33-3.
- [43A] Andronov, V.; Šimota, J.; Pelikán, L.; Beránek, L.; Novák, V. (2021). Analysis of strength properties of 3D printed lightweight structures made of AlSi10Mg materiál. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2021, 1178 ISSN 1757-8981.
- [44A] Landa, L.; Novák, V.; Chrástanský, L.; Tatiček, F.; Hejnic, J.; Stejskal, O. (2022). Verification of the formability of the material for the production of lighting columns. Technological Forum 2022. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2022. p. 106-113. ISBN 978-80-87583-36-4.
- [45A] Tatičková, Z.; Heller, J.; Kudláček, J.; Novák, V.; Zoubek, M. (2022). Methodology for measuring the color of thermochromic paints. Technological Forum 2022. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2022. p. 361-368. ISBN 978-80-87583-36-4.
- [46A] Tatičková, Z.; Heller, J.; Kudláček, J.; Novák, V.; Zoubek, M. (2022). Evaluation of the mechanical properties of Id thermochromic paints in the long term horizon. Technological Forum 2022. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2022. p. 352-360. ISBN 978-80-87583-36-4.
- [47A] Zaba, K.; Hojny, M.; Puchlerska, S.; Trzepieciński, L.; Trzepieciński, T. et al. Experimental research and numerical modelling of the cold forming process of the Inconel 625 alloy sheets using flexible punch. Online. S. 1 - 23. Dostupné z: <https://doi.org/10.20944/preprints202311.1303.v1>. [cit. 2023-12-11].
- [48A] Pavlík, M.; Sahul, M.; Sahul, M. a Novák, V. Influence of CMT overlay welding mode on the microstructure and mechanical properties of 5087 aluminium alloy fabricated by wire and arc additive manufacturing. In: 76th IIW annual assembly and international conference on welding and joining. Singapur: RESEARCH PUBLISHING, 2023, s. 237-244. ISBN 978-981-18-75-59-6.
- [49A] Petr, J.; Novák, V.; Tatiček, F.; Maryt, J.; Kamenský, T.; Veselý, M- (2023). Design of punching tool with variable shearin gap. Technological Forum 2023. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2023. p. 250-253. ISBN 978-80-87583-40-1.

- [50A] Míhl, V.; Tatiček, F.; Novák, V.; Kamenský, T.; Veselý, M. et al. Design of technology for forging springs ends. Technological Forum 2023. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2023. p. 169-175. ISBN 978-80-87583-40-1.
- [51A] Herman, A.; Výletová, K.; Zeman, J. a Novák, V. Kompozity s maticí slitiny Al a výztuží skelného a uhlíkového vlákna. SLÉVÁRENSKÉ LISTY. Brno: Česká slévárenská společnost, 2023, s. 17-24. ISSN 2788-2586.
- [52A] Kůrka, M.; Tatiček, F.; Novák, V.; Kamenský, T.; Veselý, M. (2023). Design of methodology for the verification of mechanical properties in workshop condition. Technological Forum 2023. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2023. p. 207-211. ISBN 978-80-87583-40-1.
- [53A] Blecha, O.; Stejskal, O.; Tatiček, F.; Novák, V.; Kostrunek, L. et al. Design of new tribometer for evaluating tribological conditions in sheet metal forming. Technological Forum 2023. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2023. p. 20-24. ISBN 978-80-87583-40-1.
- [54A] Stejskal, O.; Tatiček, F.; Novák, V.; Maryt, J.; Hejnic, J. et al. Tribology in sheet metal forming: a modification of tribometer for strip drawing test. In: 32nd International Conference on Metallurgy and Materials. Brno, 2023. ISBN 978-80-88365-12-9. ISSN 2694-9296.
- [55A] Kamenský, T.; Tatiček, F.; Novák, V.; Veselý, M.; Kostrunek, L. (2023). Numerical simulation of factors affecting the forming process of the production of lightning columns. Technological Forum 2023. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2023. p. 147-153. ISBN 978-80-87583-40-1.
- [56A] Dudáš, O.; Novák, V. a Kolařík, L. Comparison of changes in the mechanical properties of weld joints of Al alloys. Technological Forum 2023. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2023. p. 53-61. ISBN 978-80-87583-40-1.
- [57A] Herman, A.; Zeman, J.; Výletová, K.; Novák, V. (2022). Kompozity s maticí slitiny Al a výztuží skelného a uhlíkového vlákna. Sborník abstraktů - 58. slévárenské dny. Brno: Česká slévárenská společnost, 2022. p. 26
- [58A] Andronov, V.; Beránek, L.; Cermánek, V.; Mejtský, T.; Hlavůňková, L.; Novák, V. a Zajíc, J. (2023) Experimental Methodology for Comparison and Verification of 3D Printed Parts Optimization Software. Polymers [online]. 2023, 19 [cit. 2023-12-12]. článek se připravuje
- [59A] Vrátný, O.; Herman, A.; Zeman, J.; Novák, V. (2023). Comparison of mechanical properties of castings část by gravity and low pressure into shell molds. Technological Forum 2023. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2023. p. 346-351. ISBN 978-80-87583-40-1.
- [60A] Sahul, M.; Sahul, M.; Kolařík, L.; Novák, V. Kolaříková, M.; Rohan, P. (2023). Investigation of properties of 5087 aluminium alloy parts produced by wire and arc additive manufacturing. Technological Forum 2023. Jaroměř: Ing. Jan Kudláček, 2023. p. 292-297. ISBN 978-80-87583-40-1.

23 Seznam použitých obrázků

Obrázek 3.1 KEELER-GOODVINŮV limitní diagram ve skutečných deformacích [6]	4
Obrázek 3.2 Typické deformační stopy při plošném tváření [6]	4
Obrázek 3.3 Závislost polohy FLC na tloušťce materiálu [6]	5
Obrázek 3.4 Závislost polohy FLC na mezi kluzu [5].....	5
Obrázek 3.5 Závislost polohy FLC na r a n [5]	5
Obrázek 3.6 Orientace válcování na FLC vzorku dle normy EN ISO 12004-2 [8].....	6
Obrázek 3.7 Schéma zkoušky podle Nakajimy (ČSN EN ISO 12004-2) s univerzálním testovacím stroje BUP600 a bezkontaktní měřícím systémem ARAMIS.....	6
Obrázek 3.8 Poloha jednotlivých geometrií na FLD diagramu	7
Obrázek 3.9 Geometrie vzorků pro měření FLC křivek	7
Obrázek 4.1 - Fotografie vnější strany kapoty s kovem protaženým skrz brzdné lišty v místě B a roztrženým kovem neprotáhnutým přes brzdou lištu v místě C.[9]	9
Obrázek 4.2 - Výlisek, který by dle konvenční FLC měl prasknout [9].....	10
Obrázek 4.3 - Schématické znázornění nové zkoušky tvářitelnosti dle [19]	12
Obrázek 4.4 - Srovnání modelu eMMFC a experimentálně naměřených dat pro ocelový plech	13
Obrázek 4.5 - Vzorek profilu prolisu s parametrizací [33].....	15
Obrázek 4.6 - a) Použitý nástroj pro předtváření, b) vzorek pro jednoosé zatížení, c) vzorek pro stav rovinné deformace, d) nová geometrie pro stav $\beta = 0,5$, e) vzorek pro dvouosé zatížení [36]	17
Obrázek 5.1 Tribologický systém 1) Základní třecí těleso 2) Třecí těleso 3) Okolí 4) Mezilátka 5) Zatížení 6) Relativní pohyb těles, upraveno z [40].....	18
Obrázek 5.2, Druhy tření upraveno z [42].....	19
Obrázek 6.1 Závislost napětí a deformace pro různé vzorky s konstantní rychlosti deformace vzorku [72]	24
Obrázek 6.2 Závislost napětí a deformace pro vzorek se změnou rychlosti deformace v průběhu zkoušky [67]	24
Obrázek 6.3 Vliv parametru m na křivky v FLD diagramu s efektivní nestabilitou přístupu [73].....	25
Obrázek 6.4 Vliv parametru m na křivky v FLD diagramu s modifikovanou efektivní nestabilitou [73].....	25
Obrázek 6.5 Vliv rychlosti deformace na homogenní a celkovou tažnost pro materiály CQ a DP590 [62]	25
Obrázek 7.1 Srovnání výpočtových modelů s naměřenými daty [66].....	27
Obrázek 8.1 Přehled běžně používaných měrných sítí [6]	28
Obrázek 8.2 Měrná síť před deformací a po deformaci [6].....	29
Obrázek 8.3 Princip snímání polohy bodů bezkontaktním měřícím systémem [81]	29

Obrázek 8.4 Měřicí systém ARAMIS [85].....	30
Obrázek 8.5 Definice správného nástřiku [90]	30
Obrázek 8.6 Referenční nástřik	31
Obrázek 8.7 Ověření kvality nástřiku	31
Obrázek 8.8 Vyhodnocení deformací pomocí metody řezu.....	31
Obrázek 8.9 Vyhodnocení hlavních a vedlejších deformací pomocí interpolační metody	31
Obrázek 8.10 Příklad vyhodnocení levé části FLD diagramu, na tahovém vzorku s vrubem	31
Obrázek 11.1 Propojení trhačického zařízení LabTest 5.100SP1 se systémem ARAMIS [1A]	38
Obrázek 11.2: Optický snímací systém ARAMIS [1A]	39
Obrázek 11.3: Kalibrační destička CQ/CP20 55x44 [1].....	40
Obrázek 11.4 Schématické vyznačení snímacích frekvencí během zkouška tahem [1A].....	41
Obrázek 11.5 Definování měřicí sekvence prvkem trigger a funkcí ring buffer [1A]	42
Obrázek 11.6 Konfigurace kamerového systému ARAMIS pro měření zkoušky tahem při nízkých a vysokých rychlostí deformace [3A]	42
Obrázek 11.7 Ověření kvality měřeného povrchu („ <i>patternu</i> “) při vysoké snímací frekvenci bez přídavného (nahore) a s přídavným osvětlením (dole) [3A]	43
Obrázek 11.8 Výsledný protokol – údaje o snímané zkoušce [1A].....	44
Obrázek 11.9 Hodnoty mechanických vlastností získané z tahové zkoušky [1A].....	44
Obrázek 12.1 Vzorky pro zkoušku tahem s nesprávně provedeným postupem odmaštění [1A]	47
Obrázek 12.2 FLC vzorek s nesprávně provedeným postupem odmaštění [4A].....	47
Obrázek 12.3 Použité kombinace barev ve spreji [4A].....	48
Obrázek 12.4 – Belton PU Wasserlack RAL 9010 + Motip Matt Black RAL 9005 (zleva: po uschnutí nástřiku; po 24 h; po 48 h) [4A].....	49
Obrázek 12.5 - Motip Matt White RAL 9010 + Motip Matt Black RAL 9005 (zleva: po uschnutí nástřiku; po 24 h; po 48 h) [4A].....	49
Obrázek 12.6 - Belton Universal Primer + Montana GRANIT (zleva: po uschnutí nástřiku; po 24 h; po 48 h) [4A].....	49
Obrázek 12.7 - Mycí stanoviště s použitými přípravky [4A]	50
Obrázek 12.8: Použité spreje tvořící snímací nátěr.....	51
Obrázek 12.9 Pattern, který je tvořen bílou podkladovou barvou a černým matným nástřikem [1A].	52
Obrázek 12.10: Možné výsledky zkoušky dle Nakajimy [4A].....	52
Obrázek 12.11: Soudržnost vzorku při zkoušce dle Nakajimy. Zleva: vložení do stroje, dosednutí přidržovače, po provedení zkoušky.....	52
Obrázek 13.1 Optimalizace procesu plošného tváření [17A] a [18A]	53

Obrázek 13.2 Mikrostruktura materiálu CR4 s viditelnými vměstky TiCN, a) Barevný optický 2D záznam, b) V konfokálním rastrovacím režimu. [5A], [13A]	54
Obrázek 13.3 Odstranění povrchové úpravy vzorků b 10% roztoku HCl	54
Obrázek 13.4 Průběh měření chemického složení.....	55
Obrázek 13.5 Parametry vstupující do zkoušky tahem [5A]	56
Obrázek 13.6: Možnosti filtrování v kontingenční tabulce.....	64
Obrázek 13.7: Výsledek filtrování dle zvolených parametrů.....	64
Obrázek 14.1 Postup aplikace jednotlivých částí tribologického systému.....	66
Obrázek 14.2 Polokulový tažník používaný u zkoušky Nakajima	66
Obrázek 14.3 Schéma zkoušky dle Nakajimy vlevo a Marciniaka vpravo [4A].....	67
Obrázek 14.4 Deformační cesty pro zkoušky dle Nakajimy a Marciniaka [4A]	68
Obrázek 14.5 Ukázka korekce nejnižšího bodu pro zkoušku dle Nakajima [4A], [6A]	68
Obrázek 14.6 Rozložení jedné série zkušebních vzorků na přístřihu automobilového dílu.....	71
Obrázek 14.7 Zkušební vzorky po zkoušce dle Nakajimy	71
Obrázek 14.8 Zkušební vzorky po zkoušce dle Nakajimy pro šarže 1 až 5 materiálu DX57 (CR5).....	72
Obrázek 14.9 Geometrie zkušebních vzorků [14A]	74
Obrázek 14.10 Uspořádání měřicího systému ARAMIS a zařízení pro tahovou zkoušku [14A].....	74
Obrázek 14.11 Zkušební vzorky po zkoušce tahem [14A].....	75
Obrázek 14.12 Příklad snímku pro vyhodnocování deformací [14A].....	75
Obrázek 14.13 Geometrie zkušebních vzorků G1 až G5, 1) délka dříku = 35 mm, 2) šířka dříku: 20,65,105,120 a 140 mm, 3) poloměr zaoblení = 20 mm	77
Obrázek 14.14 Vliv rychlosti a tlaku na koeficient tření při různých stupních napětí [13A]	78
Obrázek 14.15 Vliv rychlosti pohybu nástroje 100 mm/min při zkoušce tahem na rychlosti deformace u materiálu DX57 a zkušebním vzorku R5 s orientací válcování 0° [14A]	81
Obrázek 14.16 Vliv rychlosti pohybu nástroje 600 mm/min při zkoušce Nakajima na rychlosti deformace u materiálu DX57 a geometrie 3 [13A]	81
Obrázek 14.17 Proměnné, pro které byly měřeny jednotlivé FLC křivky	82
Obrázek 15.1. Cross-die tažník	90
Obrázek 15.2 Analýza ARGUS: Zkouška ukončena dráhou nástroje 20 mm (ARGUS) [29A].....	91
Obrázek 15.3 Analýza pomocí systému ARAMIS: Zkouška ukončena dráhou nástroje 20 mm (ARAMIS) [29A].....	92
Obrázek 15.4 Porovnání procentuálního ztenčení při rychlosti 17 mm/s do výšky 20 mm pomocí ARGUS/ARAMIS [29A]	93
Obrázek 15.5 Porovnání procentuálního ztenčení při rychlosti 17 mm/s do výšky 20 mm pomocí ARGUS/ARAMIS [29A]	94

Obrázek 16.1 Srovnání zprůměrovaných FLC křivek materiálu CR4 pro šarže AB a CDE [21A]	96
Obrázek 16.2 Aproximace křivek zpevnění pomocí metody Swift/Hockett Sherby pro materiál CR4 šarže AB [21A].....	97
Obrázek 17.1 Numerická simulace v softwaru AutoForm R8 pro rychlost zatěžování 200 mm/s pro materiálový model DX57 Tata Steel Strain sensitive [13A]	99
Obrázek 17.2 Lisovací nástroj Cross Die [21A]	101
Obrázek 17.3 Cross die zprůměrovaná šarže AB (liší pouze FLC 2 vs 17 mm/s) [21A].....	102

24 Seznam použitých grafů

Graf 11.1 Kalibrační křivka zkušebního zařízení [2A]	38
Graf 11.2 Smluvní tahový diagram [2A]	46
Graf 11.3 Skutečný tahový diagram [2A].....	46
Graf 13.1 Znázornění chemického složení šarží materiálu CR4 [5A].....	56
Graf 13.2 naměřená data šarže A [5A]	57
Graf 13.3 Poměr meze kluzu vůči mezi pevnosti šarže A, orientace 0° [5A].....	57
Graf 13.4 Hodnoty exponentu deformačního zpevnění a součinitele plošné anizotropie šarže A [5A]	58
Graf 13.5 Srovnání hodnot šarže B pro různé orientace válcování [5A]	58
Graf 13.6 Srovnání meze kluzu všech šarží při různých rychlostech [5A]	59
Graf 13.7 Srovnání meze kluzu všech šarží při různých rychlostech [5A]	60
Graf 13.8 Srovnání tažností všech šarží pro různé rychlosti zatěžování [5A]	60
Graf 13.9 Závislost poklesu tažnosti na rychlost zatěžování [5A]	61
Graf 13.10 Změna mechanických vlastností v závislosti na poloze ve svitku [5A]	61
Graf 13.11 Citlivost šarží na rozptyl hodnot pro orientaci válcování 0° [5A]	62
Graf 13.12 Celkové shrnutí naměřených mechanických vlastností pro šarže A až E [5A].....	62
Graf 13.13 Chování "n" exponentu deformačního zpevnění a "r" součinitele plastické anizotropie u různých šarží a poloh ve svitku [5A]	63
Graf 13.14 Změna mechanických vlastností při změně rychlosti zatěžování [5A]	63
Graf 13.15 Celkové shrnutí naměřených mechanických vlastností pro šarže A až E [5A].....	64
Graf 14.1 FLC křivky z průměrných hodnot [4A]	69
Graf 14.2 Srovnání FLC pro jednotlivé šarže materiálu DX57 (CR5) [13A]	72
Graf 14.3 Zprůměrovaná FLC křivka pro všechny šarže materiálu DX57 (CR5) [13A]	73
Graf 14.4 Porovnání křivek mezní tvářitelnosti pro směr válcování 90° [14A]	76
Graf 14.5 Porovnání křivek mezní tvářitelnosti pro směr válcování 0° [14A]	76
Graf 14.6 Porovnání křivek mezní tvářitelnosti pro rychlost zatěžování 10 mm/min [14A].....	76
Graf 14.7 Porovnání křivek mezní tvářitelnosti pro rychlost zatěžování 100 mm/min [14A].....	76
Graf 14.8 Vliv rychlosti pohybu tažníku na polohu FLC křivek u materiálů HCT490X a DX57 [9A], [15A]	78
Graf 14.9 Srovnání FLC křivky pro Nakajima test a pro zkoušku tahem s vrubem pro materiál DX57 (CR5) [13A], [14A]	80
Graf 14.10: FLC křivky pro šarži A, při různých rychlostech zatěžování [12A].....	83
Graf 14.11 Srovnání skutečných průběhů deformací pro jednotlivé šířky vzorků DC05 [12A]	84
Graf 14.12: Vliv polohy ve svitku na křivky FLC šarže B [12A]	84

Graf 14.13 Srovnání křivek FLC různých šarží při rychlostech 2 a 17 mm/s z polohy začátku svitku [12A]	85
Graf 14.14: Srovnání křivek FLC různých šarží při rychlostech 2 a 17 mm/s z polohy středu svitku [12A]	85
Graf 14.15: Srovnání křivek FLC různých šarží při rychlostech 2 a 17 mm/s z polohy konce svitku [12A]	86
Graf 14.16: Citlivost rozptylu při změně polohy [12A]	86
Graf 14.17: Souhrn všech naměřených FLC křivek pro materiál CR4 [12A]	87
Graf 14.18: Zprůměrované FLC křivky všech šarží materiálu CR 4 (A,B,C,D,E) pro rychlosti 2 a 17 mm/s [12A]	88
Graf 14.19: Rozptyl polohy FLC křivky pro materiál CR4 [12A]	88

25 Seznam použitých tabulek

Tabulka 2.1 Přehled hmotnosti karoserie ŠKODA Octavia [3], [4]	2
Tabulka 2.2 Přehled materiálového modelu karoserie ŠKODA Octavia [3], [4]	3
Tabulka 6.1 Přibližné hodnoty exponentu deformačního zpevnění n a exponentu citlivosti materiálu na rychlost deformace m pro vybrané podmínky tváření. [71]	23
Tabulka 7.1 Srovnání hlavních materiálových modelů plasticity v programu Autoform	26
Tabulka 11.1 Parametry stroje LabTest Model 5.100SP1	39
Tabulka 11.2 Technické specifikace optického systému ARAMIS	45
Tabulka 11.3 Parametry laserového extenzometru LE-05	45
Tabulka 12.1 - Testované barvy [4A]	48
Tabulka 13.1 Naměřená data (procentuální hmotnostní podíl) chemického složení šarží materiálu CR4	55
Tabulka 13.2 Chemické složení pro materiál CR 4 dle VDA 239-100	55
Tabulka 13.3 Mechanické vlastnosti pro materiál CR 4 dle VDA 239-100	57
Tabulka 14.1 Technické specifikace BUP600	67
Tabulka 14.2 Zprůměrované naměřené hodnoty pro materiál DC06 (CR5)	69
Tabulka 14.3 Zprůměrované hodnoty deformací pro všechny šarže materiálu DX57 po korekci [13A]	73
Tabulka 14.4 Naměřené hodnoty deformace pro jednotlivé rychlosti zatěžování a orientace válcování [14A]	75
Tabulka 14.5 Naměřené výsledky mezních deformací materiálů HCT490X a DX57 při různých rychlostech zatěžování [9A], [15A]	77
Tabulka 14.6 Naměřené výsledky mezních deformací pro materiál DX57 při zkoušce tahem 100 mm/min [14A]	80
Tabulka 14.7 Naměřené výsledky mezních deformací pro materiál DX57 při zkoušce Nakajima 120 mm/min [13A]	80
Tabulka 14.8 Vliv rychlosti pohybu nástroje na rychlost deformace pro materiál DX57 zkouška dle Nakajimy [13A]	80
Tabulka 14.9 Vliv rychlosti pohybu nástroje na rychlost deformace pro materiál DX57D_zkouška tahem s vrubem [14A]	81
Tabulka 15.1 Parametry tisku	90
Tabulka 16.1 Srovnání parametrů křivek zpevnění pro jednotlivé materiálové karty materiálu CR4 ..	97
Tabulka 16.2 Srovnání modelů plasticity pro jednotlivé materiálové karty materiálu CR4	98

Tabulka 17.1 Vliv rychlosti zatěžování pro různé materiálové modely v numerické simulaci a experimentu pro materiál DX57 a geometrii 3 [15A].....	100
Tabulka 17.2 Vliv koeficientu tření na deformaci [13A].....	100
Tabulka 17.3 Srovnání simulačních SW Autoform a Pamp-Stamp pro $\mu = 0,15$ [21A].....	103
Tabulka 17.4 Srovnání simulačních SW Autoform $\mu = 0,15$ a Pamp-Stamp tření v závislosti na rychlosti	103

26 Přílohy

Příloha č. 1: Kalibrační protokoly

Kalibrační protokol zkouška tahem:

Current Calibration Info

General

Calibration date Tue Jan 17 10:18:22 2023

Calibrated sensor

Sensor name ARAMIS 4M (FG)
Measuring volume Adjustable measuring volume
Camera support Adjustable base 500
Working distance 780 mm
Camera angle 25°
Camera distance 318 mm
Serial number no identifier

Calibration object

Object type Panel (coded)
Name GOM-CP20-MV55x44
Calibration scale Distance 1: 47.521 mm
Distance 2: 47.526 mm
Certification temperature 20.0 °C
Expansion coefficient $4.00 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$
Calibration temperature 21.0 °C

Calibration settings

Camera lenses 100.00 mm
Snap mode Single snap
Max. ellipse residual 0.088 (gray value adjustment)

Calibration Result

Calibration deviation 0.016 Pixels
Calibration deviation (check) OK (limit value: 0.050 Pixels)
Scale discrepancy 0.005 mm
Scale discrepancy (check) OK (limit value: 0.005 mm)
Camera angle 24.5°
Height variance 36 mm
Measuring volume 105 / 75 / 55 mm

Current Calibration Info

General

Calibration date Thu Oct 27 12:07:31 2022

Calibrated sensor

Sensor name ARAMIS 4M (FG)
Measuring volume Adjustable measuring volume
Camera support Adjustable base 500
Working distance 780 mm
Camera angle 25°
Camera distance 318 mm
Serial number no identifier

