



Návrh technologického postupu tažení sifonové bombičky

Bakalářská práce

Studijní program:

B0715A270008 Strojírenství

Autor práce:

Jakub Šitina

Vedoucí práce:

doc. Ing. Pavel Solfronk, Ph.D.
Katedra strojírenské technologie

Konzultant práce:

Ing. Jiří Sobotka, Ph.D.
Katedra strojírenské technologie





Zadání bakalářské práce

Návrh technologického postupu tažení sifonové bombičky

Jméno a příjmení: **Jakub Šitina**
Osobní číslo: S19000123
Studijní program: B0715A270008 Strojírenství
Zadávací katedra: Katedra strojírenské technologie
Akademický rok: **2021/2022**

Zásady pro vypracování:

1. Materiály používané pro hluboké tažení
2. Základní principy technologie tažení, způsoby konvenčních a nekonvenčních metod tažení
3. Základní principy návrhu technologických operací pomocí numerické simulace (PAM Stamp 2G)
4. Pro zvolený materiál provést experimentální zjištění základních mechanických vlastností pomocí statické zkoušky tahem a tvorba matematického modelu pro numerický výpočet v PAM Stamp 2G
5. Návrh technologického postupu tažení sifonové bombičky (výpočet tvaru a rozměru přístřihu, výpočet tažné síly, stanovení počtu tahů)
6. Závěr

Rozsah grafických prací:
Rozsah pracovní zprávy:
Forma zpracování práce:
Jazyk práce:

obrázky, tabulky, grafy
cca 30 stran textu
tištěná/elektronická
Čeština



Seznam odborné literatury:

- [1] DAVIES, Geoffrey. Materials for Automobile Bodies. B.m.: Butterworth-Heinemann, 2012. ISBN 978-0-08-096979-4.
- [2] ASHBY, M. F. Materials selection in mechanical design. 3rd ed. Amsterdam; Boston: Butterworth-Heinemann, 2005. ISBN 978-0-7506-6168-3.
- [3] HOROVÁ, Ivana, Jiří ZELINKA, MASARYKOVA UNIVERZITA a PŘÍRODOVĚDECKÁ FAKULTA. Numerické metody. Brno: Masarykova univerzita v Brně, 2004. ISBN 978-80-210-3317-7.
- [4] KANÓCZ, Alexander, Miroslav ŠPANIEL, ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE a STROJNÍ FAKULTA. Metoda konečných prvků v mechanice poddajných těles. Praha: Nakladatelství ČVUT, 2007. ISBN 978-80-01-03590-0.
- [5] MARQUARD, Elizabeth a Heather LAMPMAN. ASM Handbook, Volume 14B: Metalworking: Sheet Forming. B.m.: ASM International, 2006. ISBN 0-87170-710-1.
- [6] NEUBAUER, Jiří, Marek SEDLAČÍK a Oldřich KŘÍŽ. Základy statistiky: aplikace v technických a ekonomických oborech. Praha: Grada, 2016. ISBN 978-80-247-5786-5.

Vedoucí práce:

doc. Ing. Pavel Solfronk, Ph.D.
Katedra strojírenské technologie

Konzultant práce:

Ing. Jiří Sobotka, Ph.D.
Katedra strojírenské technologie

Datum zadání práce:

30. listopadu 2021

Předpokládaný termín odevzdání:

30. května 2023

prof. Dr. Ing. Petr Lenfeld
děkan

L.S.

doc. Ing. Jaromír Moravec, Ph.D.
vedoucí katedry

Prohlášení

Prohlašuji, že svou bakalářskou práci jsem vypracoval samostatně jako původní dílo s použitím uvedené literatury a na základě konzultací s vedoucím mé bakalářské práce a konzultantem.

Jsem si vědom toho, že na mou bakalářskou práci se plně vztahuje zákon č. 121/2000 Sb., o právu autorském, zejména § 60 – školní dílo.

Beru na vědomí, že Technická univerzita v Liberci nezasahuje do mých autorských práv užitím mé bakalářské práce pro vnitřní potřebu Technické univerzity v Liberci.

Užiji-li bakalářskou práci nebo poskytnu-li licenci k jejímu využití, jsem si vědom povinnosti informovat o této skutečnosti Technickou univerzitu v Liberci; v tomto případě má Technická univerzita v Liberci právo ode mne požadovat úhradu nákladů, které vynaložila na vytvoření díla, až do jejich skutečné výše.

Současně čestně prohlašuji, že text elektronické podoby práce vložený do IS/STAG se shoduje s textem tištěné podoby práce.

Beru na vědomí, že má bakalářská práce bude zveřejněna Technickou univerzitou v Liberci v souladu s § 47b zákona č. 111/1998 Sb., o vysokých školách a o změně a doplnění dalších zákonů (zákon o vysokých školách), ve znění pozdějších předpisů.

Jsem si vědom následků, které podle zákona o vysokých školách mohou vyplývat z porušení tohoto prohlášení.

15. května 2022

Jakub Šitina

Název bakalářské práce

Návrh technologického postupu tažení sifonové bombičky

Anotace

Bakalářská práce se zabývá návrhem technologického postupu výroby sifonové bombičky pomocí technologie hlubokého tažení s následným ověřením použitím numerické simulace v prostředí softwaru PAM-STAMP 2G. Materiálové charakteristiky a deformační chování tvářeného materiálu jsou změřeny experimentálně provedenou statickou zkouškou tahem. Tvar a rozměry výrobního polotovaru jsou určeny na základě výpočtových vztahů z výkresu sifonové bombičky. Dále pak je stanoven počet potřebných tahů a rozměry všech tažných nástrojů. Matematický model tvářeného materiálu vstupující do numerické simulace je vytvořen z výsledků statické zkoušky tahem. Stanovení technologických podmínek numerické simulace je odrazem reálných procesů tažení a respektuje požadavky výpočetního softwaru. Následná napět'ově-deformační analýza a zhodnocení tvářitelnosti virtuálního výtažku proběhla s využitím diagramu mezních přetvoření.

Klíčová slova

technologický postup, hluboké tažení, sifonová bombička, numerická simulace, PAM-STAMP 2G

Title of the bachelor thesis

Design of the technological process of drawing the siphon bomb

Annotation

The bachelor thesis deals with the technological process of siphon bomb production using deep drawing technology with subsequent verification using numerical simulation in PAM-STAMP 2G software interface. Material properties and deformation behavior of the formed material are experimentally measured by static tensile test. Shape and dimensions of the production semi-finished product are determined on the basis of calculation relations from the drawing of the siphon bomb. Furthermore, number of drawing operations and dimensions of all drawing tools, are determined. The mathematical model of the formed material entering numerical simulation is created from results of the static tensile test. Determination of the technological conditions of numerical simulation is a reflection of the real drawing processes and respects the requirements of the computational software. Subsequent stress-strain analysis and evaluation of the formability of the virtual drawn part was performed using Forming Limit Diagram.

Key words

technological process, deep drawing, siphon bomb, numerical simulation, PAM-STAMP 2G

Poděkování

Tímto bych chtěl poděkovat vedoucímu bakalářské práce panu doc. Ing. Pavlu Solfronkovi, Ph.D. za trpělivost, ochotu a odborné vedení, které značným dílem přispěly k vypracování této práce.

V neposlední řadě děkuji své rodině za jejich neustálou podporu a pochopení nejen při studiu na vysoké škole.

Obsah

Seznam použitých zkratk a symbolů	11
Seznam použitých zkratk	11
Seznam použitých symbolů	11
1 Úvod	14
2 Teoretická část	16
2.1 Materiály používané pro technologii hlubokého tažení	16
2.1.1 Nízkouhlíkové hlubokotažné oceli	16
2.1.2 IF oceli	16
2.1.3 HSLA oceli.....	17
2.1.4 Ocel používaná pro navrhovanou sifonovou bombičku	17
2.2 Technologie hlubokého tažení	18
2.2.1 Základní definice	18
2.2.2 Princip technologie	18
2.2.3 Napět'ové stavy.....	20
2.3 Konvenční metody tažení	21
2.3.1 Tažení bez přidržovače	21
2.3.2 Tažení s přidržovačem	22
2.3.3 Tažení na více tahů	22
2.3.4 Zpětné tažení	23
2.3.5 Tažení se ztenčením stěny.....	24
2.4 Nekonvenční metody tažení.....	24
2.4.1 Metoda Guerin.....	25
2.4.2 Metoda Marform	26
2.4.3 Metoda Wheelon	26
2.4.4 Metoda ASEA Quintus	27
2.4.5 Metoda Hydroform	28
2.4.6 Metoda Hydro-Mec	29

2.5	Statická zkouška tahem	30
2.5.1	Charakteristika zkoušky.....	30
2.5.2	Aproximace zkoušky	32
2.6	Anizotropie	32
2.6.1	Definice anizotropie.....	32
2.6.2	Plastická anizotropie.....	33
2.6.3	Plošná anizotropie	33
2.7	Numerické simulace	34
2.7.1	Charakteristika numerických simulací	34
2.7.2	Metoda konečných prvků.....	34
2.7.3	PAM-STAMP 2G.....	35
3	Experimentální část	37
3.1	Zjištění základních materiálových charakteristik.....	37
3.1.1	Příprava zkušebních vzorků	38
3.1.2	Statická zkouška tahem.....	38
3.1.3	Aproximace statické zkoušky tahem	41
3.2	Návrh technologického postupu tažení.....	44
3.2.1	Tvar a rozměr přístříhu	45
3.2.2	Počet tahů a rozměry tažných nástrojů	46
3.2.3	Tažná síla	52
3.3	Numerická simulace procesu tažení	53
3.3.1	Vymodelování navržených tažných nástrojů	53
3.3.2	Import navržených tažných nástrojů.....	54
3.3.3	Orientace normál elementů	56
3.3.4	Tvorba matematického modelu plechu DC05.....	56
3.3.5	Nastavení technologických podmínek	58
3.3.6	Výsledek numerické simulace s původním průměrem přístříhu.....	60
3.3.7	Výsledek numerické simulace s upraveným přístřihem	65

4	Diskuze výsledků	67
5	Závěr	70
	Použitá literatura	72
	Seznam příloh	75

Seznam použitých zkratek a symbolů

Seznam použitých zkratek

CAD	Computer Aided Design, česky: počítačem podporované modelování
CAE	Computer Aided Engineering, česky: počítačem podporovaná analýza
FEM	Finite Element Method, česky: metoda konečných prvků
HSLA	High Strength Low Alloy, česky: pevnostní mikrolegovaný
IF	Interstitial Free, česky: bez intersticií
IF HS	Interstitial Free High Strength, česky: pevnostní bez intersticií