Calibration object

Object type Panel (coded)
Name GOM-CP20-MV55x44
Calibration scale Distance 1: 47.521 mm
Distance 2: 47.526 mm
Certification temperature 20.0 °C
Expansion coefficient $4.00 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$
Calibration temperature 20.0 °C

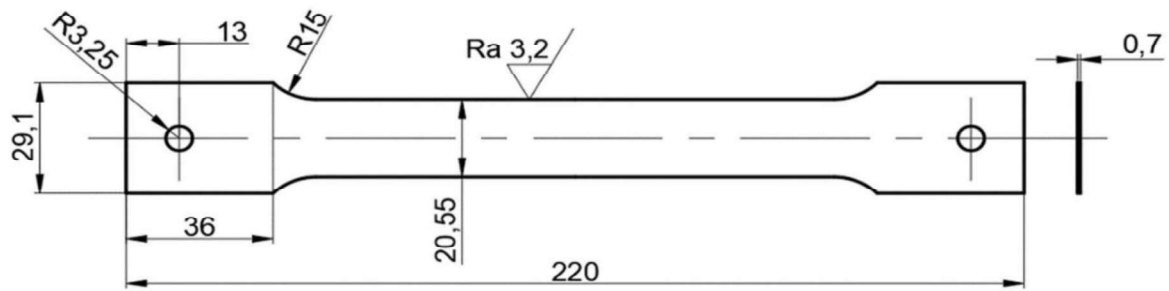
Calibration settings

Camera lenses 100.00 mm
Snap mode Single snap
Max. ellipse residual 0.088 (gray value adjustment)

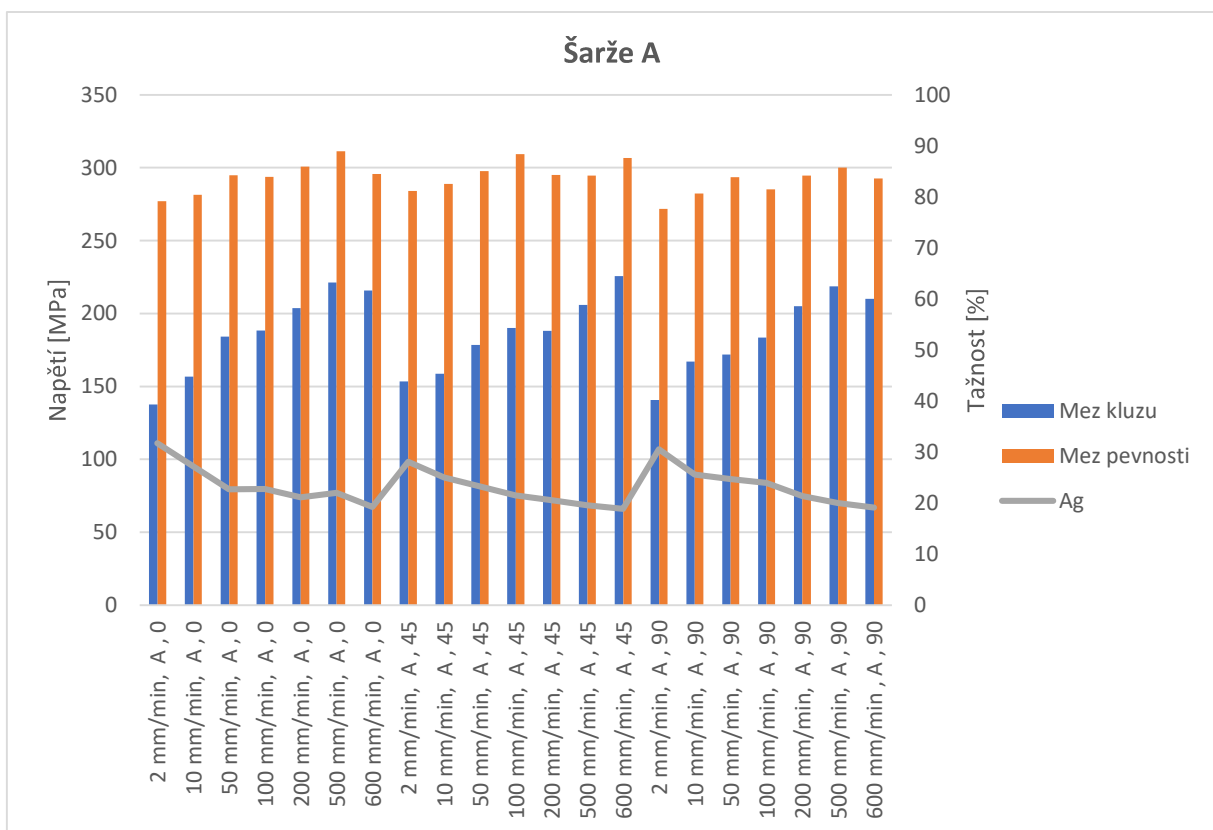
Calibration Result

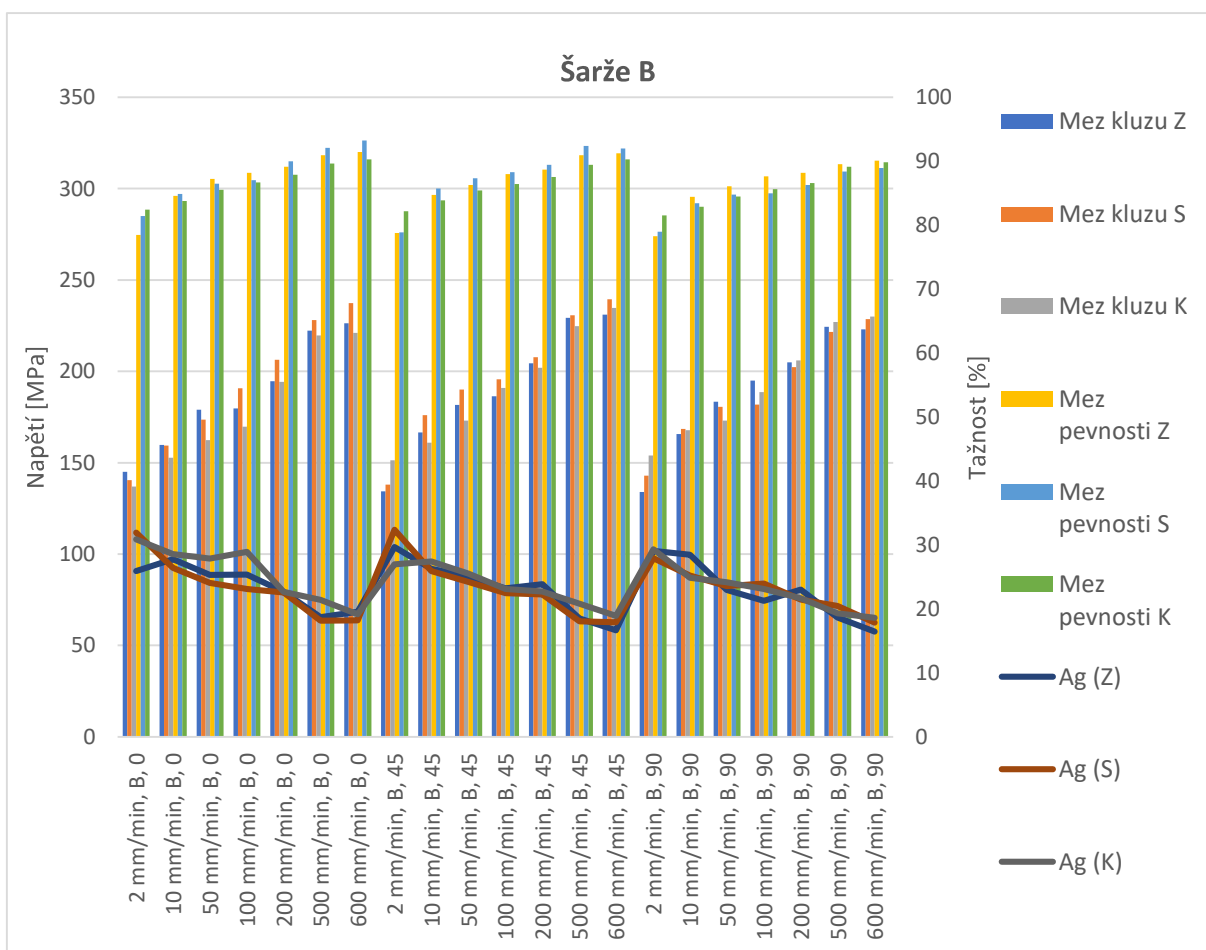
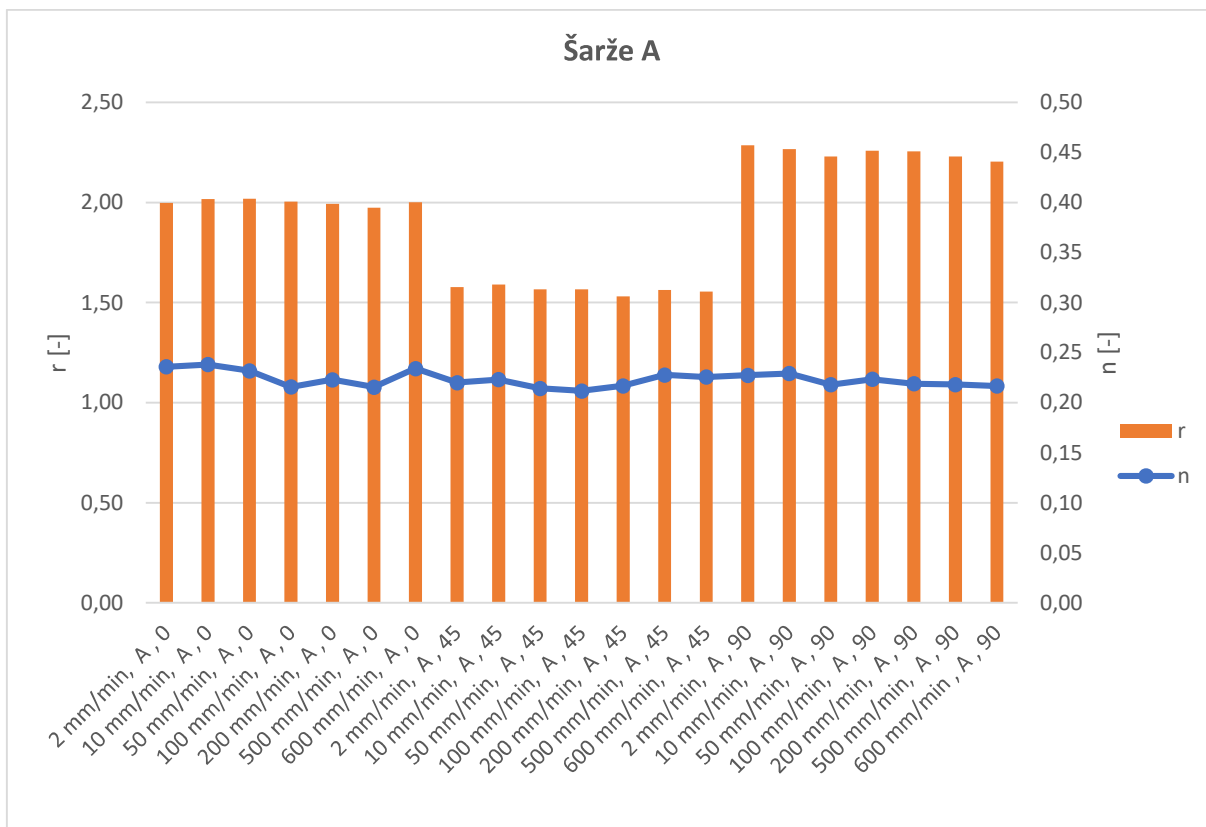
Calibration deviation 0.025 Pixels
Calibration deviation (check) OK (limit value: 0.050 Pixels)
Scale discrepancy 0.004 mm
Scale discrepancy (check) OK (limit value: 0.005 mm)
Camera angle 25.7°
Height variance 58 mm
Measuring volume 95 / 70 / 50 mm

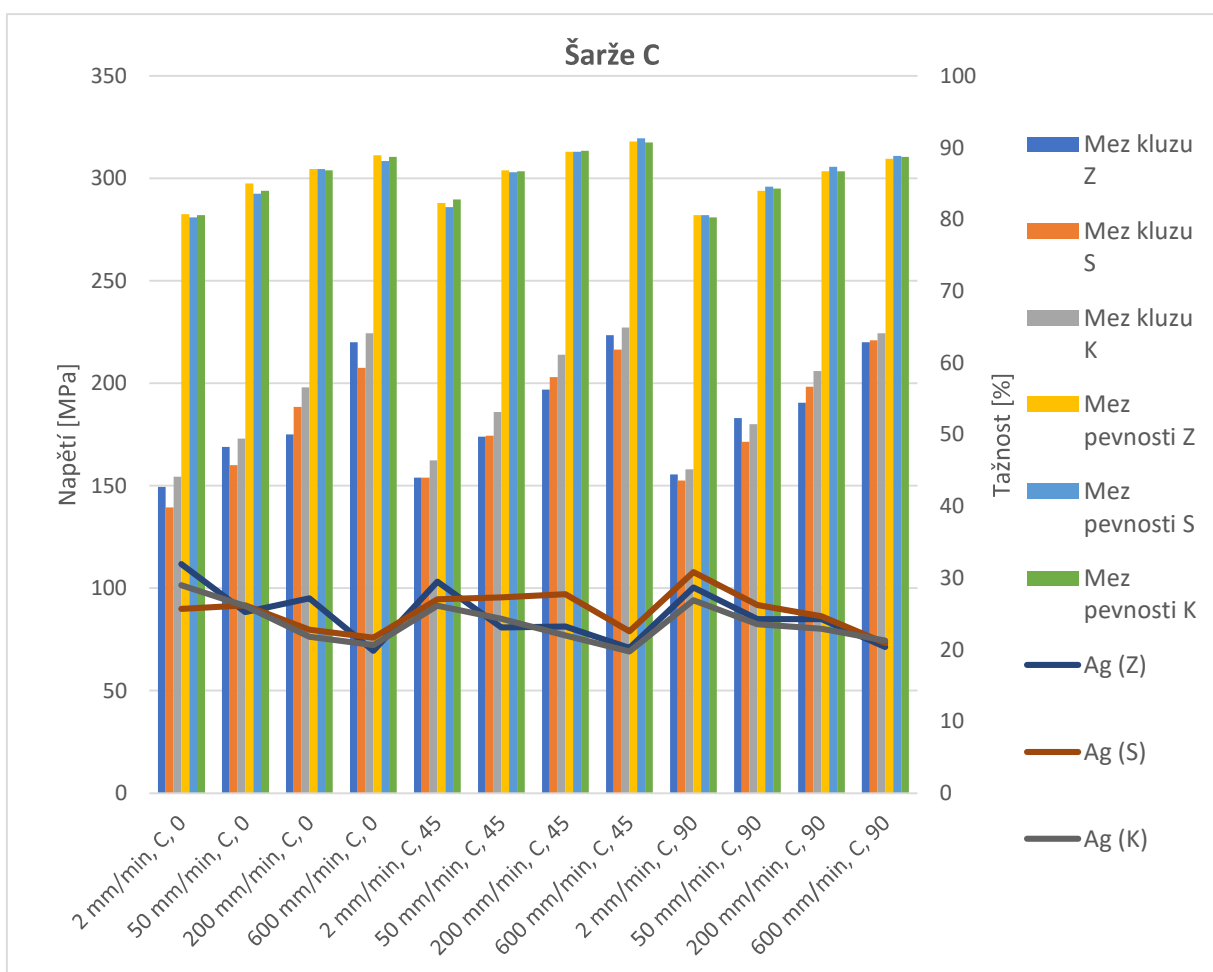
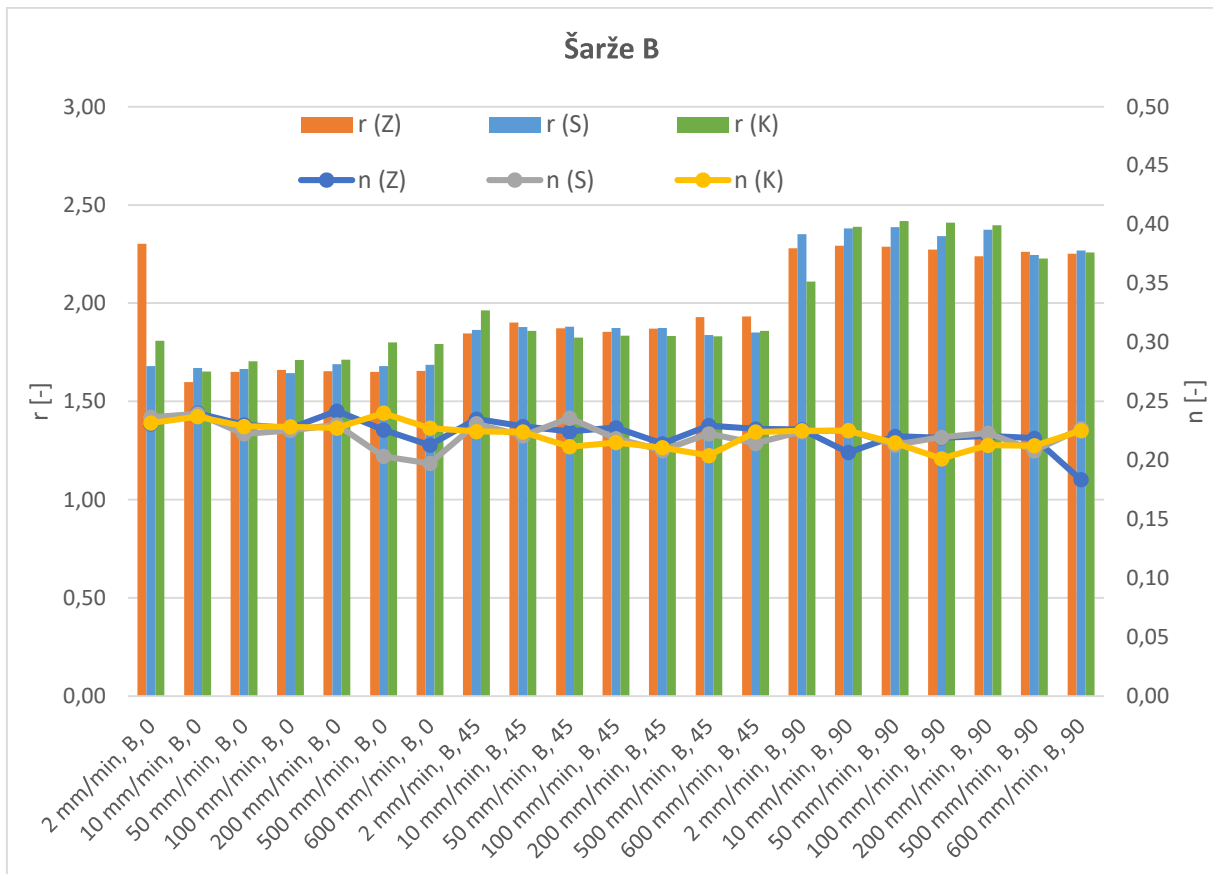
Příloha č. 2: Geometrie vzorků pro zkoušku tahem, dle ČSN EN ISO 6892-1

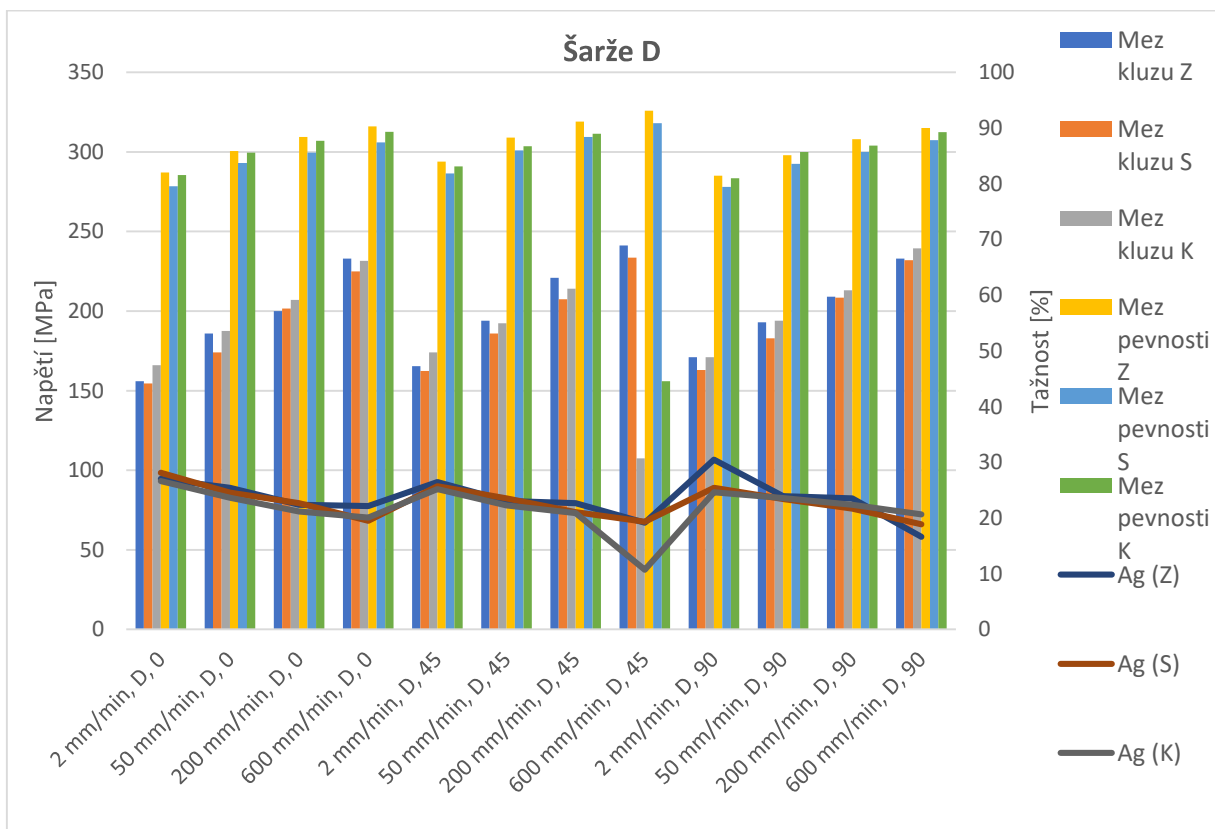
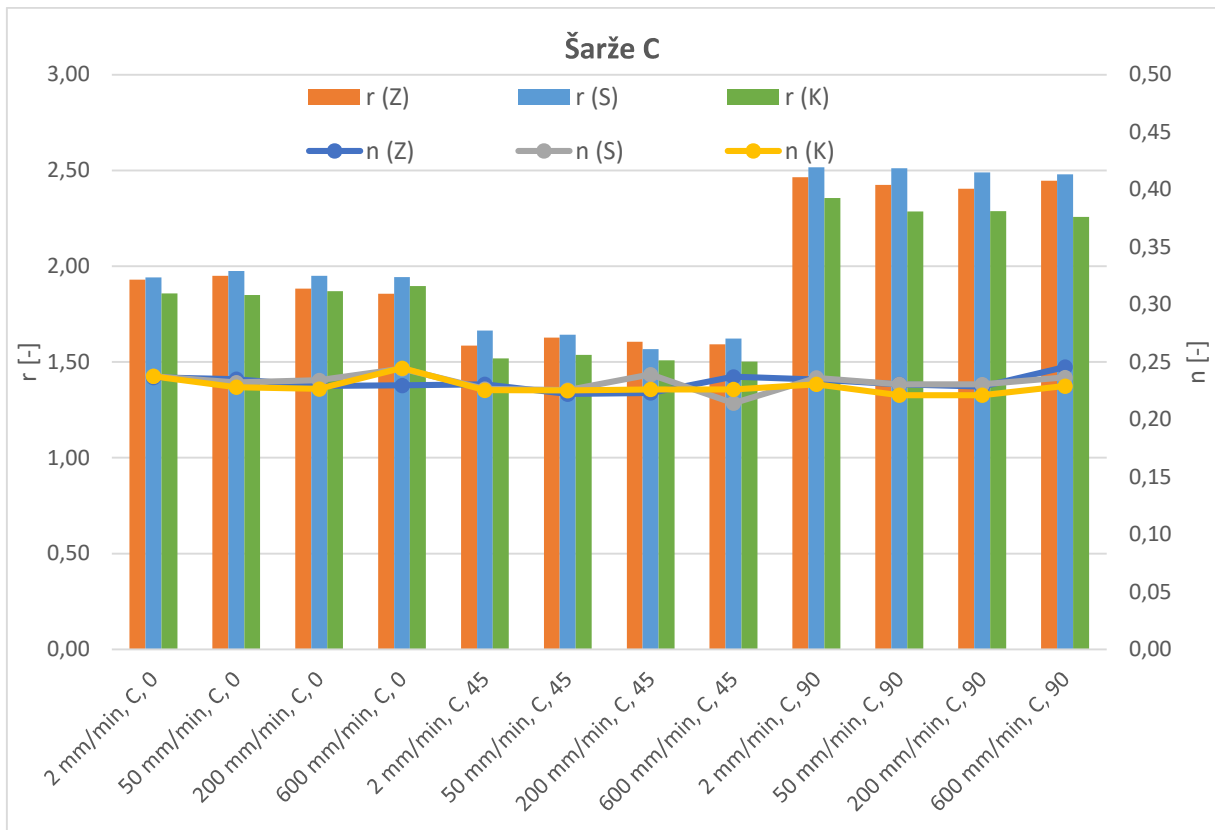