Seznam použitých symbolů

$A_{80\text{mm}}$	Celková tažnost	[%]
A_g	Homogenní tažnost	[%]
b	Konečná šířka zkušební vzorku	[mm]
b_0	Počáteční šířka zkušební vzorku	[mm]
C	Modul monotónního zpevnění	[MPa]
D	Vnější průměr výtažku	[mm]
d	Vnitřní průměr výtažku	[mm]
D_0	Průměr přístříhu	[mm]
d_p	Vnitřní průměr přidržovače	[mm]
D_p	Vnější průměr přidržovače	[mm]
d_{p_n}	Vnitřní průměr přidržovače n-tého tahu	[mm]
D_{p_n}	Vnější průměr přidržovače n-tého tahu	[mm]
d_s	Střední průměr výtažku	[mm]
d_{s_n}	Střední průměr výtažku n-tého tahu	[mm]
$d_{s(n-1)}$	Střední průměr výtažku předchozího k n-tému tahu	[mm]
d_{TC}	Průměr tažnice	[mm]
d_{TC_n}	Průměr tažnice n-tého tahu	[mm]
d_{TK}	Průměr tažníku	[mm]
d_{TK_n}	Průměr tažníku n-tého tahu	[mm]
$d_{TK(n-1)}$	Průměr tažníku předchozího k n-tému tahu	[mm]
E	Youngův modul pružnosti v tahu	[MPa]
F	Tažná, zatěžující síla	[N]
F_e	Zatěžující síla na výrazné mezi kluzu	[N]
F_{KRIT_n}	Kritická tažná síla n-tého tahu	[N]

F_{\max}	Maximální zatěžující síla	[N]
F_P	Přidržovací síla	[N]
$F_{p0,2}$	Zatěžující síla na smluvní mezi kluzu	[N]
$f_{P-PŘ}$	Součinitel tření mezi přidržovačem a přístřihem	[1]
$f_{TC-PŘ}$	Součinitel tření mezi tažnicí a přístřihem	[1]
$f_{TK-PŘ}$	Součinitel tření mezi tažníkem a přístřihem	[1]
h	Výška výtažku	[mm]
H_{TCn}	Výška tažnice n-tého tahu	[mm]
K	Konstanta závislá na druhu tvářeného materiálu	[mm ^{1/2}]
L	Konečná délka zkušební vzorku	[mm]
L_0	Počáteční délka zkušební vzorku	[mm]
L_{TKn}	Délka činné části tažníku n-tého tahu	[mm]
m	Součinitel tažení	[1]
m_n	Součinitel tažení n-tého tahu	[1]
n	Exponent deformačního zpevnění	[1]
n_{90}	Exponent deformačního zpevnění ve směru 90°	[1]
p_P	Přidržovací tlak	[MPa]
R	Smluvní napětí	[MPa]
\bar{r}	Střední hodnota plastické anizotropie	[1]
r_0	Plastická anizotropie ve směru 0°	[1]
r_{45}	Plastická anizotropie ve směru 45°	[1]
r_{90}	Plastická anizotropie ve směru 90°	[1]
R_e	Výrazná mez kluzu	[MPa]
R_m	Mez pevnosti v tahu	[MPa]
$R_{p0,2}$	Smluvní mez kluzu	[MPa]
R_{Pn}	Poloměr zaoblení přidržovače n-tého tahu	[mm]
R_{TC}	Poloměr zaoblení tažnice	[mm]
R_{TCn}	Poloměr zaoblení tažnice n-tého tahu	[mm]
R_{TK}	Poloměr zaoblení tažníku	[mm]
R_{TKn}	Poloměr zaoblení tažnice n-tého tahu	[mm]
r_α	Plastická anizotropie ve směru α	[1]
S_0	Počáteční plocha průřezu zkušební vzorku	[mm ²]
t	Tloušťka přístřihu plechu	[mm]
T_r	Relativní tloušťka přístřihu plechu	[1]

V_0	Objem přístřihu před tažením	[mm ³]
V_1	Objem výtažku po tažení	[mm ³]
v_n	Vůle mezi tažníkem a tažnicí n-tého tahu	[mm]
v_{TC}	Rychlost posuvu tažnice	[mm s ⁻¹]
\bar{x}	Výsledná hodnota dané aproximační konstanty	[MPa],[1]
x_0	Hodnota dané aproximační konstanty ve směru 0°	[MPa],[1]
x_{45}	Hodnota dané aproximační konstanty ve směru 45°	[MPa],[1]
x_{90}	Hodnota dané aproximační konstanty ve směru 90°	[MPa],[1]
ΔL	Celkové prodloužení	[mm]
Δr	Plošná anizotropie	[1]
ε	Poměrné prodloužení	[1]
ε_{\max}	Maximální poměrné prodloužení	[1]
μ	Poissonovo číslo	[1]
ρ	Hustota	[kg m ⁻³]
σ	Skutečné napětí	[MPa]
φ	Skutečná, hlavní deformace	[1]
φ_0	Ofsetová deformace	[1]

1 Úvod

Každá z výrobních technologií strojírenského průmyslu má svá specifika, které ji předurčují pro konkrétní aplikace. Technologie hlubokého tažení je obecně známá svou vysokou produktivitou a hospodárností, proto je využívána pro zhotovení širokého sortimentu tvářených plechových výrobků a to především v sériové a hromadné výrobě. Hlavními klady tažených dílů jsou dobrá drsnost povrchu společně s dobrou rozměrovou a tvarovou přesností.

Tuto výrobní technologii využívá ve svém portfoliu také společnost KAYSER s.r.o. (dále jen „KAYSER“), která je zadavatelem této bakalářské práce. Tato společnost se mimo jiné zabývá výrobou sifonových bombiček, pro jejichž zhotovování hraje technologie hlubokého tažení stěžejní úlohu. Společnost KAYSER se snaží rozšířit svůj sortiment o nový typ sifonové bombičky, a proto byl vznesen požadavek navrhnout pro ni technologický postup výroby.

Během návrhu technologického postupu výroby libovolného výrobku nejen pomocí technologie hlubokého tažení je vždy přirozenou snahou redukovat finanční náklady spojené s předvýrobní etapou výroby za současného zachování nebo lépe zvyšování kvality výrobků. Tyto důvody jsou však pouze zkráceným výčtem, proč se do technické praxe v posledních desetiletích v hojné míře rozšířily numerické simulace.

Numerická simulace procesu tažení představuje velmi efektivní prostředek, jak u zkonstruovaných tažných nástrojů ověřit správnost jejich návrhu. S navrženými nástroji také úzce souvisí tvářený materiál a u něho je zkoumáno, zda ho za daných technologicko-konstrukčních podmínek je možné podrobit komplexní deformaci, jakou technologie hlubokého tažení bez pochyby je.

Pro kvalitní numerickou simulaci je žádoucí vytvořit takový matematický model, který se co nejvíce přibližuje skutečnosti a který v sobě zahrnuje co nejvíce působících vlivů. Zároveň je také vhodné neuvažovat ty proměnné, které nemají pro výsledek numerické simulace významný vliv a jejichž popsání by bylo časově příliš náročné.

Předkládaná práce je tedy zaměřena na návrh technologického postupu tažení sifonové bombičky s následným ověřením numerickou simulací. V teoretické řešeršní části je pozornost věnována základním poznatkům o ocelových materiálech vhodných k hlubokému tažení, základní definici technologie hlubokého tažení, konvenčním a nekonvenčním metodám tažení, statické zkoušce tahem včetně definování pojmu anizotropie a svou poslední kapitolou také přibližuje numerické simulace. V experimentální části je nejprve popsán tvářený materiál. Z tohoto důvodu u něj byly pomocí statické zkoušky tahem

experimentálně zjištěny základní materiálové charakteristiky a definována křivka zpevnění. Následně byl vypočítán tvar a rozměry polotovaru. Z těchto hodnot byl stanoven počet tahů a navrženy rozměry tažných nástrojů. Tyto navržené hodnoty byly následně ověřeny pomocí numerické simulace v softwaru PAM-STAMP 2G.

Cílem práce je tedy za pomoci numerické simulace navrhnout takový technologický postup výroby sifonové bombičky, který bude zadavatel schopen bez komplikací aplikovat do svého výrobního portfolia.

2 Teoretická část

Teoretická část předkládané práce je rozdělena do několika kapitol. První z nich se zabývá charakteristikou materiálů používaných pro technologii hlubokého tažení, přičemž je zaměřena pouze na oceli. Následuje stručné představení technologie hlubokého tažení včetně popisu napěťových stavů. Třetí kapitola je zaměřena na konvenční a čtvrtá kapitola na nekonvenční metody tažení. U každé metody je kromě samotného popisu přiloženo také názorné schéma. Pátá kapitola charakterizuje statickou zkoušku tahem včetně její aproximace a šestá kapitola definuje anizotropii. Poslední kapitola teoretické části se zabývá numerickými simulacemi a její součástí je i přiblížení softwaru PAM-STAMP 2G.

2.1 Materiály používané pro technologii hlubokého tažení

Pro každou z výrobních technologií plošného a objemového tváření jsou vhodné některé konkrétní materiály. Aby mohl být materiál použitelný pro danou technologii, musí disponovat mechanickými, chemickými a jinými vlastnostmi předurčujícími ho pro dané zpracování. Pro technologii hlubokého tažení je touto vlastností především tažnost. Významným hlediskem ovlivňujícím tažnost je chemické složení, přičemž u ocelí je kladen důraz na množství obsaženého uhlíku, kdy je cílem jeho obsah snižovat.

2.1.1 Nízkouhlíkové hlubokotažné oceli

Nízkouhlíkové hlubokotažné oceli jsou základním materiálem pro technologii hlubokého tažení díky své dobré tvárnosti za studena. Dodávají se ve formě pásů nebo plechů válcovaných za studena. Některé z nich mají zaručenou svařitelnost běžnými postupy a lze je povrchově upravovat dle potřeby. Maximální obsah uhlíku těchto ocelí je 0,13 %. Mez kluzu $R_{p0,2}$ mohou mít až 180 MPa, mez pevnosti v tahu R_m okolo 300 MPa a celkovou tažnost A_{80mm} okolo 35 %. Jsou vyráběny v neuklidněném stavu nebo uklidněném stavu, který je získán legováním pomocí hliníku. Pro neuklidněné oceli s obsahem uhlíku menším než 0,1 % je typické stárnutí. Jedná se o pomalou, samovolnou změnu fyzikálních, mechanických a chemických vlastností. Proces stárnutí způsobují atomy volného dusíku a uhlíku v blízkosti dislokací. Lze mu zabránit přísadami prvků snižující koncentraci uhlíku a dusíku v železe. Těmi mohou být např. P, Al, Mn, Ti, Nb, V a další [1, 2].