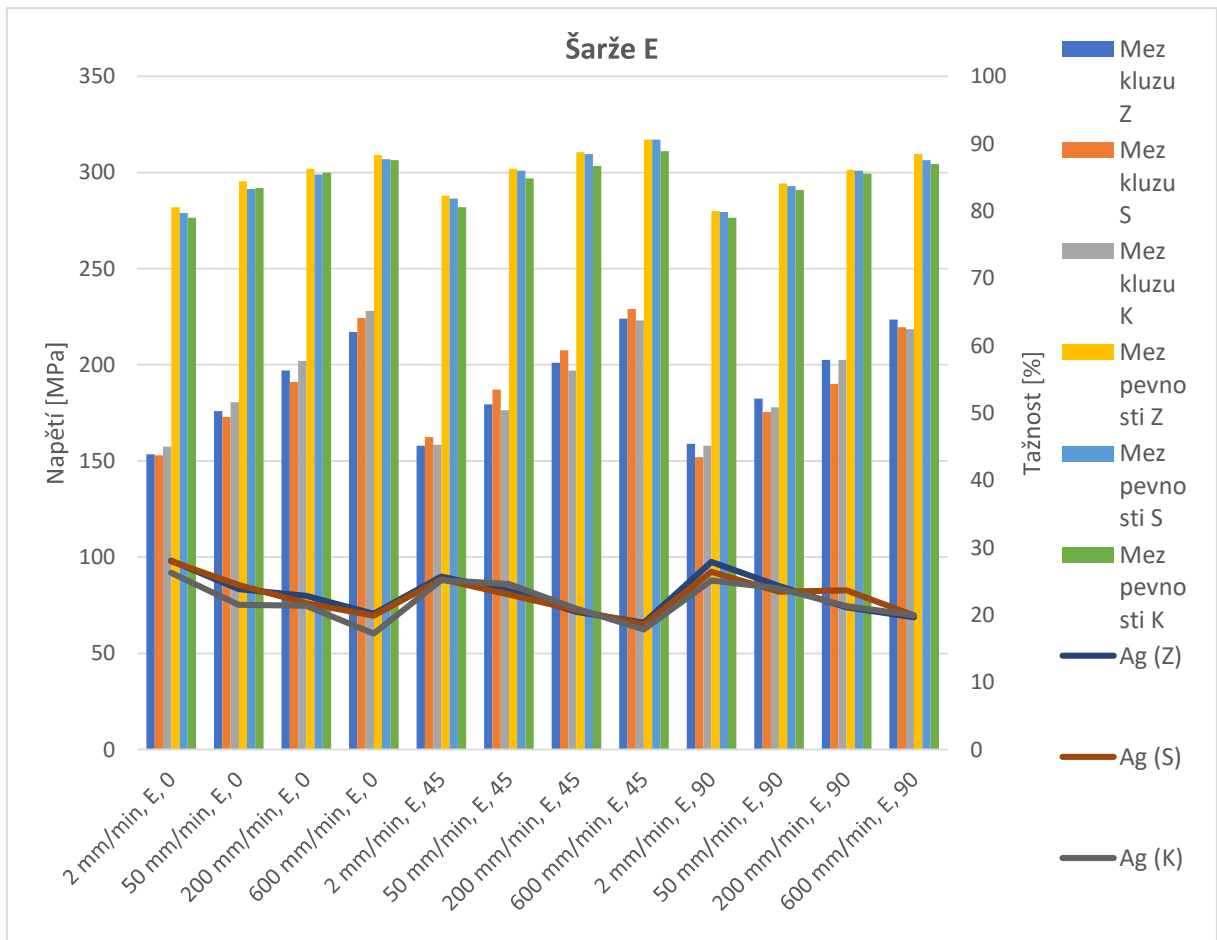
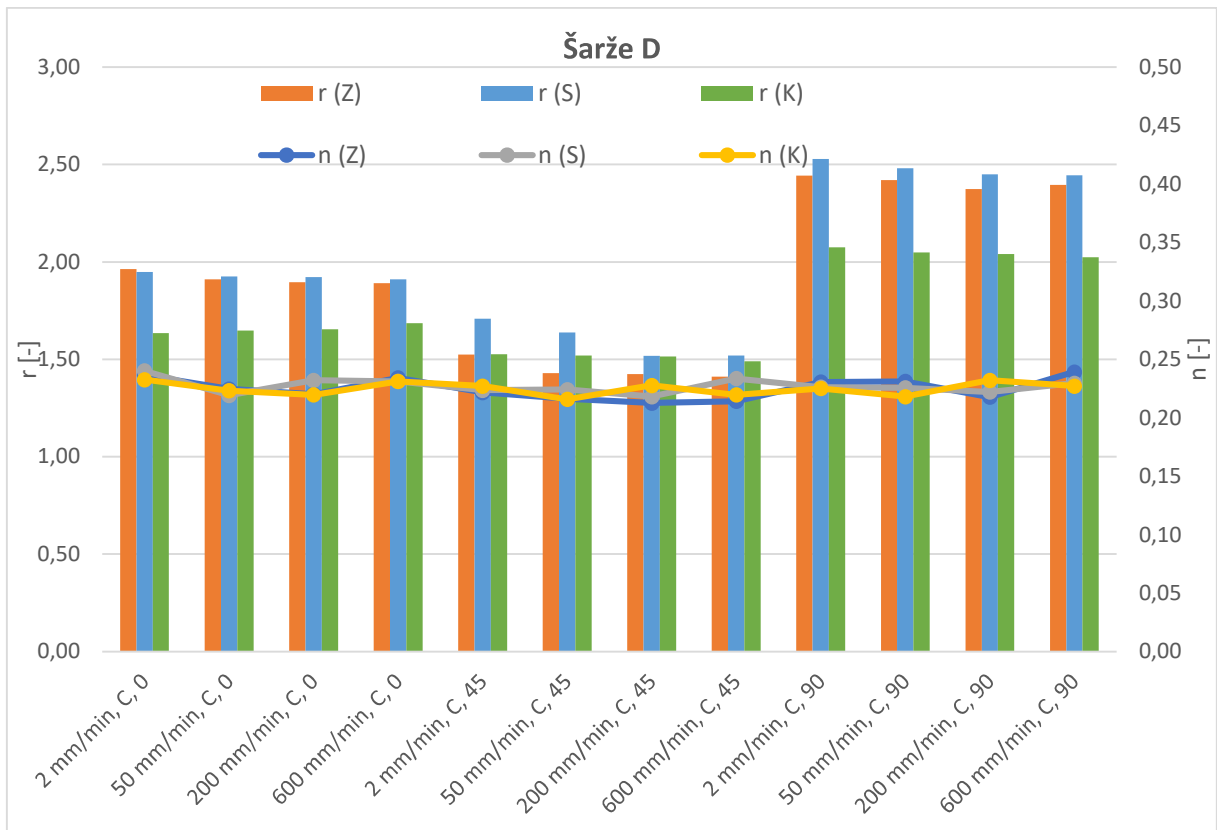
Příloha č. 3: Zkouška tahem pro materiál CR4, šarže A až K

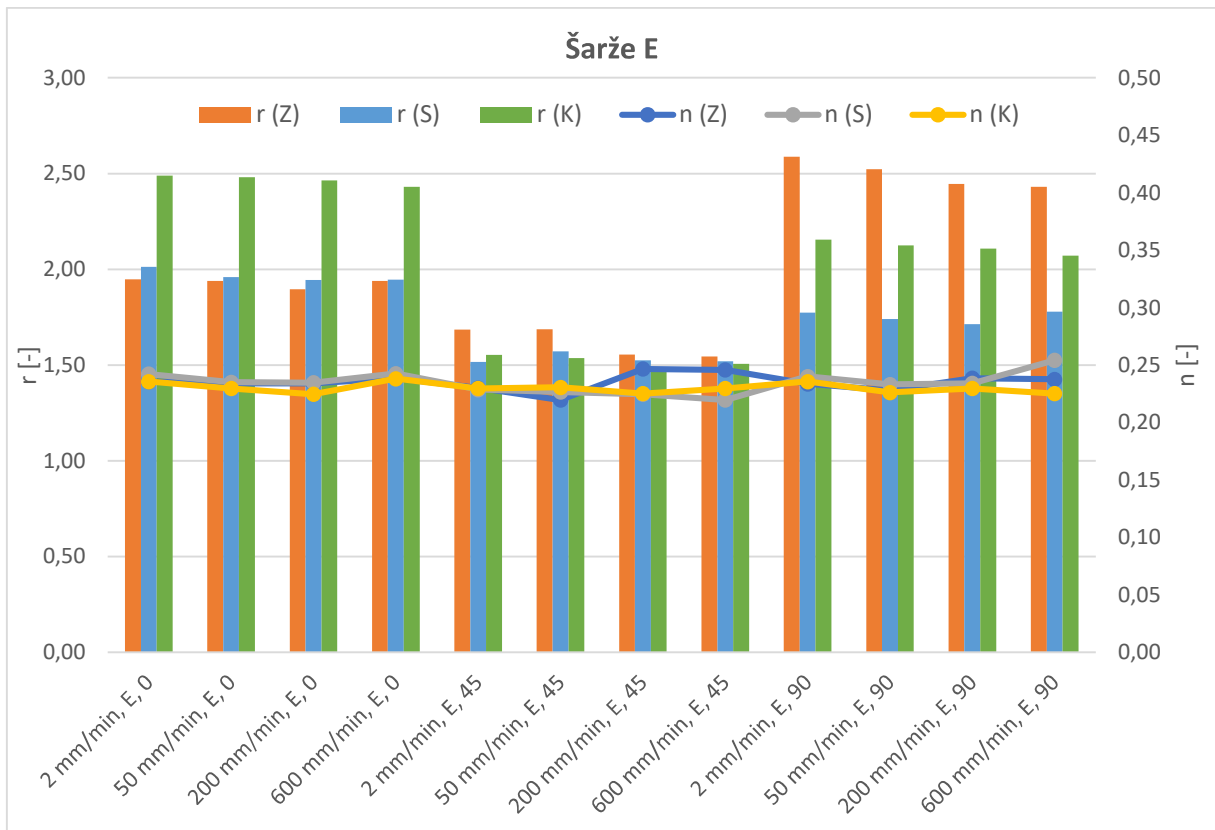




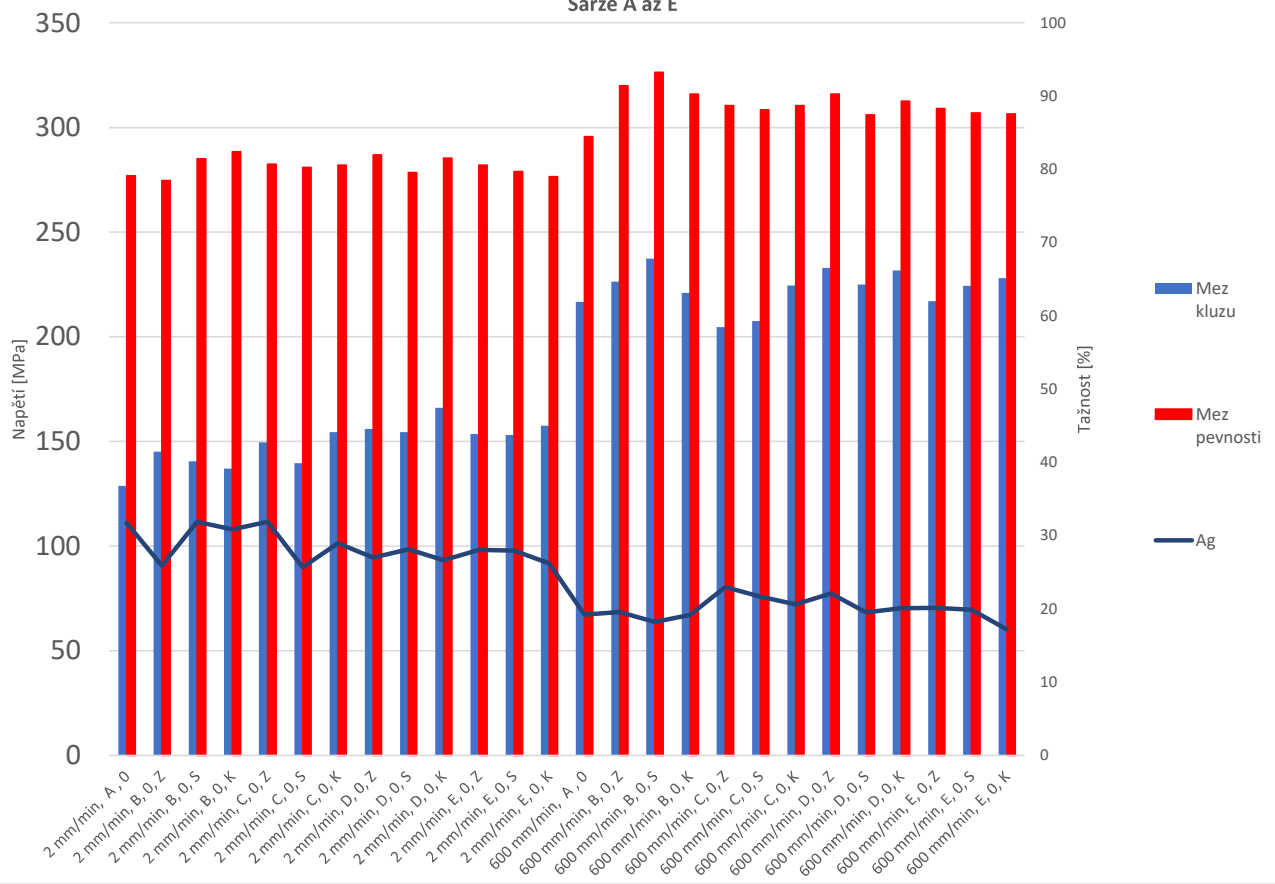




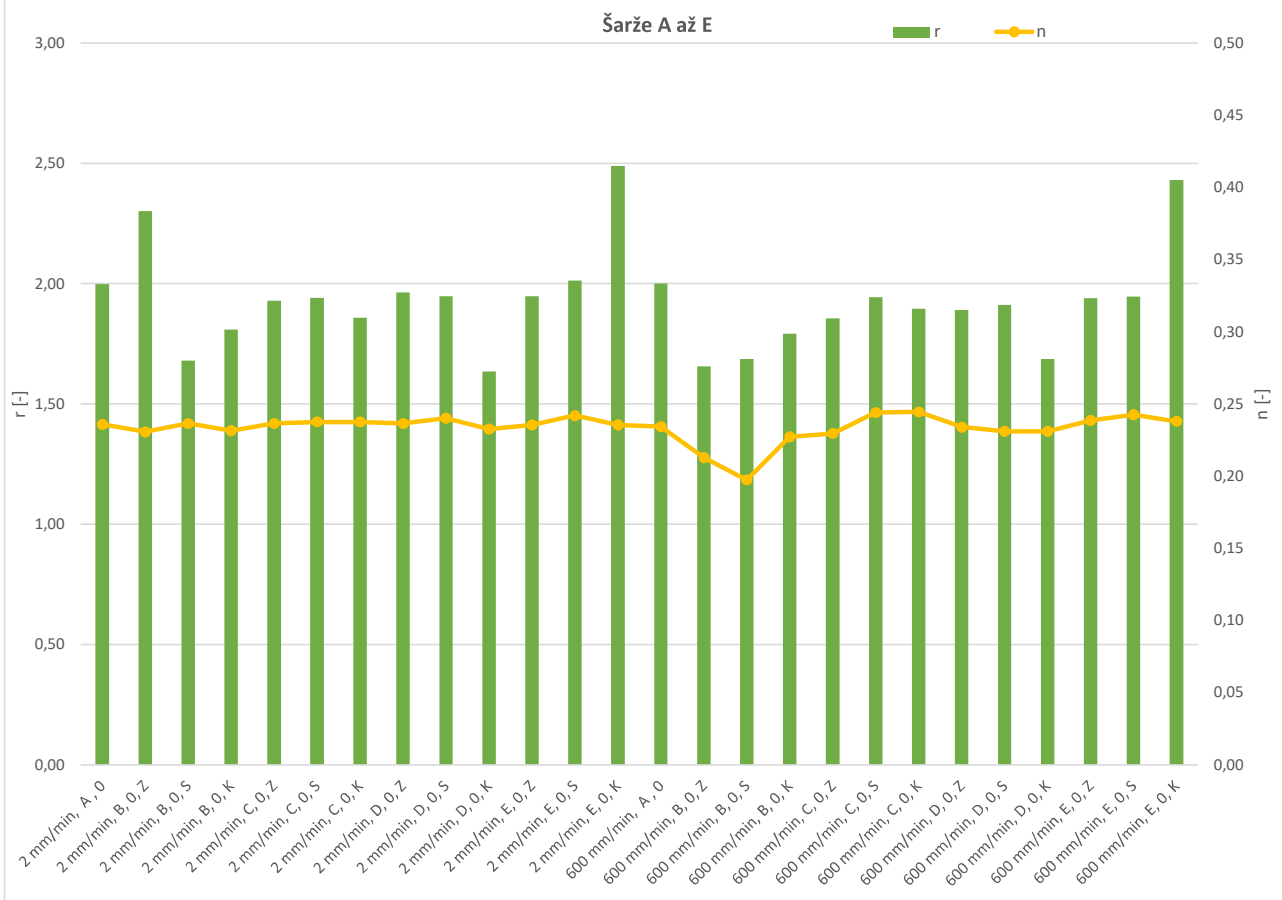


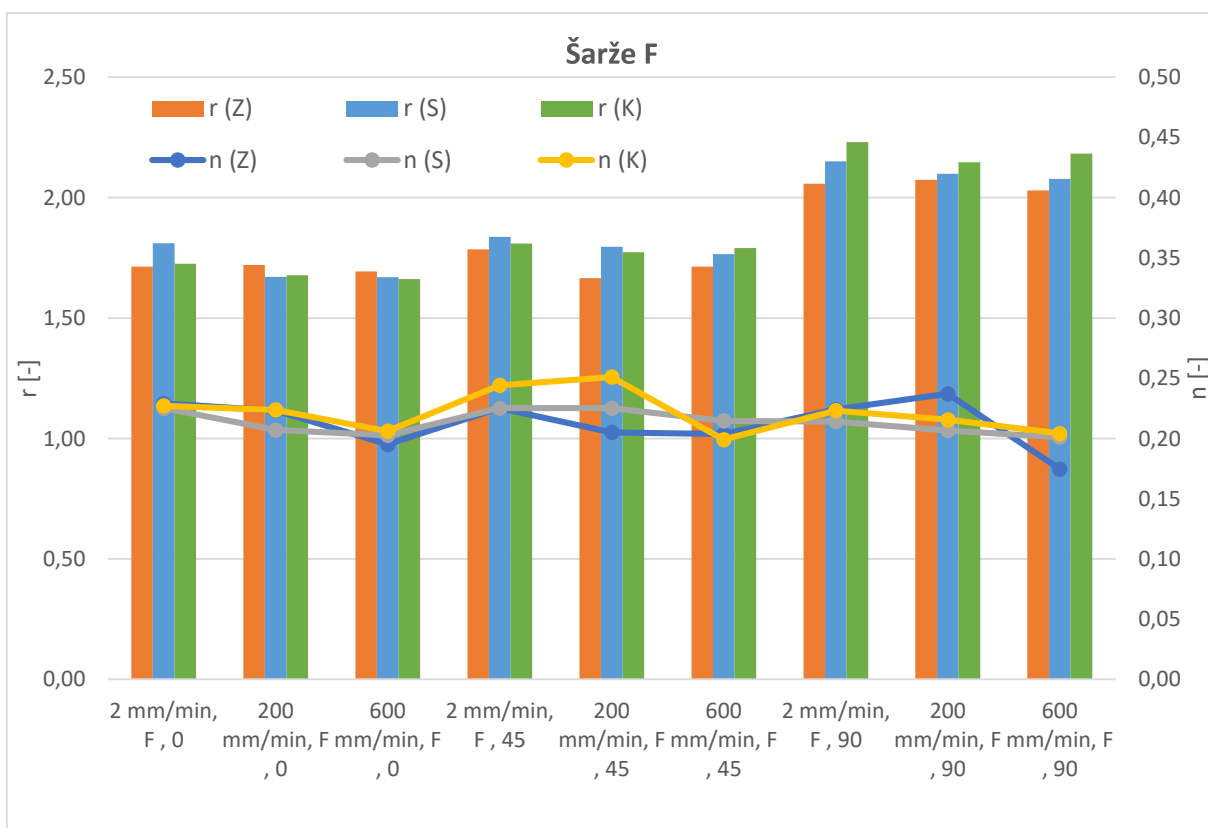
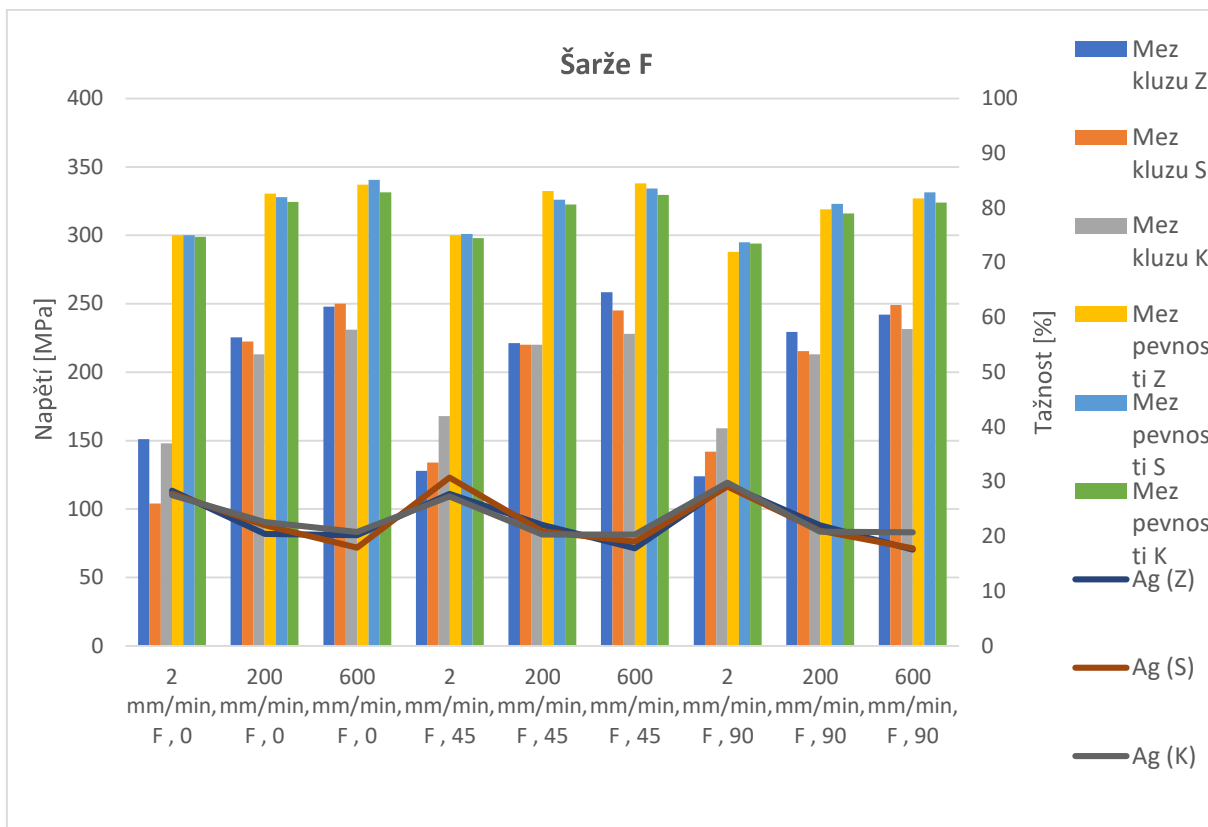