2.1.2 IF oceli

Zkratka IF vychází z anglického Interstitial Free, neboli bez intersticií. Jedná se o oceli s velmi nízkým obsahem uhlíku, kdy jeho konečný obsah je získán pomocí technologie vakuového odplynění a bývá okolo 0,015 %. Dále jsou mikrolegovány titanem a niobem, které slouží k vyčištění feritické matrice od interstiticky rozpuštěného doprovodného uhlíku

a dusíku. Další schopností niobu je zjemnění zrn a zvýšení odolnosti proti stárnutí. Velmi nízký obsah uhlíku v kombinaci se stabilizací tuhého roztoku vede ke zlepšení tažnosti a zvýšení součinitele plastické anizotropie r . Redukcí obsaženého uhlíku klesají pevnostní vlastnosti, ty jsou však kompenzovány mikrolegujícími prvky [3]. Přesto tyto oceli mají nízkou mez kluzu $R_{p0,2}$ v rozmezí od 160 MPa do 190 MPa a pevnost R_m okolo 300 MPa. Z tohoto důvodu byly vyvinuty IF HS (Interstitial Free High Strength) oceli se zvýšenou mezí kluzu $R_{p0,2}$ okolo 220 MPa a mezí pevnosti R_m okolo 440 MPa bez výrazného snížení tažnosti. Zlepšení mechanických vlastností IF HS ocelí je dosaženo přidáním fosforu v množství okolo 0,03 % [4, 5].

2.1.3 HSLA oceli

Zkratka HSLA vychází z anglického High Strength Low Alloy, jedná se tedy o pevnostní mikrolegované oceli. Opět to jsou oceli s nízkým obsahem uhlíku kolem 0,1 % mikrolegované titanem, niobem a oproti IF ocelím navíc také vanadem. Tyto prvky se mohou jako legury vyskytovat samostatně nebo v kombinacích. Jsou běžně dostupné ve formě pásů nebo plechů, které mohou být válcované za tepla i za studena. Teplota zpracování má vliv na výsledné mechanické vlastnosti. Pro polotovary válcované za studena se mez kluzu $R_{p0,2}$ pohybuje v rozmezí od 210 MPa do 500 MPa a pevnost R_m mezi hodnotami od 310 MPa do 560 MPa. Pro polotovary válcované za tepla platí hodnoty meze kluzu $R_{p0,2}$ od 240 MPa do 700 MPa a pevnosti R_m od 290 MPa do 750 MPa. Celková tažnost A_{80mm} obou typů bývá okolo 20 %, přičemž s rostoucím poměrem uhlíku klesá [6]. Takto vysoké hodnoty pevností jsou docíleny výslednou jemnozrnnou strukturou doplněnou precipitačním vytvrzením částic titanu, niobu a vanadu. Tyto oceli mají navíc vysokou rázovou pevnost, torzní tuhost a únavovou pevnost. Představují tak velmi dobrý kompromis mezi poměrně vysokými pevnostními vlastnostmi při zachování dobrých plastických schopností. Proto našly uplatnění v řadě aplikací nejen v automobilovém průmyslu [3, 7].

2.1.4 Ocel používaná pro navrhovanou sifonovou bombičku

Konkrétním materiálem používaným pro výrobu navrhované sifonové bombičky je ocelový plech ČSN EN 10130 DC05 (dále jen „DC05“), norma ho také uvádí pod číselným označením 1.0312. Tento materiál je znám pod dřívějším označením FeP05. Jedná se o nelegovanou jakostní ocel patřící do skupiny nízkouhlíkových hlubokotažných ocelí popsaných v bodě 2.1.1, je tedy dodávána ve formě pásů nebo plechů válcovaných za studena. Jmenovitá tloušťka použitých svitků plechu t je 1,15 mm a není u nich provedena žádná povrchová úprava. Dle normy se musí polotovary dodávat v dezoxidovaném, neboli plně uklidněném stavu a to pomocí hliníku. Provedením dezoxidace musí výrobce zaručit

nejen zachování mechanických vlastností po dobu 6 měsíců, ale také eliminaci vzniku deformačních čar během tváření [8, 9]. Tabulkové hodnoty mechanických vlastností a chemického složení v hmotnostních procentech jsou uvedeny v tab. 2.1.

Tab. 2.1 Tabulkové hodnoty mechanických vlastností a chemického složení oceli DC05 [9]

Mechanické vlastnosti					Chemické složení			
$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80mm} min. [%]	r_{90} min. [1]	n_{90} min. [1]	C max. [hm %]	P max. [hm %]	S max. [hm %]	Mn max. [hm %]
≤ 180	270 ÷ 330	40	1,9	0,200	0,06	0,025	0,025	0,35

Hodnoty uvedených mechanických vlastností platí pro směr 90° vůči směru válcování po převálcování za studena a pro účely navrhování mechanicky zatěžovaných strojních součástí se mez kluzu $R_{p0,2}$ snižuje na hodnotu 140 MPa [9].

2.2 Technologie hlubokého tažení

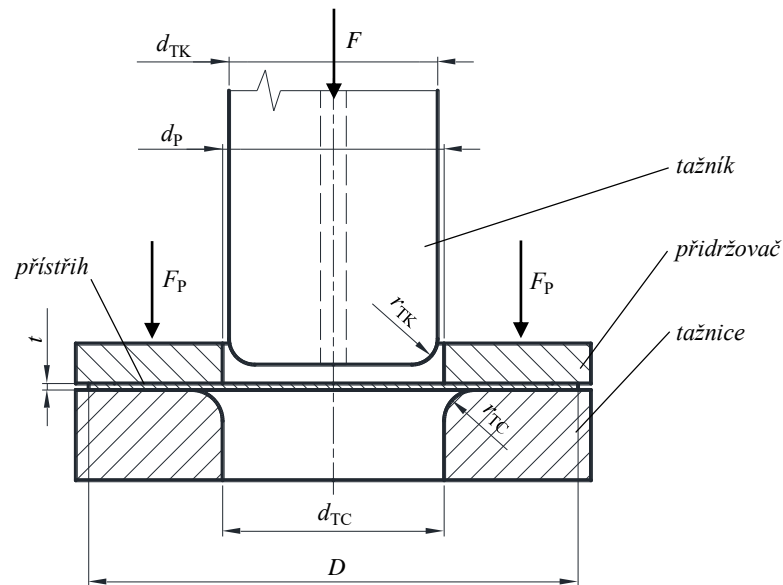
2.2.1 Základní definice

Technologie hlubokého tažení je jednou ze základních technologií plošného tváření, kdy v naprosté většině případů probíhá za studena. Jedná se o technologický proces, během kterého je rovinný prístřih plechu nebo pásu tvářen na jeden nebo více tahů v polouzavřené, nerozložitelnou nádobu zvanou výtažek. Ta může mít jednoduchý rotační, hranatý nebo složitě nesymetrický tvar. Lze tedy vyrábět široký sortiment výrobků zejména v sériové a hromadné výrobě. Výtažky jsou charakteristické dobrou rozměrovou a tvarovou přesností doprovázenou velmi dobrou drsností. Tažením za studena navíc dochází využíváním zásoby plasticity ke zvýšení hodnot meze kluzu a meze pevnosti, tj. ke zpevnění materiálu. Mezi technologie plošného tváření se řadí právě z toho důvodu, že se významně nemění tloušťka polotovaru. Používaný tažný nástroj se skládá z tažníku, tažnice a ve většině případů také z přídržovače [1, 10].

2.2.2 Princip technologie

Princip technologie hlubokého tažení je založen na vtahování prístřihu materiálu pomocí tažné síly F aplikované tažníkem v osovém směru. Prístřih nemusí mít pouze kruhový tvar, tzv. rondel, používaný pro rotační výtažky, ale také různě tvarový dle vyráběného výtažku. Tvářený materiál je tažen přes zaoblenou tažnou hranu tažnice do jejího otvoru. U něho tak musí být překonána hranice elastických deformací až do oblasti plastického stavu, ale zároveň nesmí být překročena jeho pevnost, jinak dojde k porušení

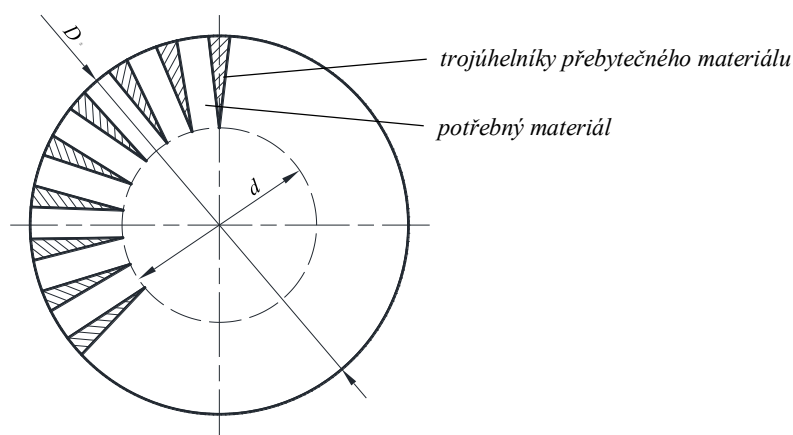
výtažku a utržení jeho dna. Hrana tažníku je také zaoblena, aby nedocházelo k zadírání přístřihu během procesu tažení. Mezi tažníkem a otvorem tažnice se nachází tažná mezera neboli vůle sloužící pro přemístění materiálu. Hluboké a tvarově složitější výrobky nelze vytáhnout na jeden tah, protože nesmí být překročena deformační schopnost materiálu v daném tahu. Proto je používáno tažení na více tahů, kdy se potřebný počet tahů určuje pomocí výpočtových vztahů. Dále lze táhnout bez nebo se ztenčením stěny výtažku [10, 11].