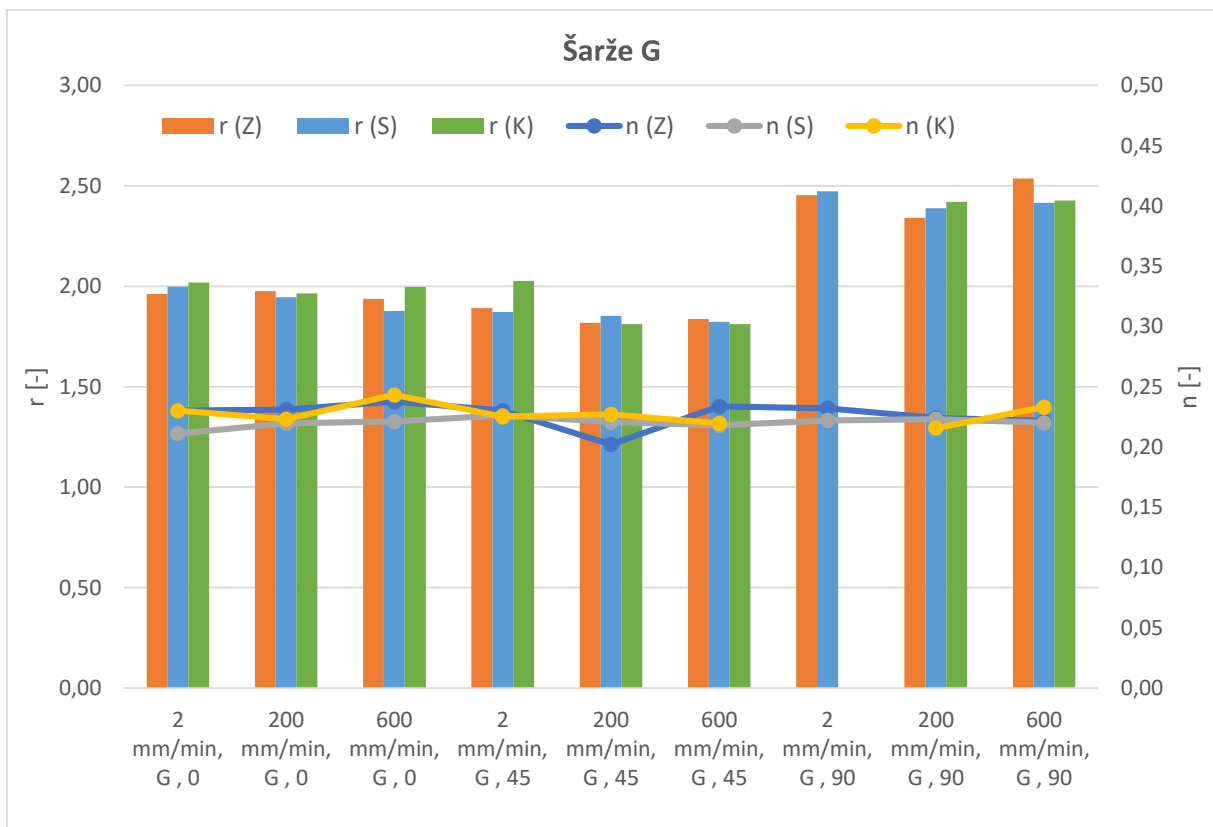
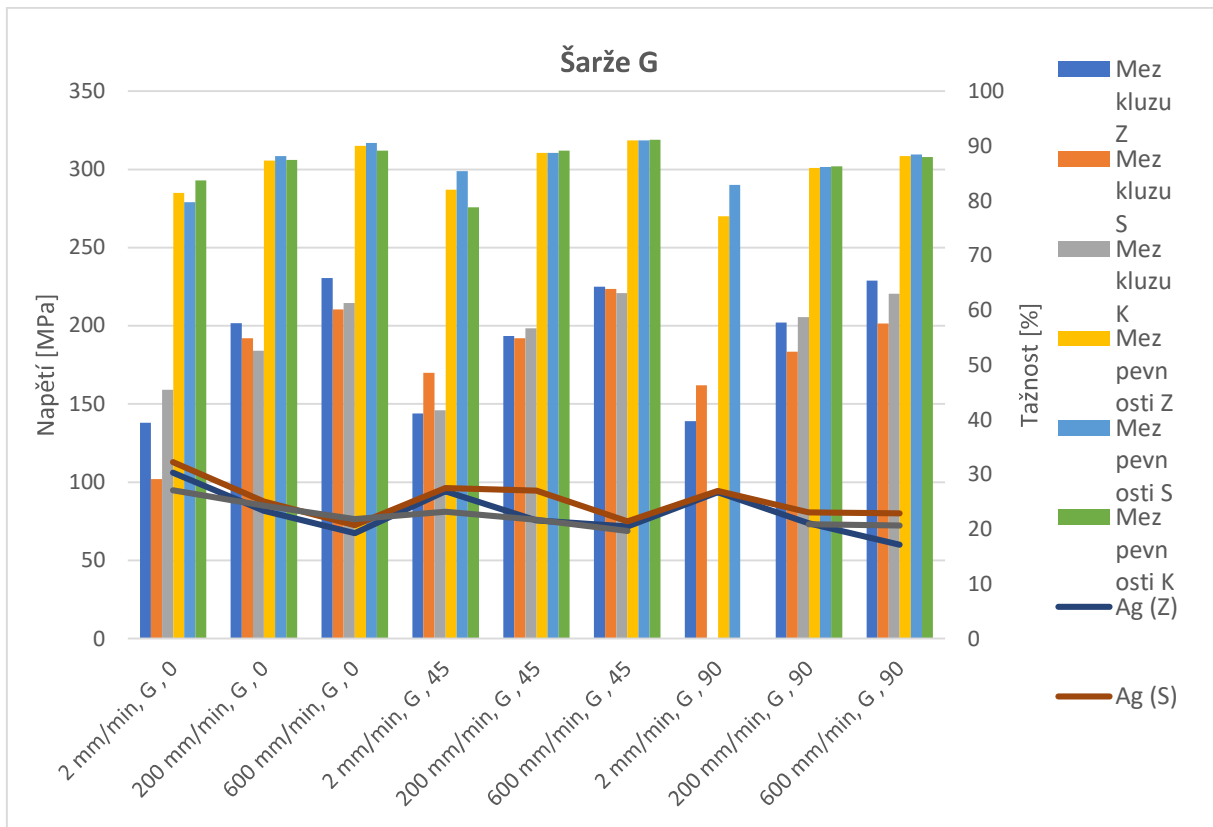
Šarže A až E

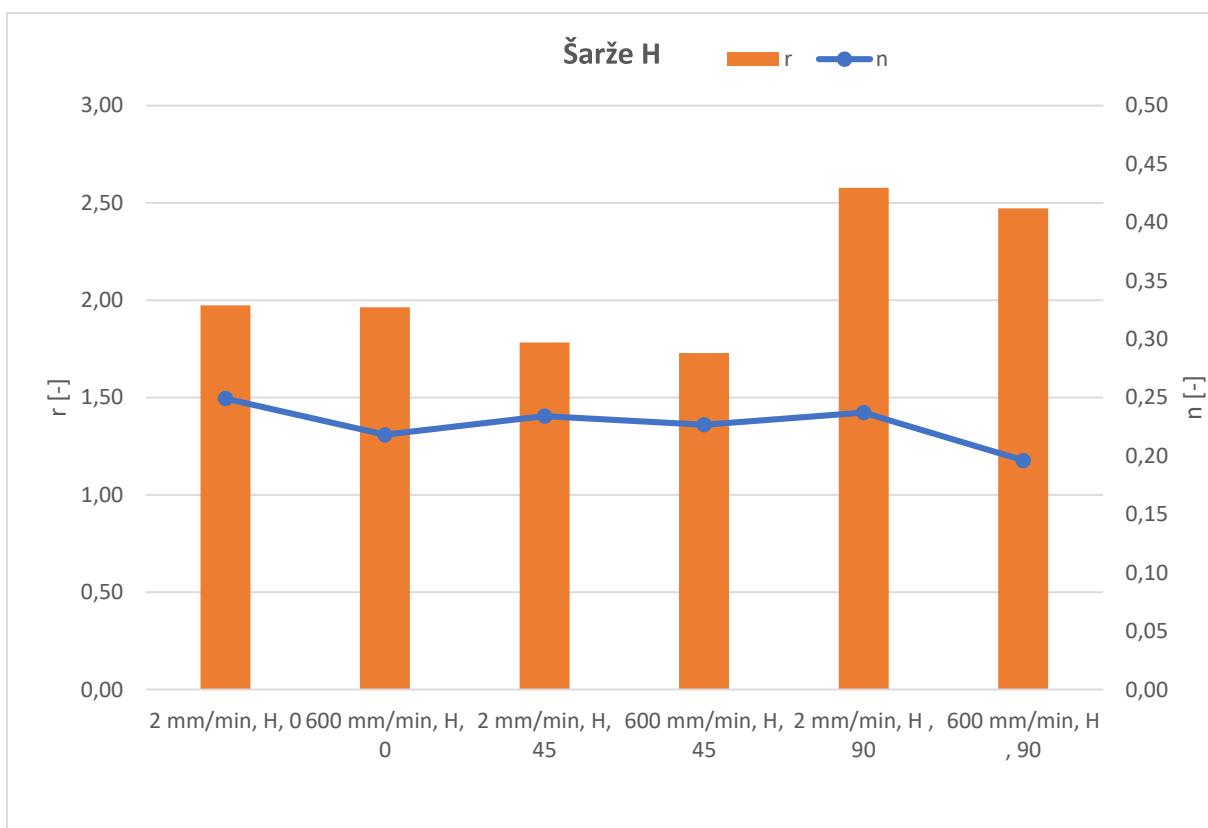
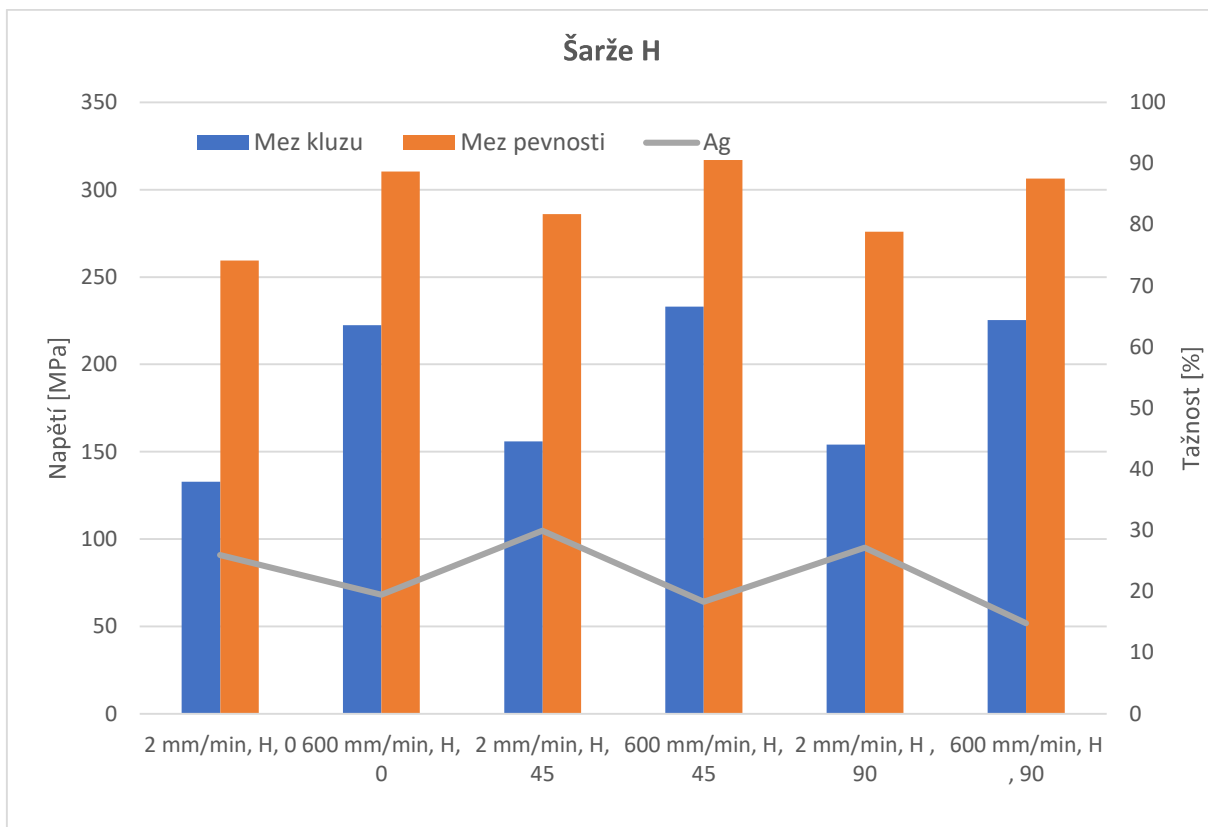


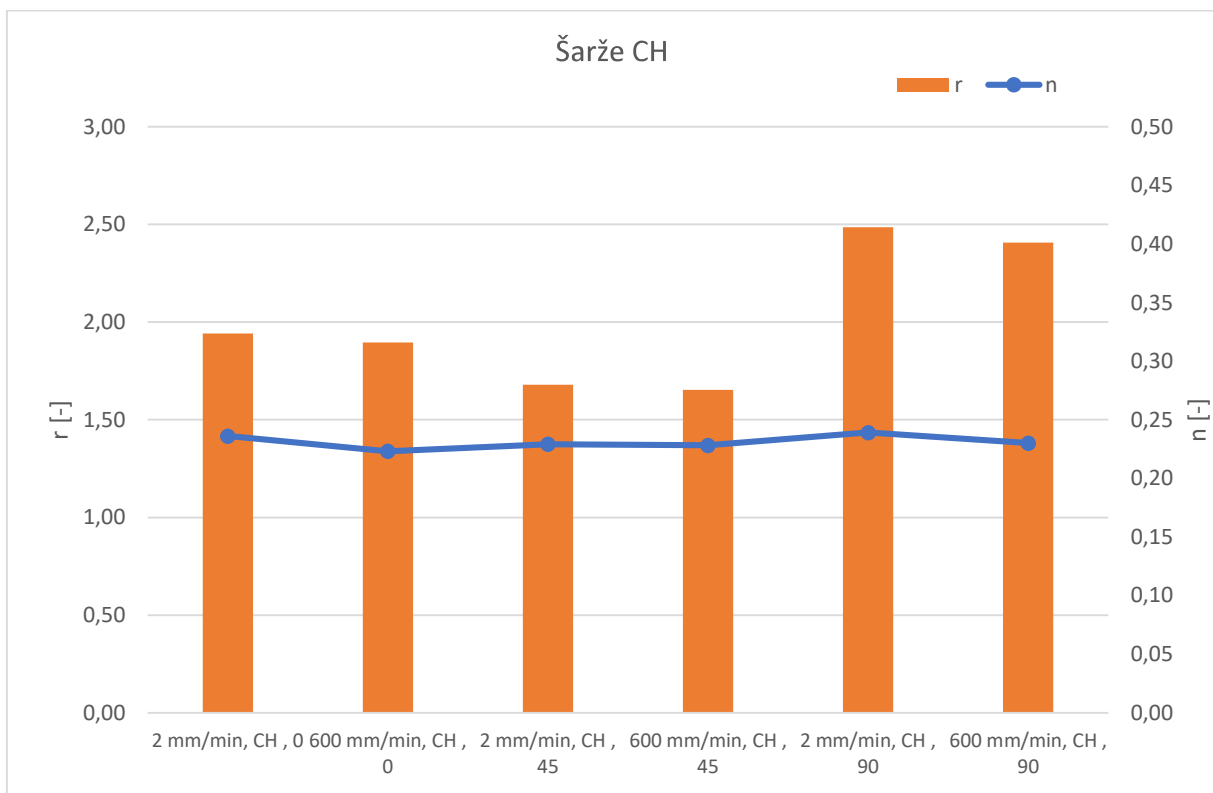
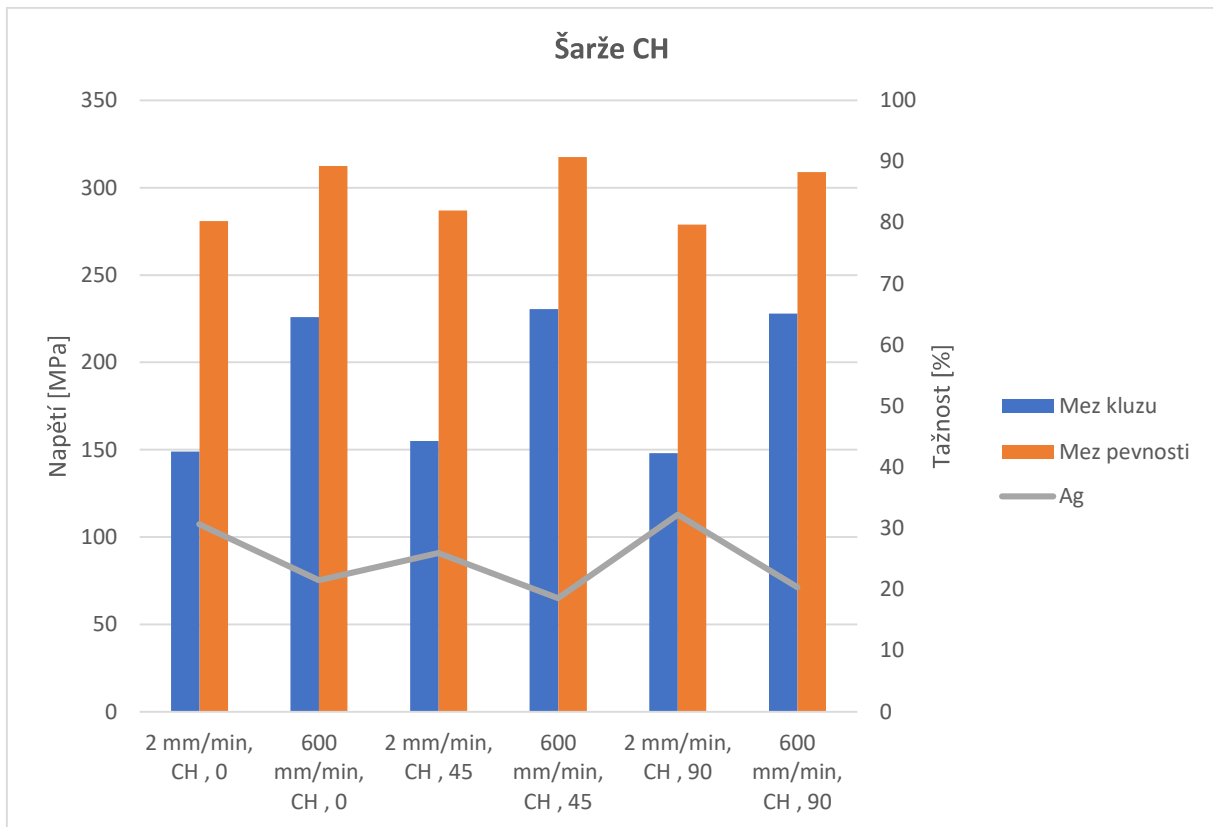
Šarže A až E

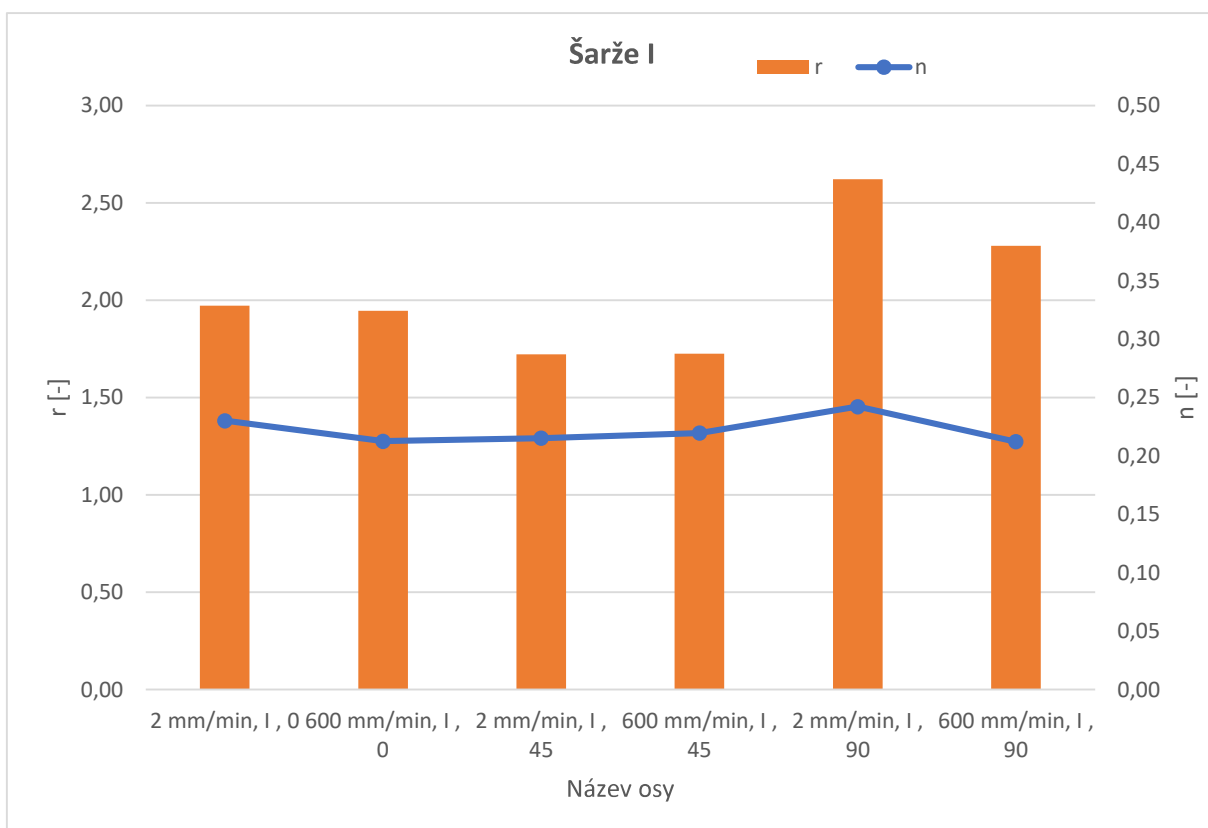
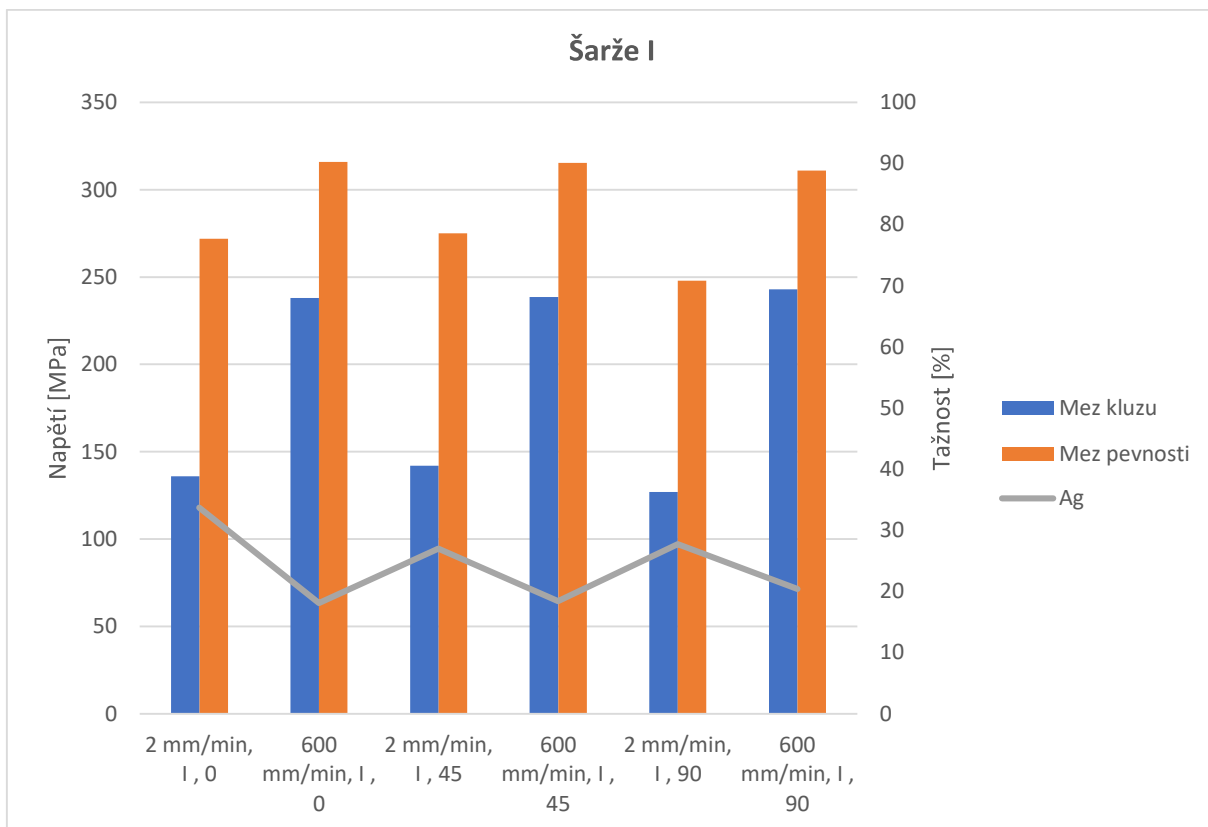