Obr. 2.1 Princip technologie hlubokého tažení [zdroj: vlastní]

d_{TK} - průměr tažníku, d_{TC} - průměr tažnice, d_P - průměr přidržovače, D - průměr přístřihu
 t - tloušťka, F - tažná síla, F_P - přidržovací síla, r_{TK} - zaoblení tažníku, r_{TC} - zaoblení tažnice

Doprovodným jevem při tažení tenkých plechů je vznik přehybů vedoucí ke zvlnění materiálu. Vlny jsou způsobeny hromaděním přebytečného materiálu ve tvaru trojúhelníků, viz obr. 2.2. Čím je rozdíl mezi průměry přístřihu D a tažníku d_{TK} větší, tím více materiálu přebývá a dochází k většímu namáhání taženého materiálu. V krajním případě mohou vzniklé vlny způsobit zadření výtažku v oblasti tažné hrany a utržení dna v oblasti největších tahových napětí. K zamezení vlnění je používán přidržovač působící na materiál tlakovou silou F_P a vyvolávající v oblasti příruby výtažku tlakové tečné napětí. Mezi přidržovačem a horním čelem tažnice vzniká mezera, ve které se materiál může posouvat, ale nemůže se vlnit. Přebytečné trojúhelníky materiálu jsou přemístěny do oblasti stěny výtažku, neboť při tažení platí zákon zachování objemu. Mělké výtažky z plechů o větších tloušťkách smějí být taženy bez použití přidržovače, neboť není uplatněn velký stupeň deformace a nehrozí přílišné zvlnění materiálu [10, 11].



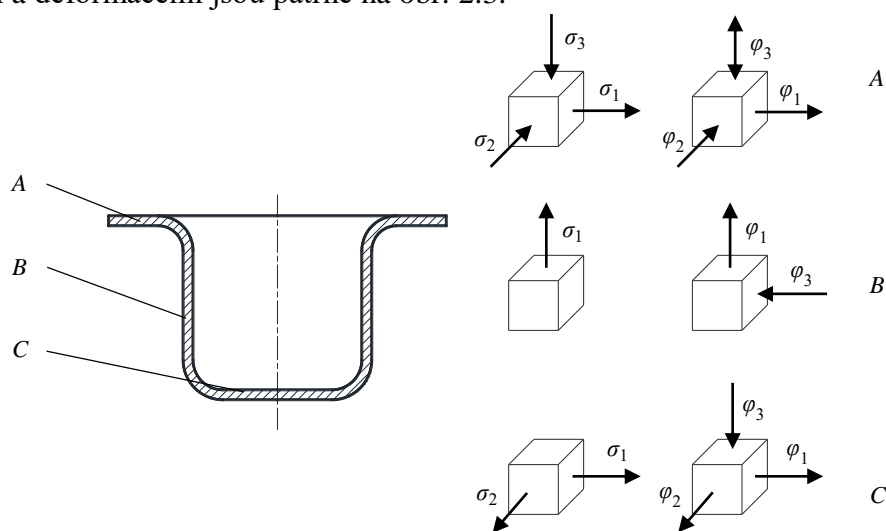
Obr. 2.2 Schéma přebytečného materiálu [zdroj: vlastní]

D - průměr přístřihu, d - vnitřní průměr výtažku

Mezi další průvodní jevy a vady výtažků patří cípatost výtažků způsobená anizotropií materiálu, zvlnění stěny výtažku, povrchové vrásky, zadírání povrchu a další. Z důvodu cípatosti se musí výtažky ostříhovat [12]. Zároveň musí být k získání kvalitního výtažku s požadovanou přesností dodrženy optimální technologicko-konstrukční parametry zahrnující volbu vhodného plechu, typu maziva, typu lisu a povrchových úprav činných ploch tažných nástrojů. Proto hluboké tažení patří mezi nejnáročnější technologie plošného tváření [1].

2.2.3 Napěťové stavy

Pro každou část výtažku platí jiné napěťové stavy, kdy jednotlivé oblasti s rozdílnými napjatostmi a deformacemi jsou patrné na obr. 2.3.



Obr. 2.3 Schéma napětí a deformací při tažení rotačního výtažku [zdroj: vlastní]

V oblasti příruby výtažku pod označením „A“ vzniká při použití přidržovače prostorová napjatost složená z tahového radiálního napětí σ_1 , tlakového tečného napětí σ_2 v obvodovém směru a tlakového napětí od přidržovače σ_3 . Napětí σ_3 je avšak oproti dvěma

předcházejícím velmi malé, a proto ho lze zanedbat. Tomuto napěťovému stavu odpovídá deformační stav skládající se z kladné radiální deformace φ_1 , záporné tečné deformace φ_2 a deformace tloušťky materiálu φ_3 . Ta závisí na technologických poměrech výroby a může být kladná i záporná. V případě tažení bez přidržovače odpadá napětí σ_3 a napjatost se tak stává rovinnou.

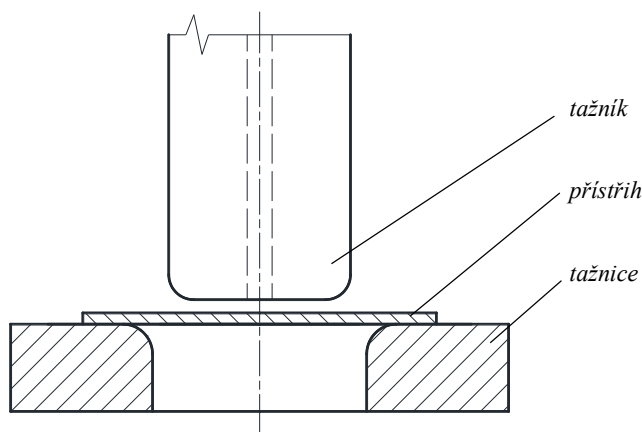
V oblasti válcové stěny výtažku se pod označením „B“ nachází pouze jednoosá napjatost způsobená tahovým radiálním napětím σ_1 . Deformace je zde rovinná, skládá se z kladné radiální deformace φ_1 , která má za následek společně s přebytečným materiálem prodlužování výtažku a záporné deformace tloušťky φ_3 způsobující ztenčování plechu.