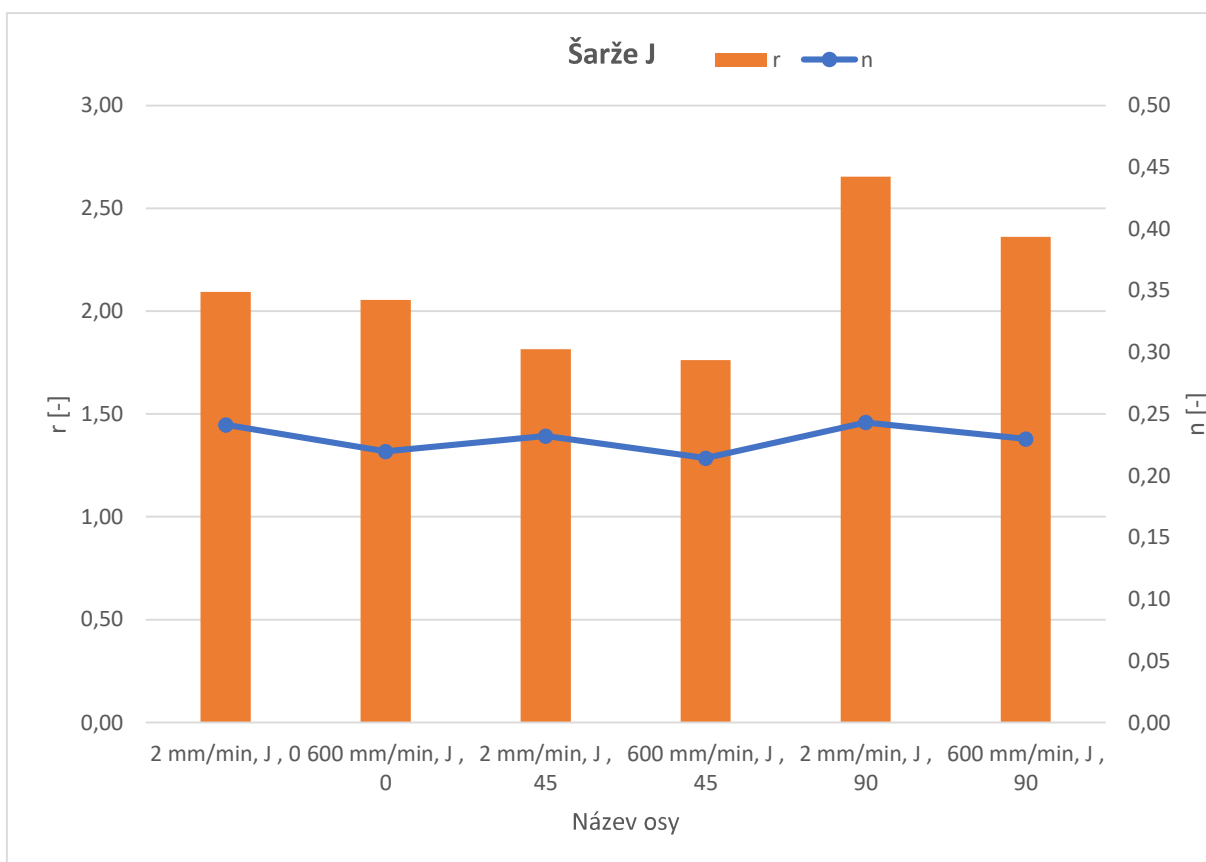
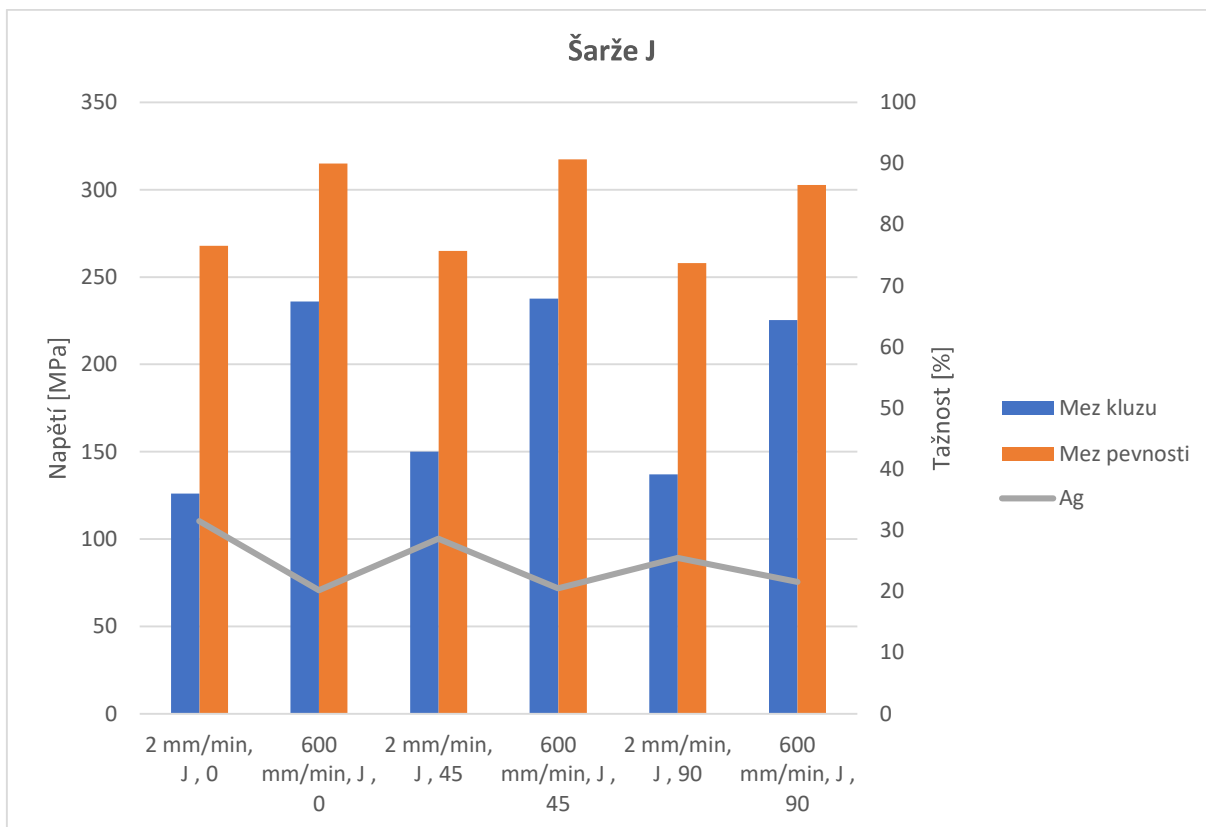


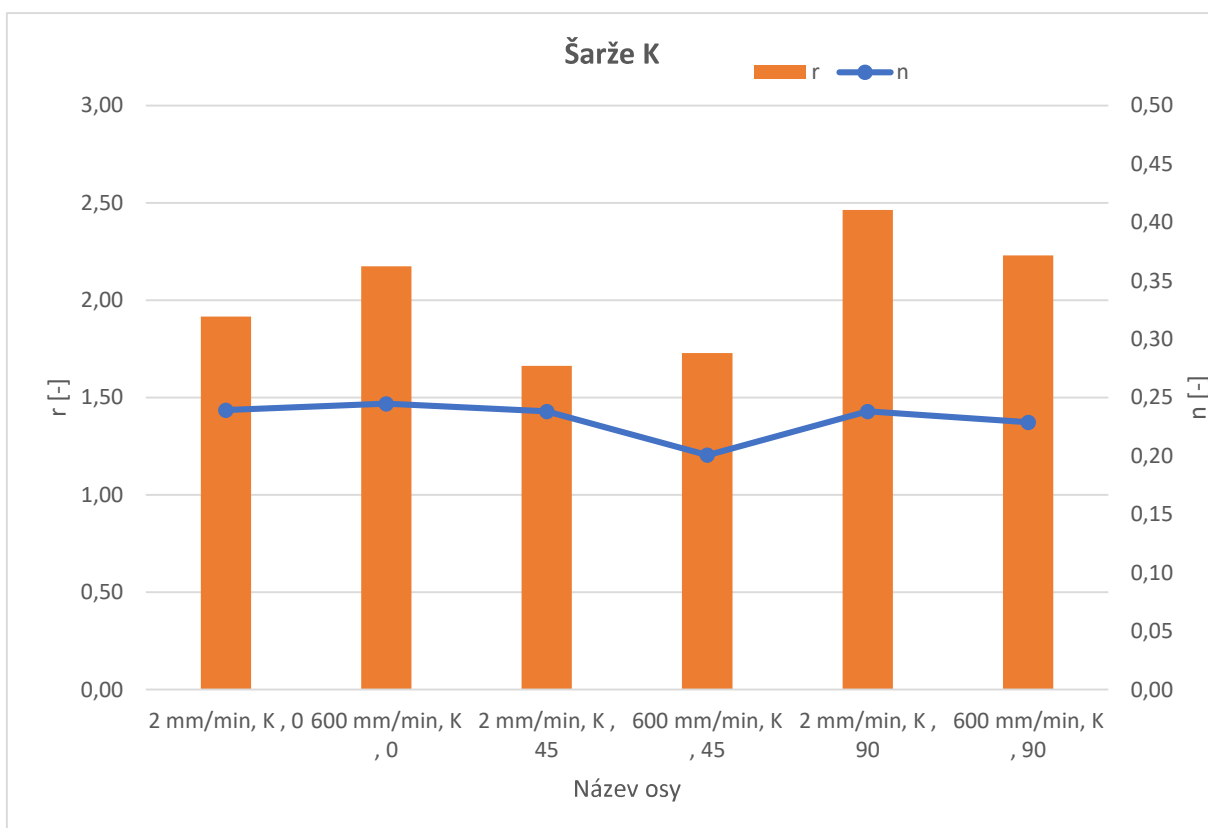
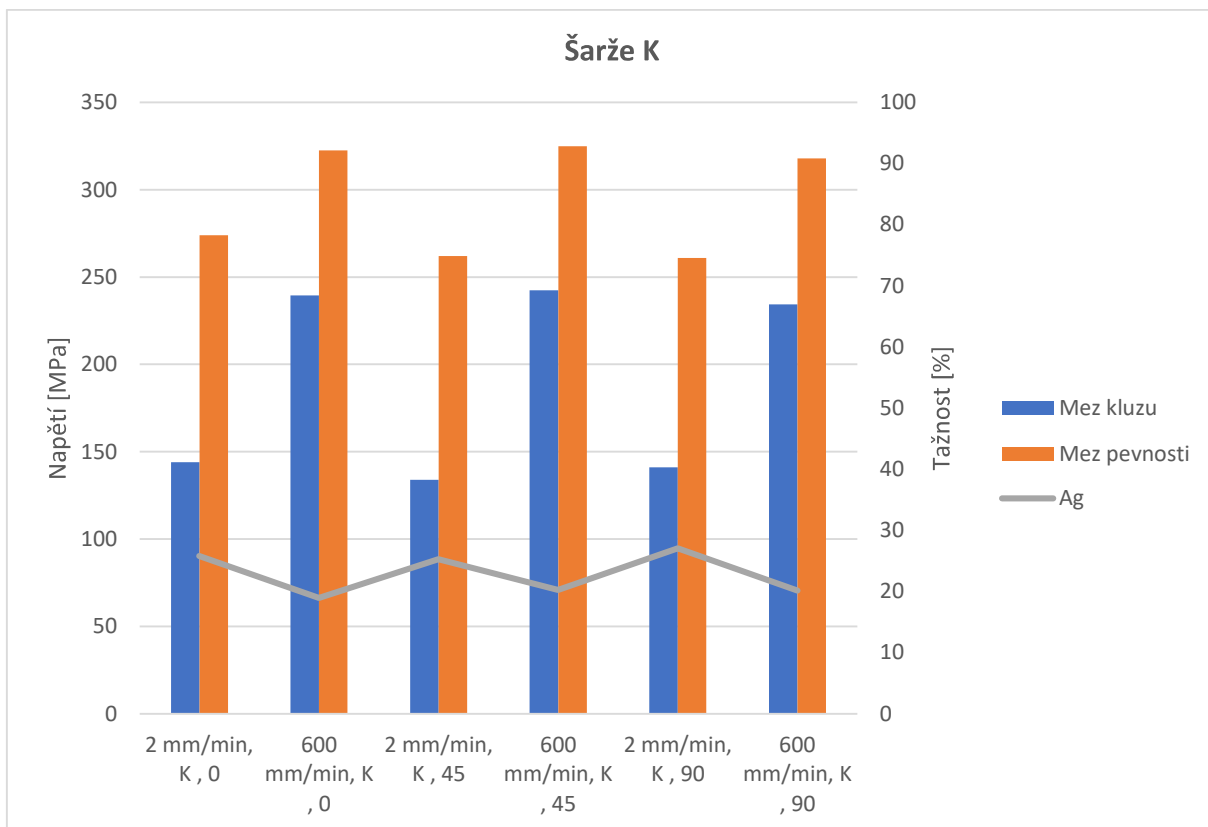


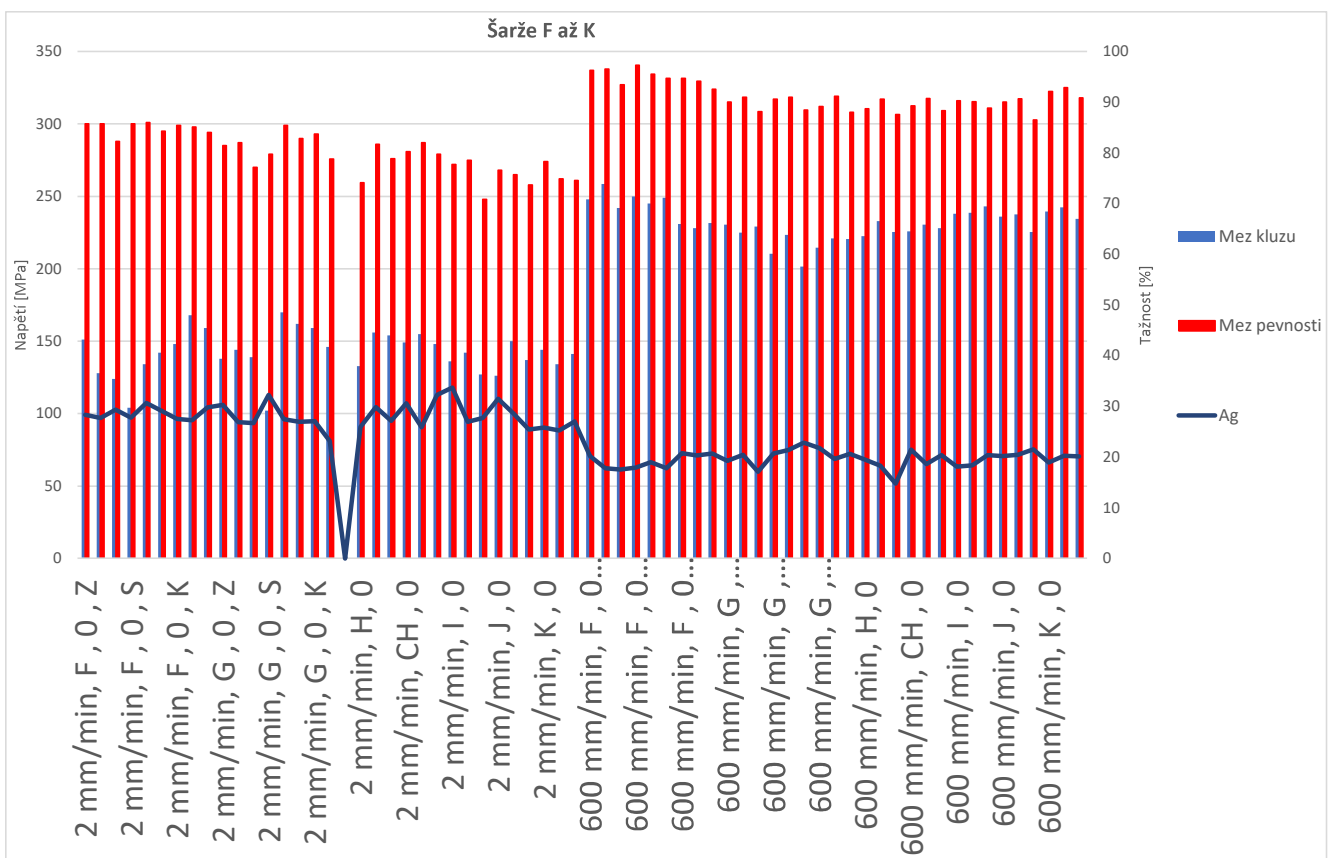


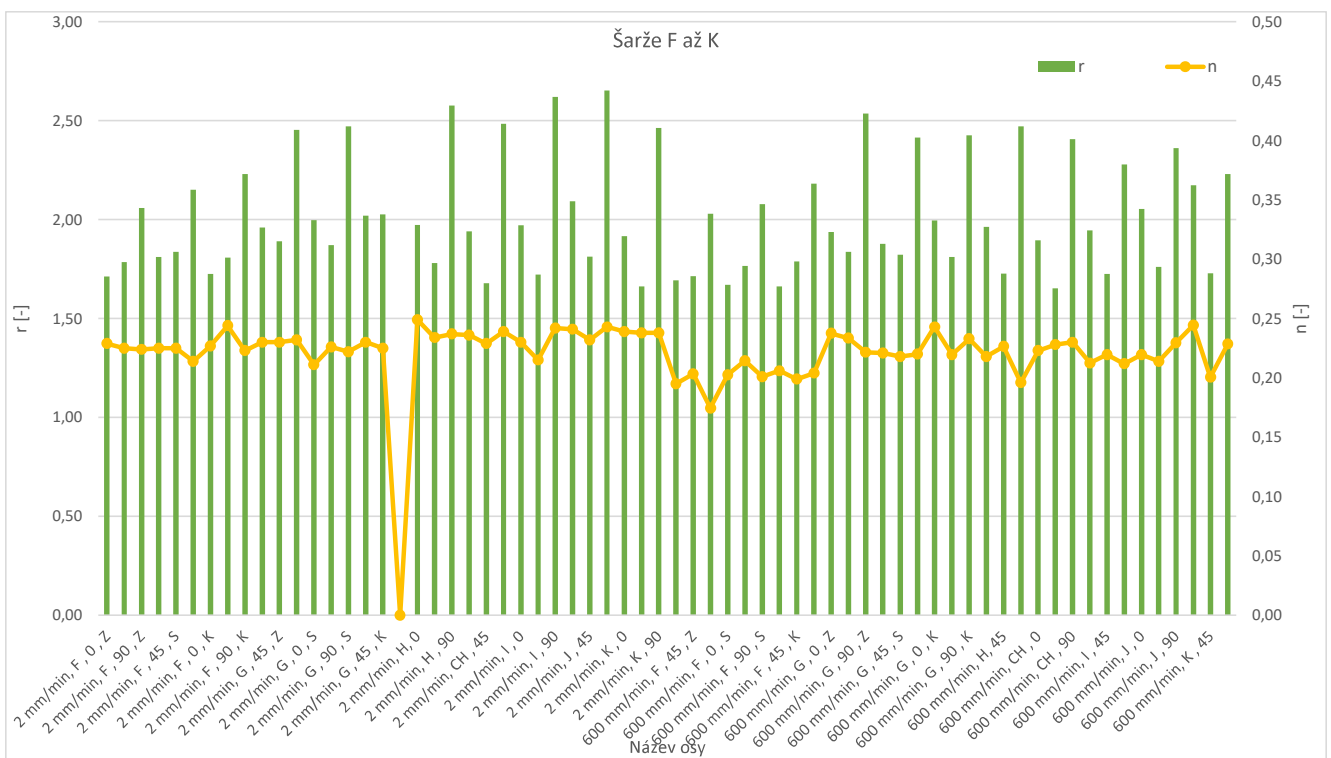












Příloha č. 4: Kontingenční tabulka, srovnání naměřených dat pro materiál CR4, zkouška tahem

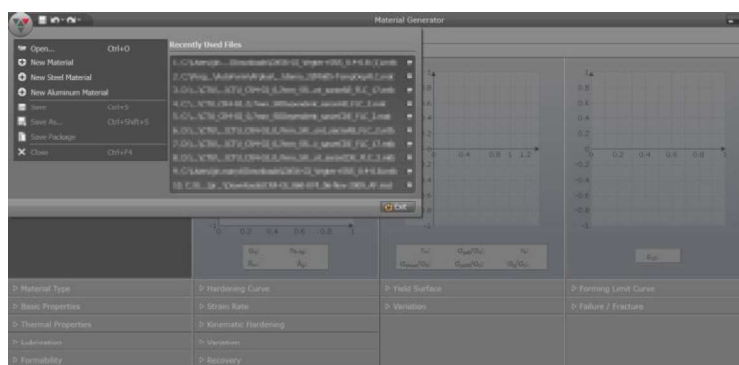
Rychlost zatěžování	IV	Šárže	Police na svitku	Orientace válcování	Číslo vzorku	E [kN/mm]	Rp0,2 [N/mi]	Rm [N/mi]	Ag [%]	A [%]	Agt [%]	n [-]	r [-]	prvních 50 pod a nad		pod a nad průměrem		prvních 50 pod a nad		n**Ag pod a nad průměrem	
														Rp/Rm	Ag/Rm	n**Ag	n**Ag				
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	B	Z	0	1	192,88	145	275	26,24	43,91	26,38	0,233	2,3	0,527	0,527	14,062	14,062	14,062	14,062			
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	B	Z	0	2	210,64	145	274	26,82	46,6	26,96	0,233	2,301	0,529	0,529	14,379	14,379	14,379	14,379			
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	B	Z	0	3	215,32	145	275	24,64	44	24,76	0,226	2,303	0,527	0,527	12,825	12,825	12,825	12,825			
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	B	K	0	1	223,25	135	288	33,6	49,11	33,93	0,232	1,798	0,469	0,469	14,099	14,099	14,099	14,099			
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	B	K	0	2	221,44	139	289	27,89	44,31	28,02	0,231	1,82	0,481	0,481	11,726	11,726	11,726	11,726			
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	C	Z	0	1	118,17	153	282	31,6	53,35	32,03	0,238	1,908	0,545	0,545	14,592	14,592	14,592	14,592			
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	C	Z	0	2	213,81	146	283	32,04	55,28	32,17	0,235	1,93	0,516	0,516	14,532	14,532	14,532	14,532			
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	C	K	0	1	205,97	150	282	39,20	49,86	29,4	0,237	1,848	0,200	0,200	12,612	12,612	12,612	12,612			
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	C	K	0	2	204,93	154	282	28,66	48,89	28,79	0,238	1,869	0,546	0,546	12,749	12,749	12,749	12,749			
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	D	Z	0	1	204,56	152	287	27,44	47,98	27,58	0,238	1,963	0,530	0,530	12,820	12,820	12,820	12,820			
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	D	Z	0	2	204,03	160	287	26,53	50,83	26,67	0,235	1,964	0,557	0,557	12,245	12,245	12,245	12,245			
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	D	K	0	1	215,37	167	285	25,72	43,69	25,85	0,23	1,659	0,586	0,586	9,814	9,814	9,814	9,814			
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	D	K	0	2	202,74	165	286	27,53	44,03	27,67	0,235	1,609	0,577	0,577	10,410	10,410	10,410	10,410			
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	E	Z	0	1	202,53	155	282	28,54	51,4	28,68	0,234	1,916	0,550	0,550	12,796	12,796	12,796	12,796			
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	E	Z	0	2	210,39	152	282	27,56	50,25	27,7	0,237	1,979	0,539	0,539	12,926	12,926	12,926	12,926			
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	E	K	0	1	210,56	156	276	25,56	47,58	25,69	0,238	2,548	0,565	0,565	15,370	15,370	15,370	15,370			
2 [mm/min] / 0,000238 [s ⁻¹]	C	K	0	2	190,91	159	277	26,7	46,73	27,84	0,230	2,431	0,574	0,574	15,368	15,368	15,368	15,368			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	B	Z	0	1	153,31	216	321	25,84	43,88	26,42	0,173	0,673	0,673	0,673	0,000	0,000	0,000	0,000			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	B	Z	0	2	182,20	233	317	18,79	43,23	18,96	0,199	1,007	0,750	0,750	6,233	6,233	6,233	6,233			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	B	Z	0	3	199,02	223	322	21,20	46,77	21,36	0,220	1,720	0,693	0,693	8,022	8,022	8,022	8,022			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	B	Z	0	4	178,56	232	324	19,09	45,86	19,27	0,195	1,630	0,716	0,716	6,068	6,068	6,068	6,068			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	B	Z	0	5	235,32	231	322	17,73	38,66	17,87	0,218	1,616	0,717	0,717	6,246	6,246	6,246	6,246			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	B	Z	0	6	223	223	314	14,74	24,27	0,232	1,645	0,710	0,710	5,425	5,425	5,425	5,425				
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	B	K	0	1	191,52	226	315	19,33	40,43	19,50	0,218	1,759	0,717	0,717	7,412	7,412	7,412	7,412			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	B	K	0	2	142,05	311	316	20,20	46,86	20,42	0,238	1,785	0,668	0,668	5,852	5,852	5,852	5,852			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	B	K	0	3	248,17	226	317	17,94	39,96	18,07	0,223	1,787	0,713	0,713	7,149	7,149	7,149	7,149			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	B	K	0	4							0,230	1,839			0,000	0,000	0,000	0,000			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	C	Z	0	1	141,70	251	313	16,670	36,480	16,890		0,802	0,802	0,802	0,000	0,000	0,000	0,000			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	C	Z	0	2	146	211					0,326	1,938	0,620	0,620	0,000	0,000	0,000	0,000			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	C	Z	0	3	203,51	213	310	22,98	46,18	23,14	0,223	1,873	0,687	0,687	5,958	5,958	5,958	5,958			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	C	K	0	1	233,35	224	311	20,57	39,92	20,7	0,238	1,908	0,720	0,720	9,380	9,380	9,380	9,380			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	C	K	0	2	248,59	225	310	20,7	40,09	20,83	0,25	1,883	0,726	0,726	9,745	9,745	9,745	9,745			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	D	Z	0	1	220,93	230	317	19,969	42,050	19,710	0,240	1,943	0,726	0,726	9,121	9,121	9,121	9,121			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	D	Z	0	2	257,51	233	316	22,11	43,86	22,24	0,228	1,938	0,737	0,737	9,266	9,266	9,266	9,266			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	D	K	0	1	190,51	234	314	19,61	40,53	19,78	0,229	1,61	0,745	0,745	7,230	7,230	7,230	7,230			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	D	K	0	2	215,90	232	314	18,86	40,99	19,11	0,231	1,642	0,739	0,739	7,192	7,192	7,192	7,192			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	D	K	0	3	196,56	229	310	21,6	42,5	21,75	0,233	1,805	0,739	0,739	9,084	9,084	9,084	9,084			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	E	Z	0	1	107,87	214	309	19,99	39,58	19,28	0,234	1,917	0,693	0,693	8,518	8,518	8,518	8,518			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	E	Z	0	2	217,77	220	309	21,25	42,25	21,39	0,243	1,961	0,712	0,712	10,126	10,126	10,126	10,126			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	E	K	0	1	197,33	228	307	17,39	38,6	17,55	0,246	2,481	0,743	0,743	10,614	10,614	10,614	10,614			
600 [mm/min] / 0,0714 [s ⁻¹]	E	K	0	2	198,07	228	306	17,01	36,9	17,17	0,23	2,379	0,745	0,745	9,307	9,307	9,307	9,307			

ŠARŽE A – 120 VZORKŮ	ŠARŽE E – 72 VZORKŮ	ŠARŽE CH – 9 VZORKŮ	Celkem naměřeno 688 zkušebních vzorků
ŠARŽE B – 207 VZORKŮ	ŠARŽE F – 45 VZORKŮ	ŠARŽE I – 10 VZORKŮ	
ŠARŽE C – 76 VZORKŮ	ŠARŽE G – 45 VZORKŮ	ŠARŽE J – 12 VZORKŮ	
ŠARŽE D – 72 VZORKŮ	ŠARŽE H – 10 VZORKŮ	ŠARŽE K – 10 VZORKŮ	

Příloha č. 5: Návod pro vygenerování materiálové karty v programu AutoForm

Generátor materiálů umožňuje uživateli vytvářet a upravovat stávající soubory materiálů pro použití se softwarem AutoForm. Rozhraní podporuje vytváření karet pro více typů materiálů (například ocel, hliník, nerezová ocel) a nabízí funkce, které uživateli pomáhají při přizpůsobování experimentálních dat materiálovým zákonům a pomáhají mu v tomto procesu. Generátor také plně podporuje změny vlastností materiálu s a bez Sigmy a použití souborů tření TriboForm.

Po načtení okna Generátor materiálu použijte funkce v nabídce Materiál: Nový materiál, Nový ocelový materiál a Nový hliníkový materiál (jak je znázorněno na obr. 1) pro přístup k funkcím Generátoru materiálů.



Obrázek č. 1 Materiálový generátor v SW AutoForm

Při použití funkce *Otevřít* může uživatel vyhledat konkrétní název souboru (pomocí standardní funkce operačního systému - textové pole označené lupou v operačním systému Windows). Je také možné vícekrát vybrat soubory k otevření pomocí kláves Shift a Ctrl v kombinaci s ukazovacím zařízením. Zaškrtnutím políčka *Náhled* se vybraná karta materiálu zobrazí v okně *Prohlížeč materiálu*, aniž by se karta načítala do Generátoru materiálů.

Výběrem možnosti *Nový ocelový materiál* a *Nový hliníkový materiál* se vytvoří nová karta materiálu zvoleného typu. Pro pomoc uživateli se na základě zvoleného materiálu automaticky vyplní několik polí v kartě materiálu. Uživatel však musí tyto obecné hodnoty a nastavení zkontrolovat a v případě potřeby upravit. V případě jiných kovových materiálů nebo podle preferencí uživatele může uživatel také zvolit vytvoření zcela prázdné karty materiálu výběrem možnosti *Nový materiál*.

Aby bylo možné kartu materiálu uložit, musí uživatel nejprve vyplnit všechna požadovaná pole; v současné době není možné uložit neúplné soubory. Podle standardní filozofie AutoForm jsou při otevření nové karty všechna povinná pole označena červeně - je třeba definovat minimálně základní mechanické vlastnosti, křivku zpevnění a mezní plochu kluzu.

Pomocí možnosti *Uložit jako* lze vyplněné karty materiálů uložit ve dvou různých formátech: .mat (ASCII) a ve výchozím formátu .mtb (binární). Soubor ASCII lze otevřít, prohlížet, upravovat a vytvářet v textových editorech třetích stran, jako je Microsoft Word, Notepad nebo Vi. Od verze AutoForm R4 je preferovaným formátem pro soubor karty materiálu binární soubor. Přestože formát Binární soubor nelze otevřít, upravovat atd.; Binární formát má ve srovnání s formátem ASCII výhodu v možnosti ukládat další informace a data.

Po vytvoření výše uvedených souborů ve formátu .mat je však lze načíst do Generátoru materiálů a následně uložit jako soubor .mtb. Tímto způsobem lze v případě potřeby uložit dodatečné informace, jako jsou variace Sigma.

Příklady těchto souborů lze nalézt ve složce DemoMaterialFiles v knihovně materiálů dodané se softwarem.

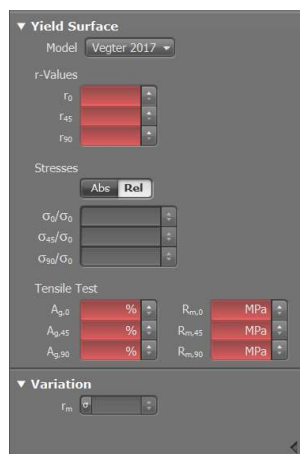
Poslední možnost, Save Package (Uložit balíček), umožňuje uživateli exportovat aktivní kartu materiálu a všechny aspekty (soubory Mazání, Tvářitelnost a Mazání TriboForm), na které se karta materiálu odkazuje, do jednoho archivního souboru (Zip) pro snadné poskytnutí dalším Uživatelům.

Křivka zpevnění může být definována tabulkou skutečné deformace - skutečné napětí. Tabulka má jisté omezení.

- První hodnota deformace x_1 musí být rovna nule.
- Maximální počet párů deformace a napětí je omezen na 50.
- Pro každou následující dvojici dat musí deformace i napětí monotónně narůstat, tj. $x_3 > x_2 > x_1$ a $y_3 > y_2 > y_1$.
- Deformace a napětí se musí zadávat s použitím oddělovače ".", tj. 0.1, nikoli 0,1.

Pro více křivek zpevnění při různých rychlostech je zapotřebí použít předdefinovanou materiálovou kartu *demo_StrainrateDependency.mat* z knihovny.

Mezní plocha kluzu může být definována pomocí různých parametrů v závislosti na použitém modelu. Při použití Vegter 2017 je zapotřebí vyplnit tři koeficienty anizotropie, tažnosti a meze kluzu podle úhlu válcování 0° , 45° a 90° .



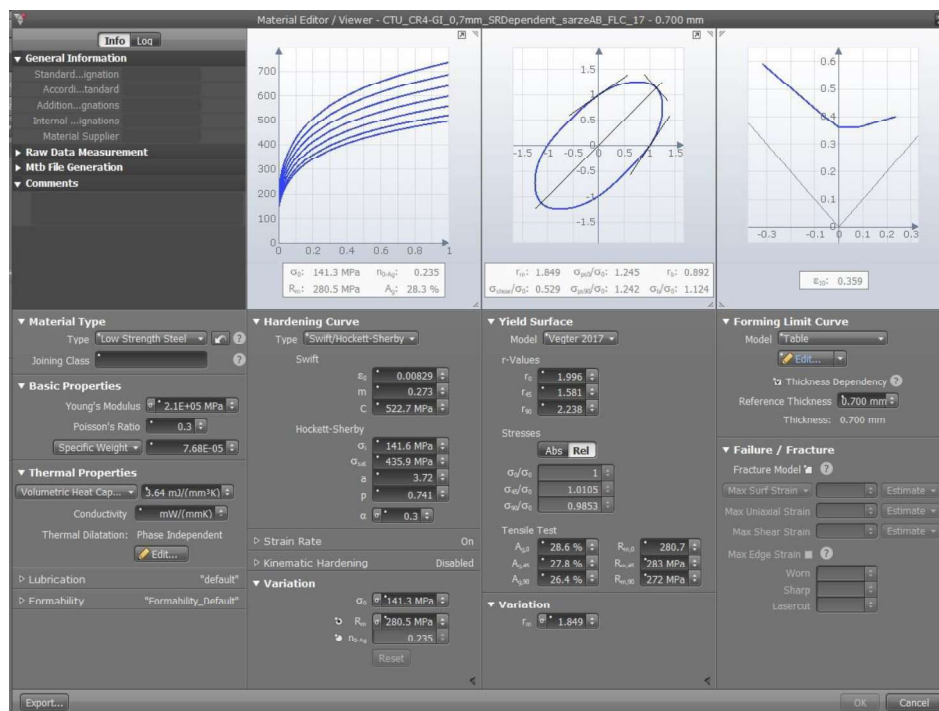
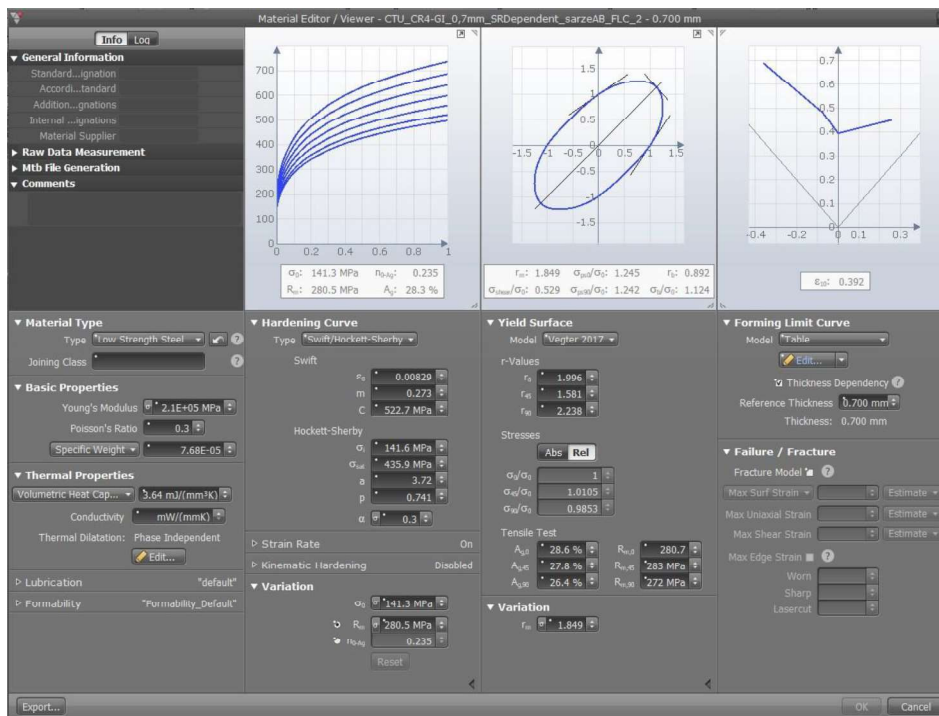
Obrázek č. 2 Model plasticity dle Vegter 2017

Nakonec FLC křivku je možné nadefinovat pomocí tabulky s hodnotami hlavních a vedlejších deformací. V současnosti je možné v materiálové kartě použít pouze jednu FLC křivku pro konkrétní rychlost deformace.

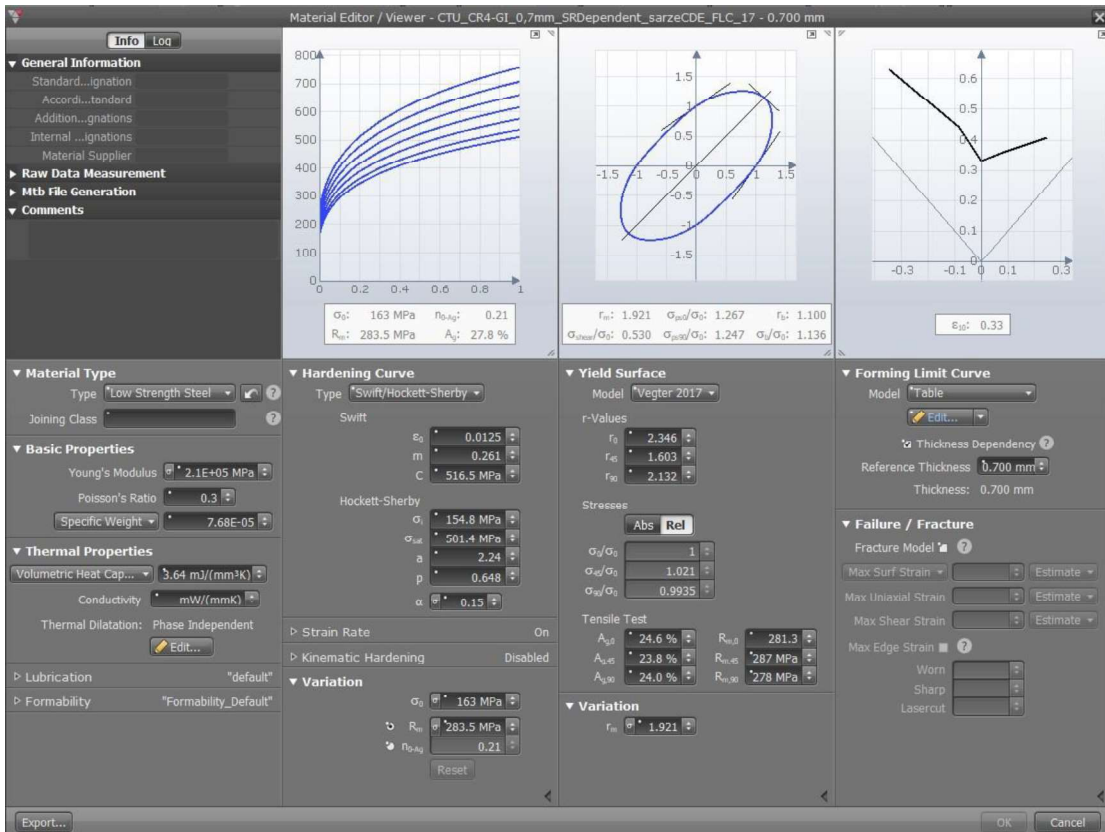
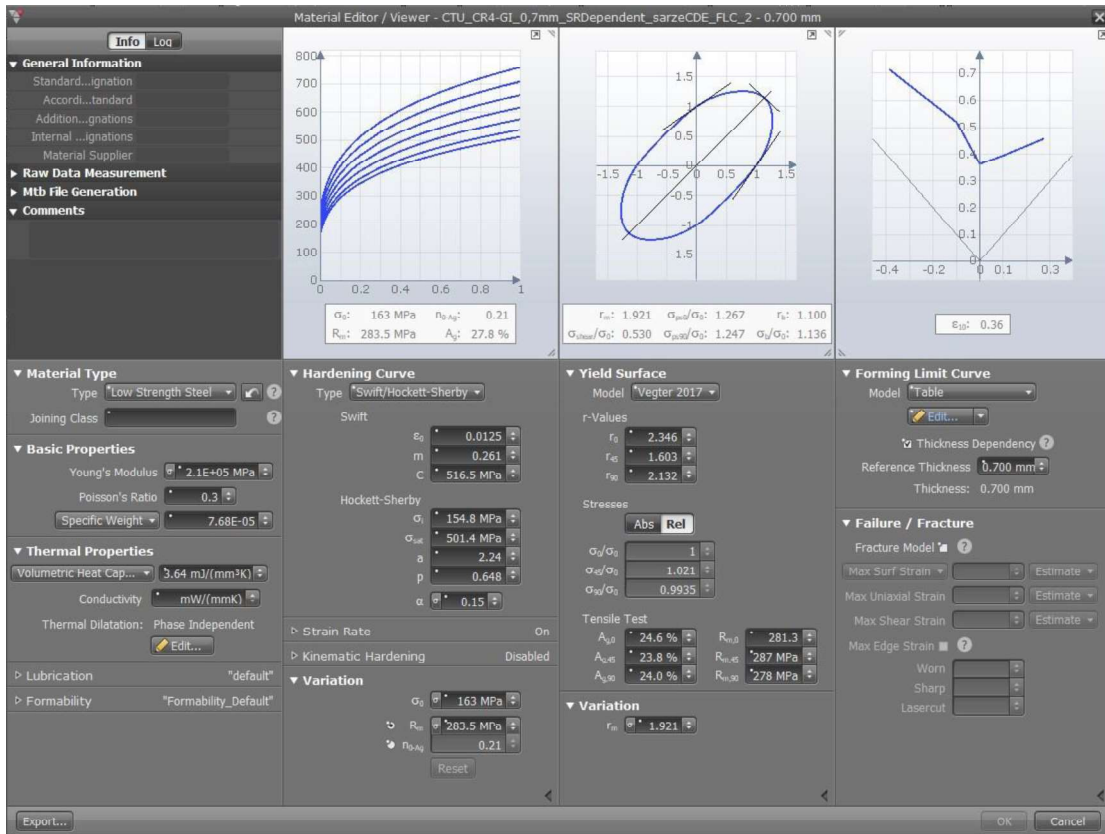
Příloha č. 6: Pehled použitých materiálových karet

Na následujících obrázcích jsou prezentované vytvoření materiálové karty pro systém Autoform. Karty mají stejným způsobem deformovanou podmínku plasticity a křivky zpevnění, rozdíl je v kritériu porušení definovaném křivkou FLC.

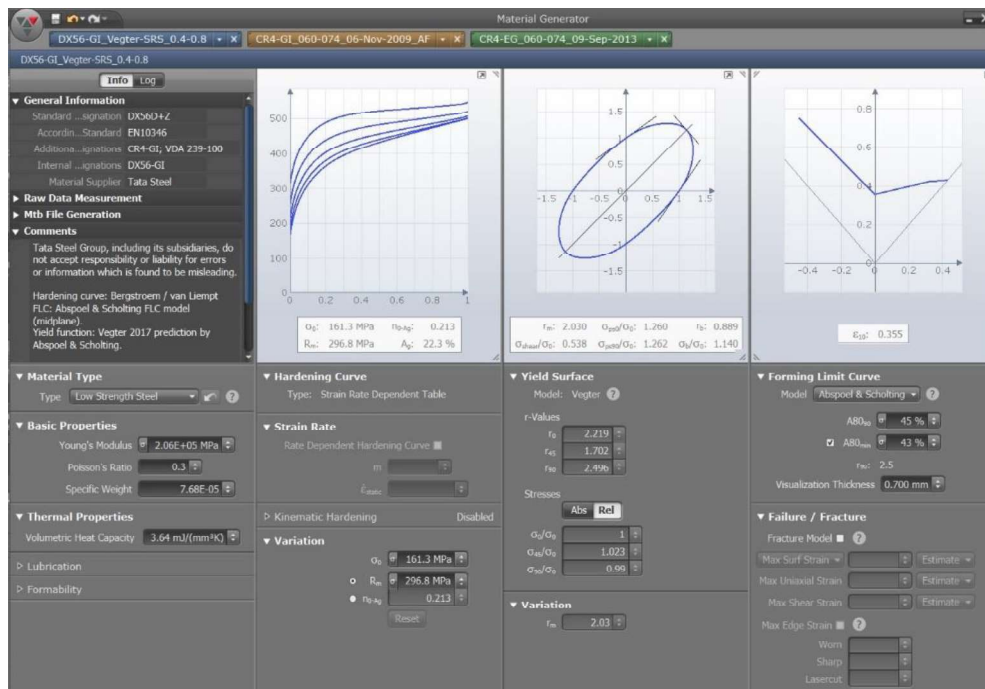
ŠARŽE AB materiálu CR4 pro FLC křivku s rychlostí 2 mm/s a 17 mm/s



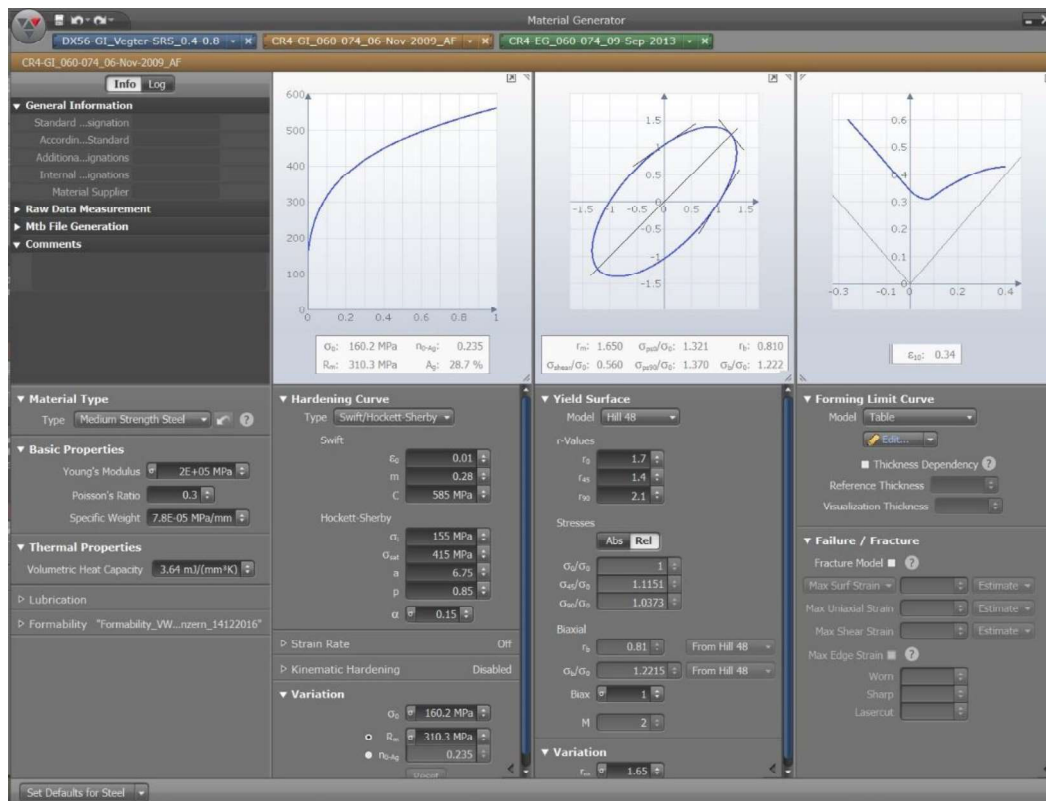
ŠARŽE CDE materiálu CR4 pro FLC křivku s rychlostí 2 mm/s a 17 mm/s



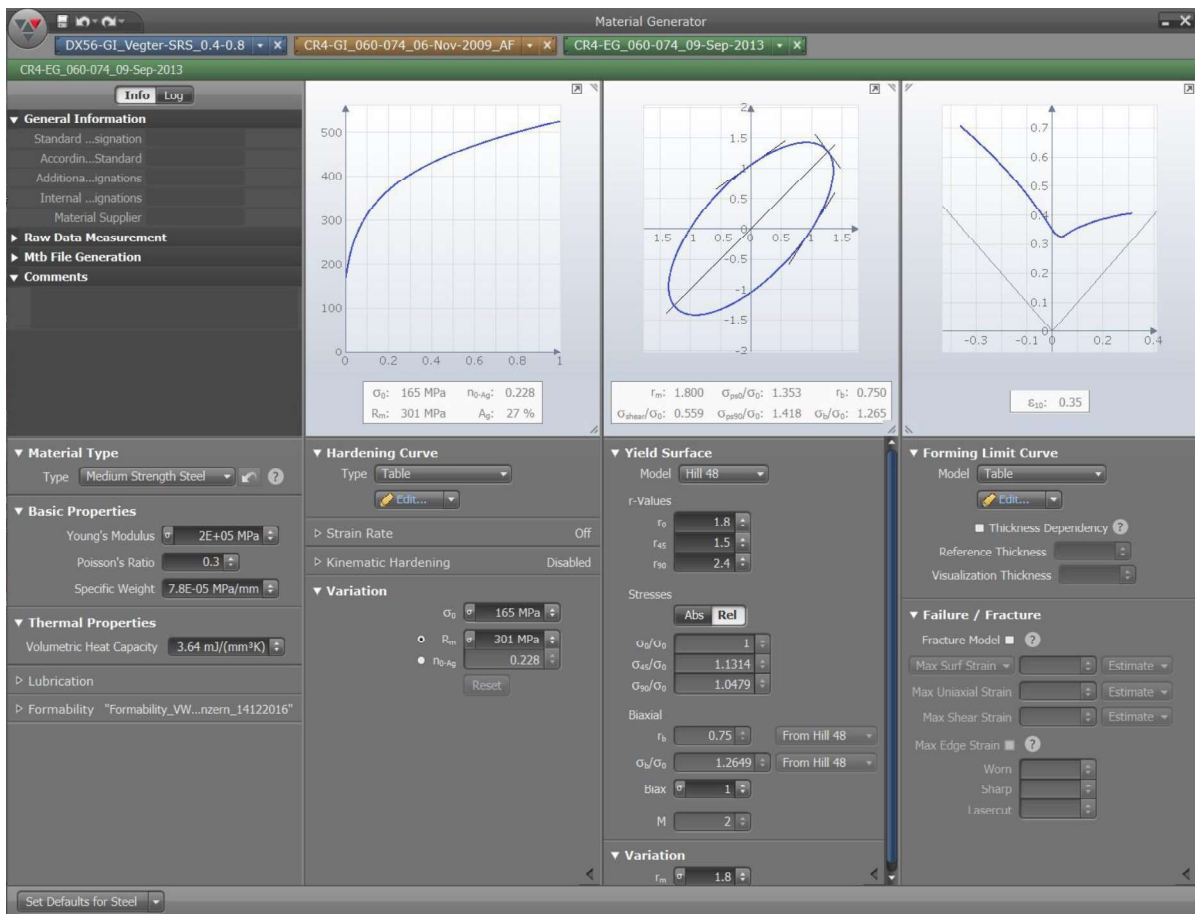
Materiálová karta Tata Steel Strain Rate Sensitive pro materiál CR4



Materiálová karta AF_2009 pro materiál CR4



Materiálová karta VW_2013 pro materiál CR4

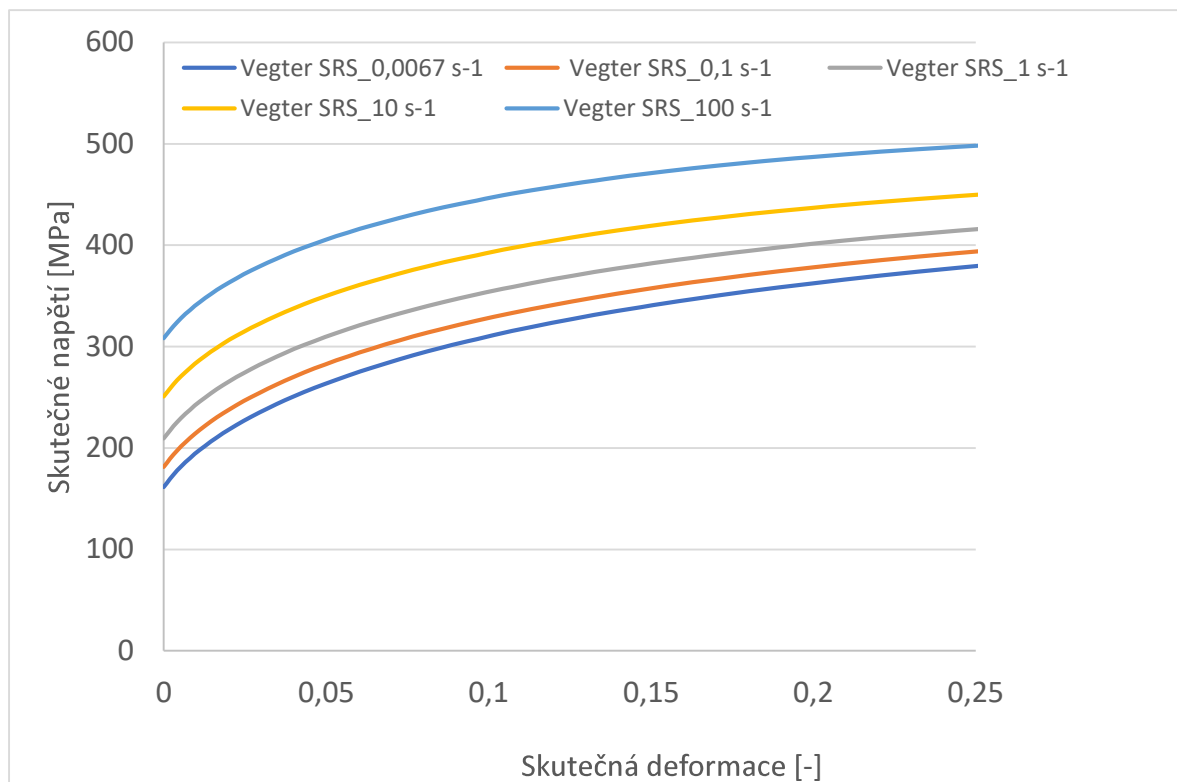


Srovnání modelů plasticity

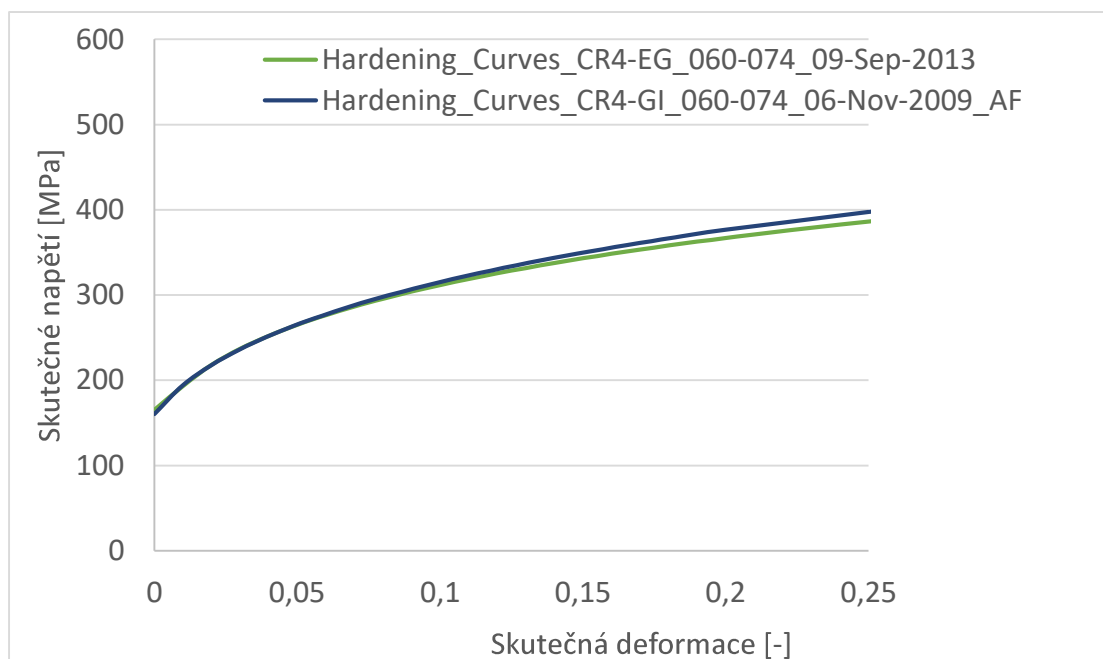
r_m : 1.849 σ_{y45}/σ_0 : 1.245 f_b : 0.892 σ_{y90}/σ_0 : 0.529 σ_{y45}/σ_0 : 1.242 σ_y/σ_0 : 1.124	r_m : 1.921 σ_{y45}/σ_0 : 1.267 f_b : 1.100 σ_{y90}/σ_0 : 0.530 σ_{y45}/σ_0 : 1.247 σ_y/σ_0 : 1.136	r_m : 2.030 σ_{y45}/σ_0 : 1.260 f_b : 0.889 σ_{y90}/σ_0 : 0.538 σ_{y45}/σ_0 : 1.262 σ_y/σ_0 : 1.140	r_m : 1.650 σ_{y45}/σ_0 : 1.321 f_b : 0.810 σ_{y90}/σ_0 : 0.560 σ_{y45}/σ_0 : 1.370 σ_y/σ_0 : 1.222	r_m : 1.800 σ_{y45}/σ_0 : 1.353 f_b : 0.750 σ_{y90}/σ_0 : 0.559 σ_{y45}/σ_0 : 1.418 σ_y/σ_0 : 1.265
ČVUT_AB	ČVUT_CDE	Tata Steel Strain Rate	AF_2009	VW_2013

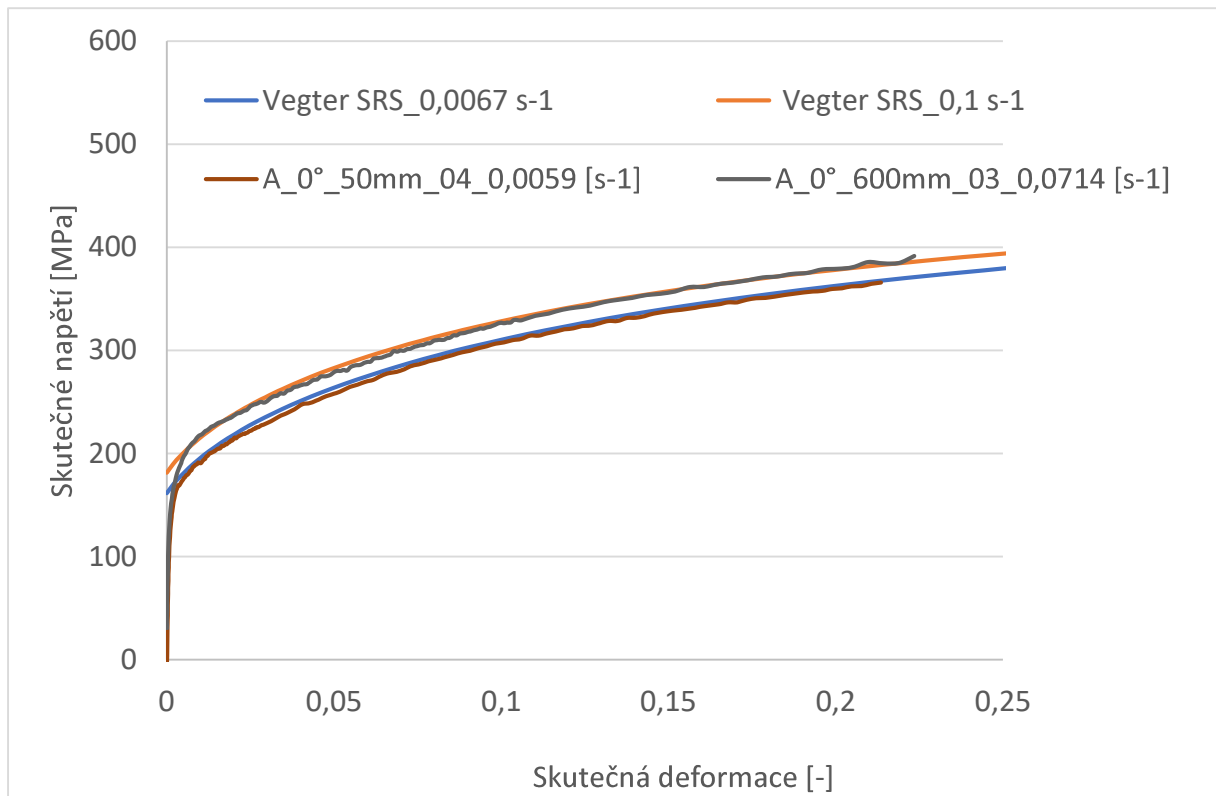
Příloha č. 7 Křivky zpevnění pro materiál CR4

Křivky zpevnění Tata Steel Strain rate sensitive

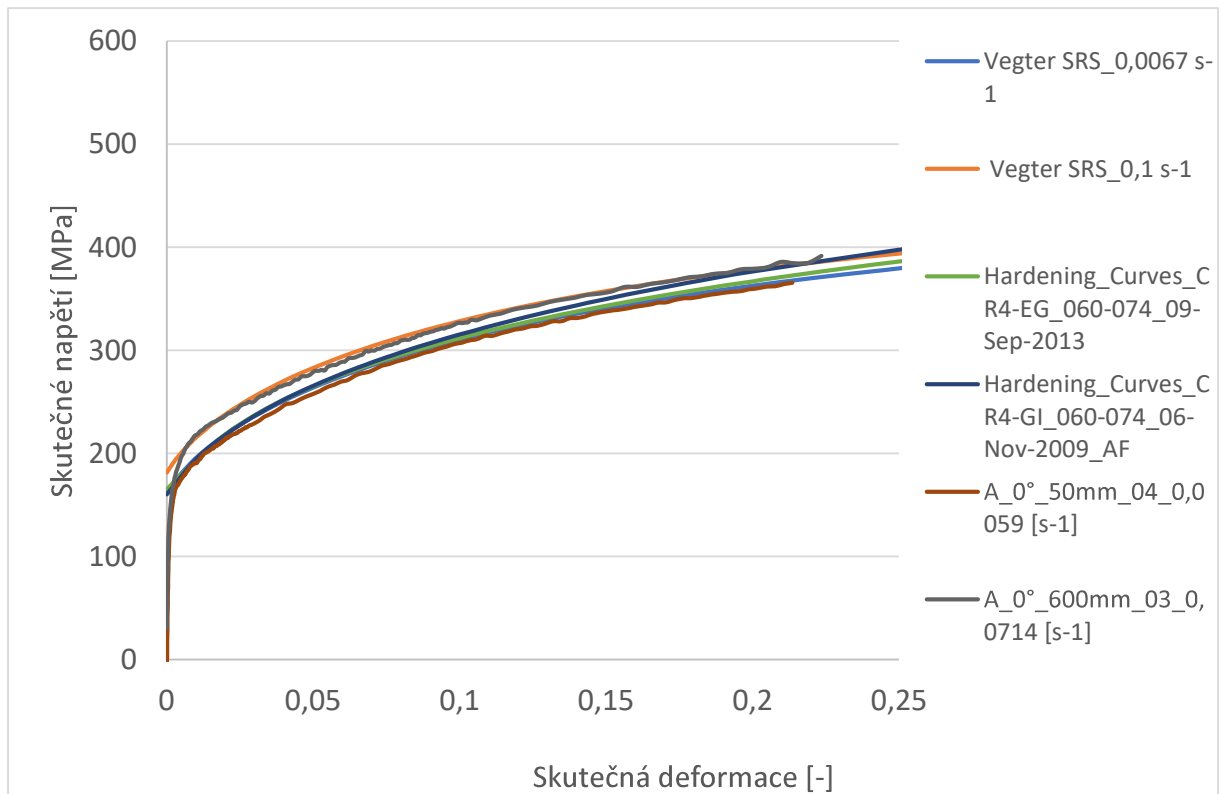


Srovnání křivek zpevnění VW_2013 a AF_2009



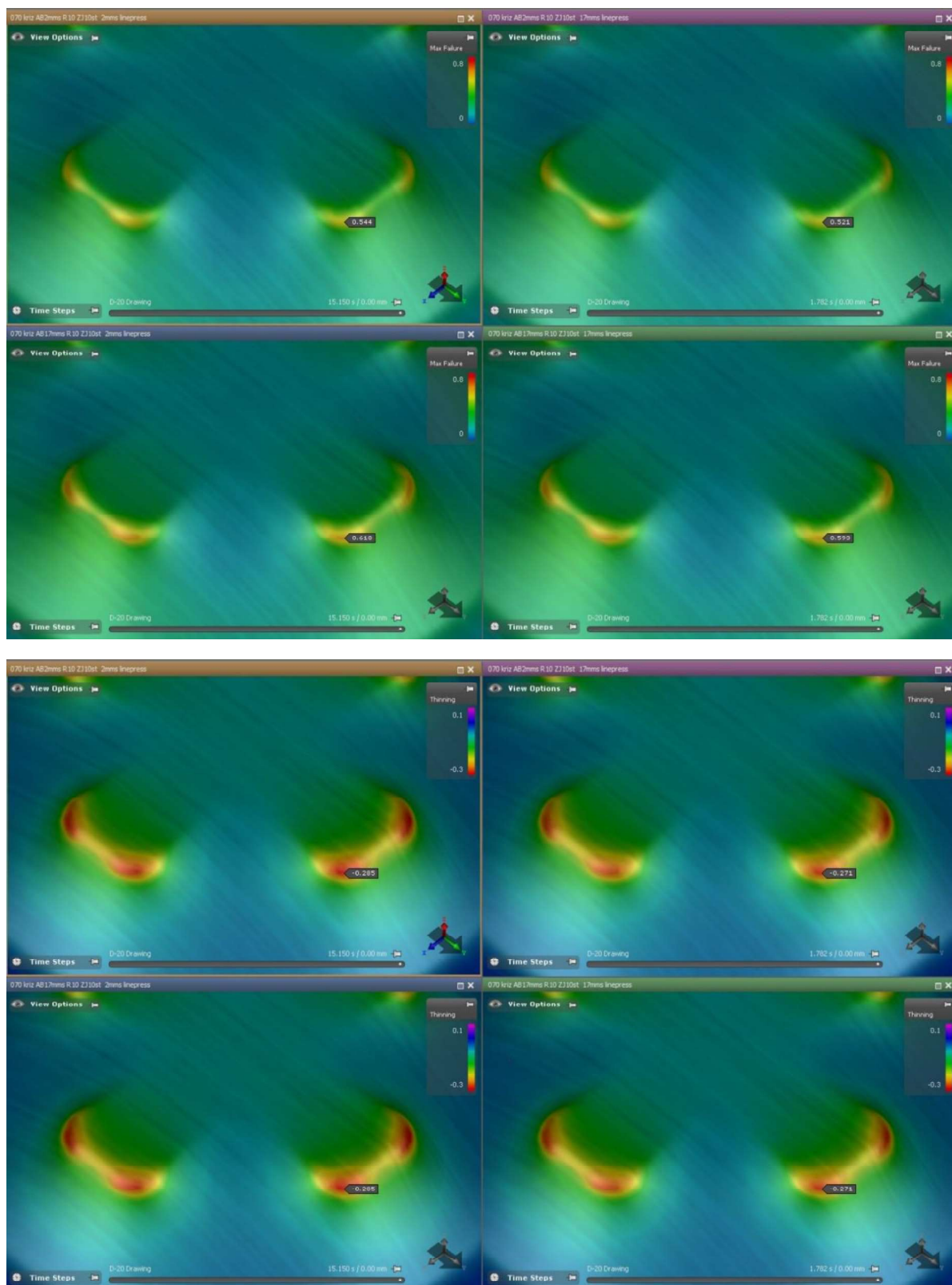


Na obrázku je patrné porovnání vytvořené křivky zpevnění pro materiálovou jakost CR4 pro různé rychlosti deformace s křivkou zpevnění uvedenou v systému Autoform. Z obrázku plyne, že křivky zpevnění získané různými způsoby pro odpovídající si rychlosti deformace vykazují podobný průběh.

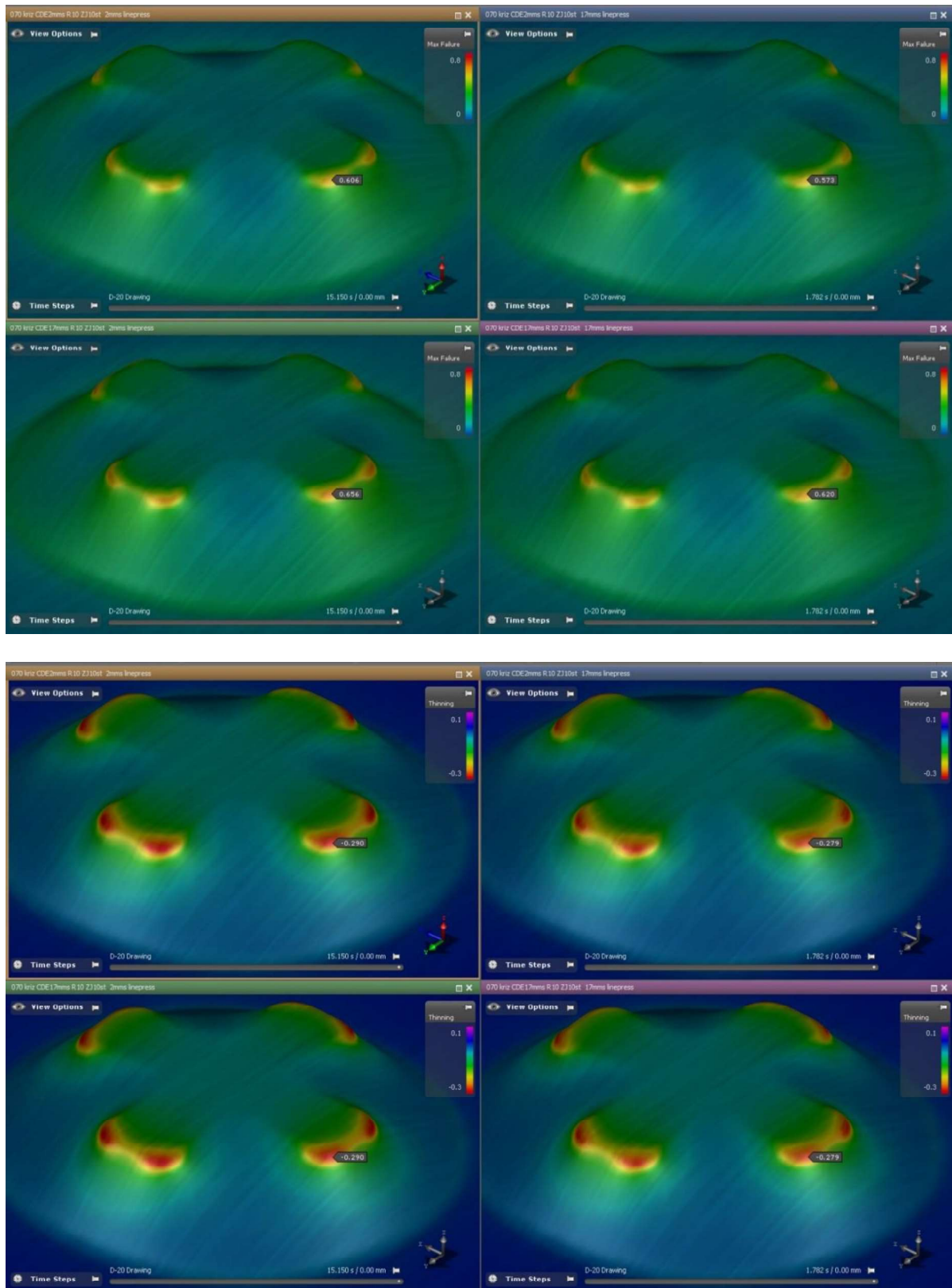


Příloha č. 8 Výsledky numerické simulace v programu Autoform

Numerická simulace v SW AUTOFORM nástroj Cross-Die – materiál CR5 šarže AB pro tl. 0,7 mm a FLC 2 mm/s a 17 mm/s



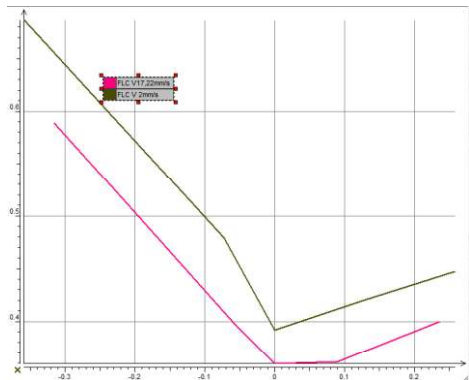
Numerická simulace v SW AUTOFORM nástroj Cross-Die – materiál CR5 šarže CDE pro tl. 0,7 mm a FLC 2 mm/s a 17 mm/s



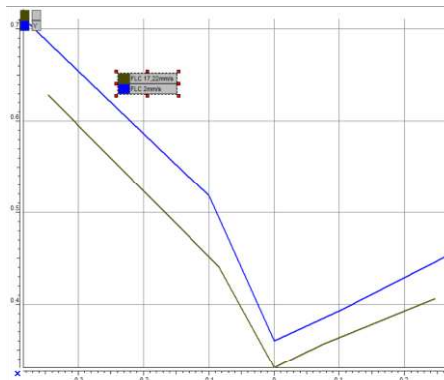
Příloha č. 9: Výsledky numerické simulace v programu Pam-Stamp

Numerická simulace v SW Pam-Stamp nástroj Cross-Die – materiál CR5 šarže AB pro tl. 0,7 mm a FLC 2 mm/s a 17 mm/s; hodnoty ztenčení

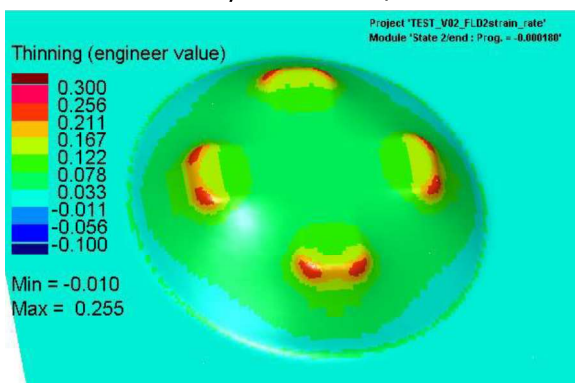
FLC křivky pro rychlosti 2 a 17 mm/s šarže AB



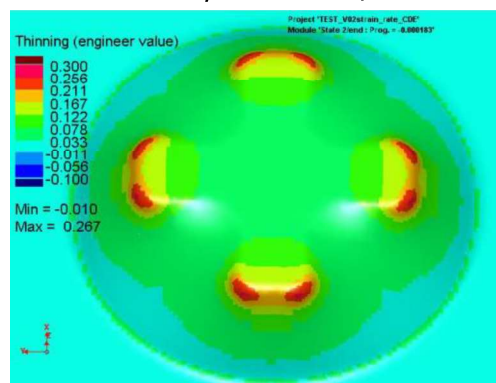
FLC křivky pro rychlosti 2 a 17 mm/s šarže CDE



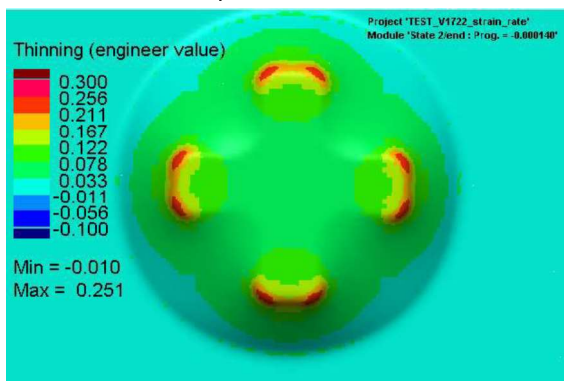
AB rychlost 2 mm/s



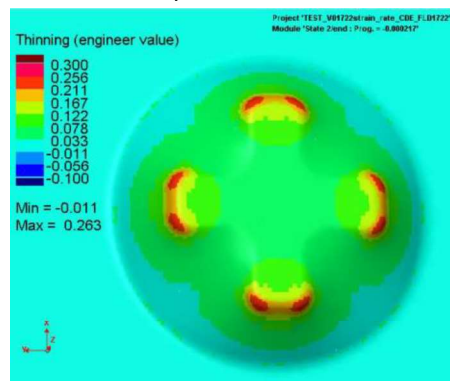
CDE rychlost 2 mm/s



AB rychlost 17 mm/s

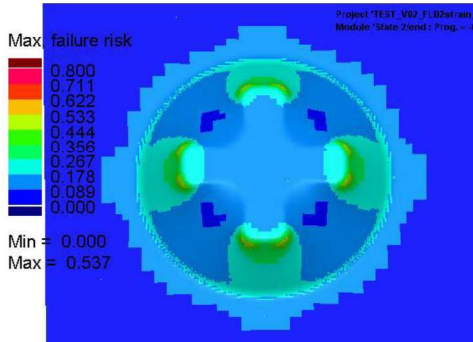


CDE rychlost 17 mm/s

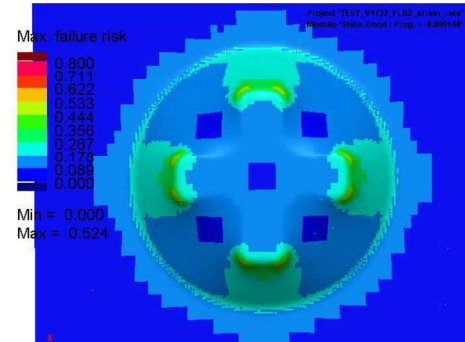


Riziko porušení - Max. failure pro $\mu = 0,15$

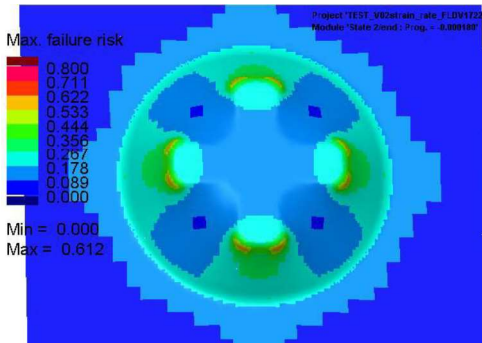
AB_FLC 2 mm/s_ rychlost lisování 2 mm/s



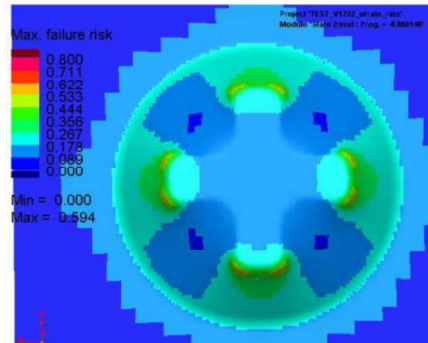
AB_FLC 2 mm/s_ rychlost lisování 17 mm/s



AB_FLC 17 mm/s_ rychlost lisování 2 mm/s

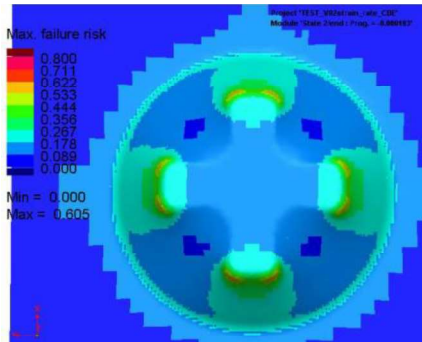


AB_FLC 17 mm/s_ rychlost lisování 17 mm/s

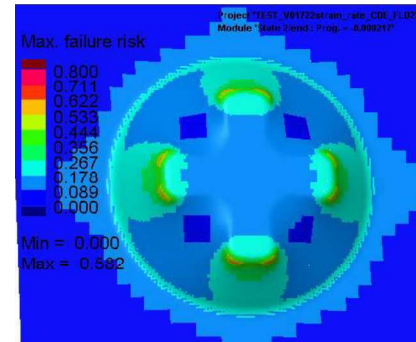


Riziko porušení - Max. failure pro $\mu = 0,15$

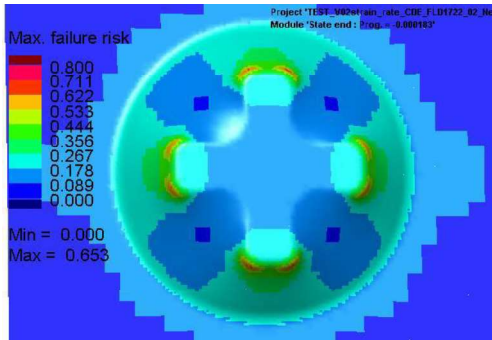
CDE_FLC 2 mm/s_ rychlost lisování 2 mm/s



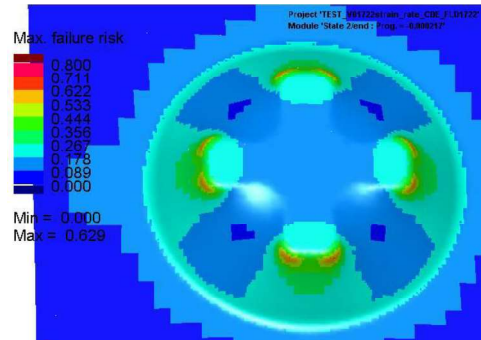
CDE_FLC 2 mm/s_ rychlost lisování 17 mm/s



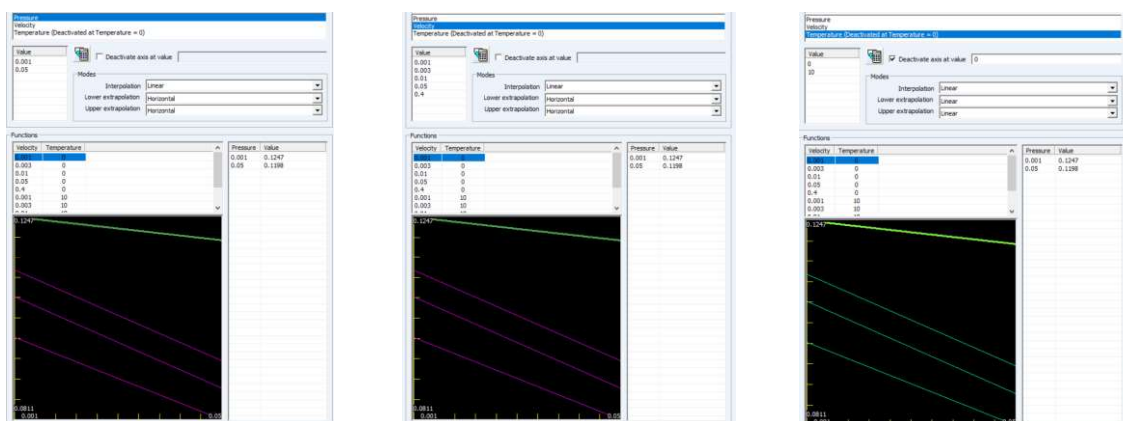
CDE_FLC 17 mm/s_ rychlost lisování 2 mm/s



CDE_FLC 17 mm/s_ rychlost lisování 17 mm/s



Tření v závislosti na tlaku a rychlosti v SW Pam-Stamp



Tabulka Srovnání simulačních SW Autoform a Pam-Stamp pro $\mu = 0,15$

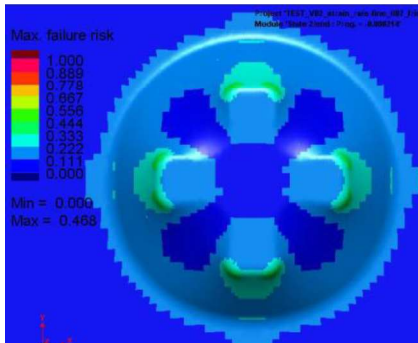
Karta	FLC [mm/s]	Rychlost nástroje [mm/s]	Autoform, $\mu = 0,15$		Pam-Stamp, $\mu = 0,15$	
			Max. Failure [-]	Ztenčení [%]	Max. Failure [-]	Ztenčení [%]
AB	2 mm/s	2	0,544	28,5	0,537	25,5
AB	2 mm/s	17	0,521	27,1	0,524	25,1
AB	17 mm/s	2	0,618	28,5	0,612	25,5
AB	17 mm/s	17	0,593	27,1	0,594	25,1
CDE	2 mm/s	2	0,606	29	0,605	26,7
CDE	2 mm/s	17	0,573	27,9	0,582	26,3
CDE	17 mm/s	2	0,656	29	0,653	26,7
CDE	17 mm/s	17	0,620	27,9	0,629	26,3

Tabulka Srovnání simulačních SW Autoform $\mu = 0,15$ a Pam-Stamp tření v závislosti na rychlosti

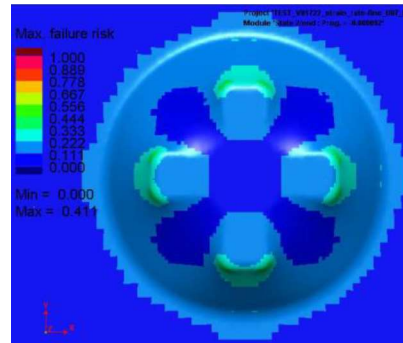
Karta	FLC [mm/s]	Rychlost nástroje [mm/s]	Autoform, $\mu = 0,15$		Pam-Stamp, tření v závislosti na rychlosti	
			Max. Failure [-]	Ztenčení [%]	Max. Failure [-]	Ztenčení [%]
AB	2 mm/s	2	0,544	28,5	0,468	23,6
AB	2 mm/s	17	0,521	27,1	0,411	22,3
AB	17 mm/s	2	0,618	28,5	0,532	23,6
AB	17 mm/s	17	0,593	27,1	0,468	22,3
CDE	2 mm/s	2	0,606	29	0,513	24,7
CDE	2 mm/s	17	0,573	27,9	0,457	23,4
CDE	17 mm/s	2	0,656	29	0,554	24,7
CDE	17 mm/s	17	0,620	27,9	0,494	23,4

Riziko porušení - Max. failure pro model tření v závislosti na rychlosti

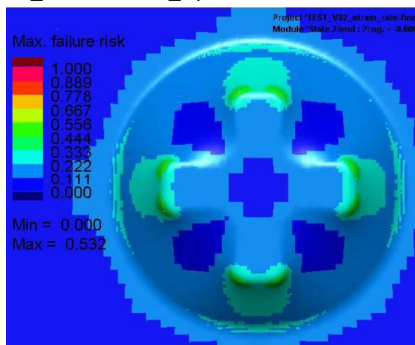
AB_FLC 2 mm/s_ rychlost lisování 2 mm/s



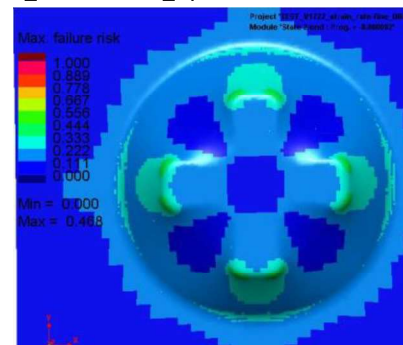
AB_FLC 2 mm/s_ rychlost lisování 17 mm/s



AB_FLC 17 mm/s_ rychlost lisování 2 mm/s

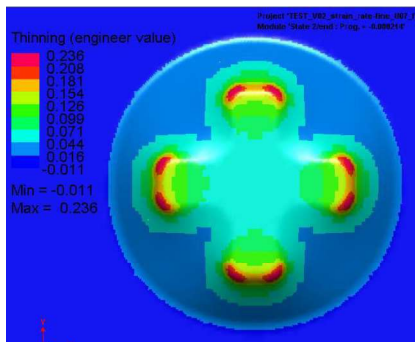


AB_FLC 17 mm/s_ rychlost lisování 17 mm/s

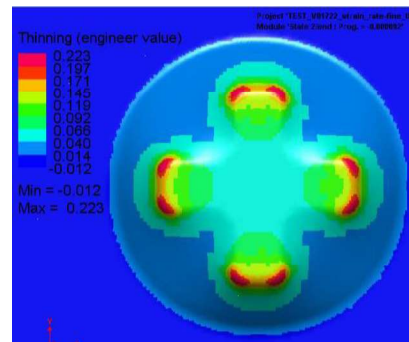


Ztenčení – thinning pro model tření v závislosti na rychlosti

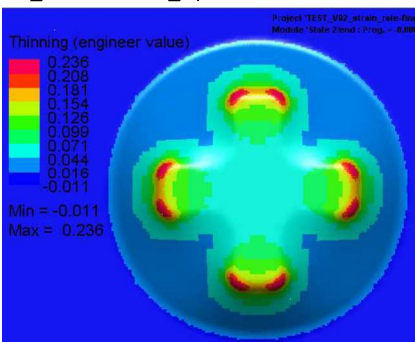
AB_FLC 2 mm/s_ rychlost lisování 2 mm/s



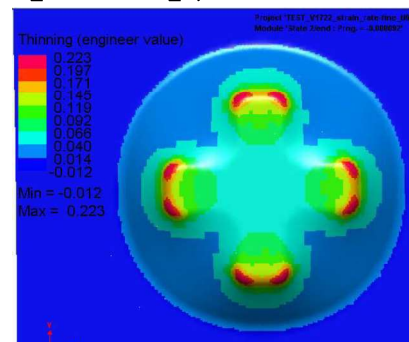
AB_FLC 2 mm/s_ rychlost lisování 17 mm/s



AB_FLC 17 mm/s_ rychlost lisování 2 mm/s

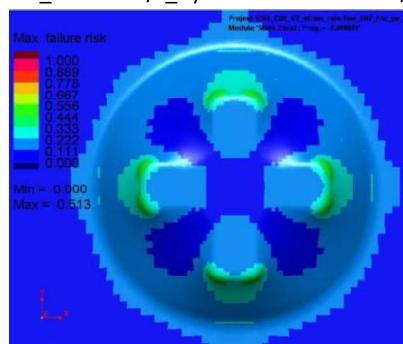


AB_FLC 17 mm/s_ rychlost lisování 17 mm/s

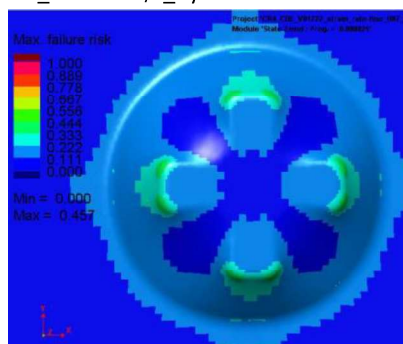


Riziko porušení - Max. failure

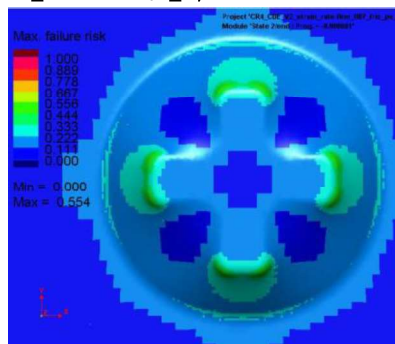
CDE_FLC 2 mm/s_ rychlost lisování 2 mm/s



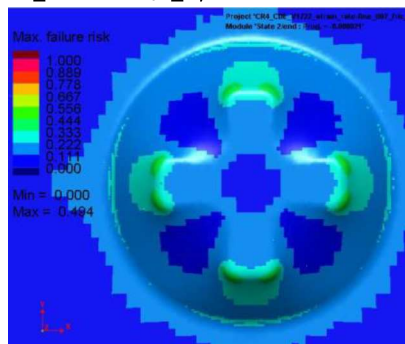
CDE_FLC 2 mm/s_ rychlost lisování 17 mm/s



CDE_FLC 17 mm/s_ rychlost lisování 2 mm/s

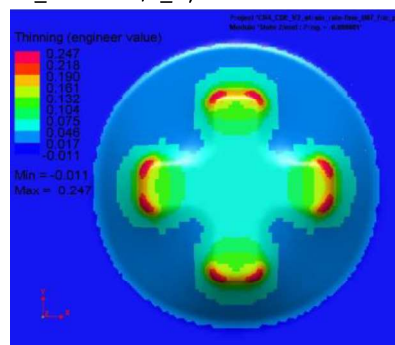


CDE_FLC 17 mm/s_ rychlost lisování 17 mm/s

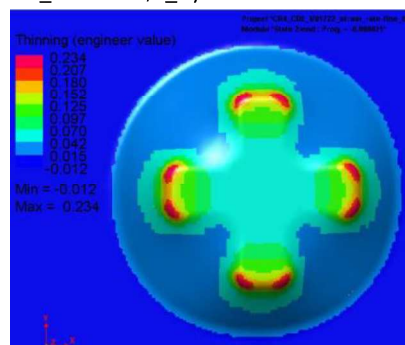


Ztenčení - thinning

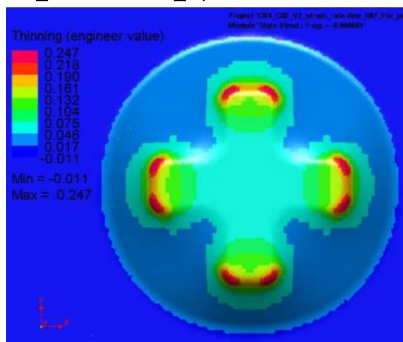
CDE_FLC 2 mm/s_ rychlost lisování 2 mm/s



CDE_FLC 2 mm/s_ rychlost lisování 17 mm/s



CDE_FLC 17 mm/s_ rychlost lisování 2 mm/s



CDE_FLC 17 mm/s_ rychlost lisování 17 mm/s