V oblasti dna výtažku pod označením „C“ vzniká rovinná napjatost složená z tahového radiálního napětí σ_1 a tahového tečného napětí σ_2 . Deformace je zde prostorová, skládá se z kladné radiální deformace φ_1 , kladné tečné deformace φ_2 a záporné deformace φ_3 , která způsobuje ztenčení dna a projevuje se hlavně při tažení na více tahů [1, 13].

2.3 Konvenční metody tažení

2.3.1 Tažení bez přidržovače

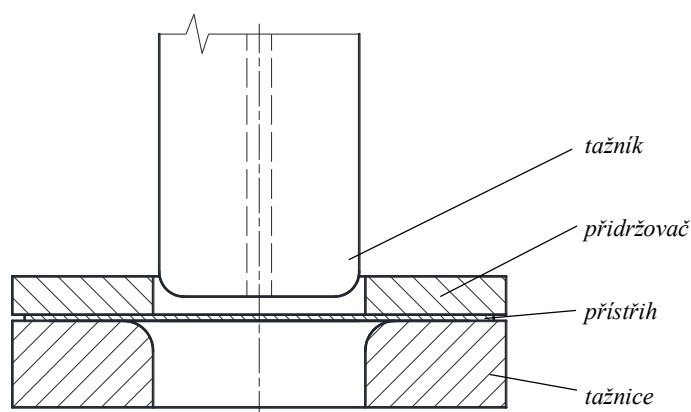
Tažení bez přidržovače je základní a nejjednodušší metodou technologie tažení. Její výhodou je malý počet tažných nástrojů a jejich jednoduchá konstrukce. Přesto se v technické praxi vyskytuje jen velmi málo, neboť jak již bylo zmíněno, absence přidržovače způsobuje zvlnění výtažku, nebezpečí ztráty stability a možné zadření výtažku v oblasti tažné hrany. Z tohoto důvodu se u této metody navrhuje větší tažné mezery. Existuje několik teorií určující limitní redukci průměru vůči průměru a tloušťce přístříhu. Pro polotovary o velkých tloušťkách byly vyvinuty speciální typy tažnic s úpravou tažné hrany jako je například Tratrix tažnice nebo osazená tažnice. Touto metodou mohou být vyráběny pouze mělké výtažky z plechů o větších tloušťkách, kdy nedochází k přílišnému zvlnění materiálu [11, 12].



Obr. 2.4 Schéma tažení bez přidržovače [zdroj: vlastní]

2.3.2 Tažení s přidržovačem

Oproti předchozí metodě se použitím přidržovače eliminuje vznik vln, proto je velmi důležitým prvkem tažných nástrojů. U něho musí být regulována přidržovací síla působící na přírubu přístříhu a její velikost se volí v závislosti na tvářeném materiálu. V praxi se využívají dva základní principy ovládní přidržovačů. První princip je založen na pevném přidržovači, kde je nastavena konstantní mezera mezi přidržovačem a tažnicí. Maximální zvlnění je tak rovno vůli mezi přidržovačem a tažnicí. Snížením vzdálenosti těchto dvou částí nástrojů dochází k nárůstu přidržovací síly. Druhý princip je založen na ovládní přidržovací síly pomocí pružin, hydraulických válců nebo pneumatických válců a dochází tak ke korigování toku materiálu. Výhodou silově ovládaného přidržovače je snadné ovládní a řízení přidržovací síly v případě potřeby. Nevýhodou oproti prvnímu principu je vyšší pořizovací cena [12, 14].



Obr. 2.5 Schéma tažení s přidržovačem [zdroj: vlastní]

2.3.3 Tažení na více tahů

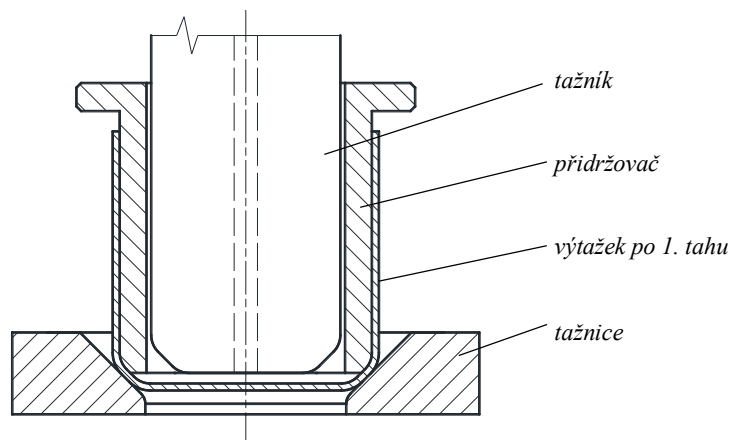
Technologie tažení na více tahů se používá pro výrobu hlubokých a tvarově složitějších výrobků, které nelze vytáhnout na jeden tah. Omezujícím kritériem je deformační schopnost materiálu a ta nesmí být v daném tahu překročena. Potřebný počet

tahů se určuje použitím součinitele odstupňování tahů neboli součinitelem tažení m , který má pro rotační výtažky tvar [10]:

$$m = \frac{d_S}{D_0} \quad (2.1)$$

kde značí: m - součinitel tažení [1],
 d_S - střední průměr výtažku [mm],
 D_0 - průměr přístřihu [mm].

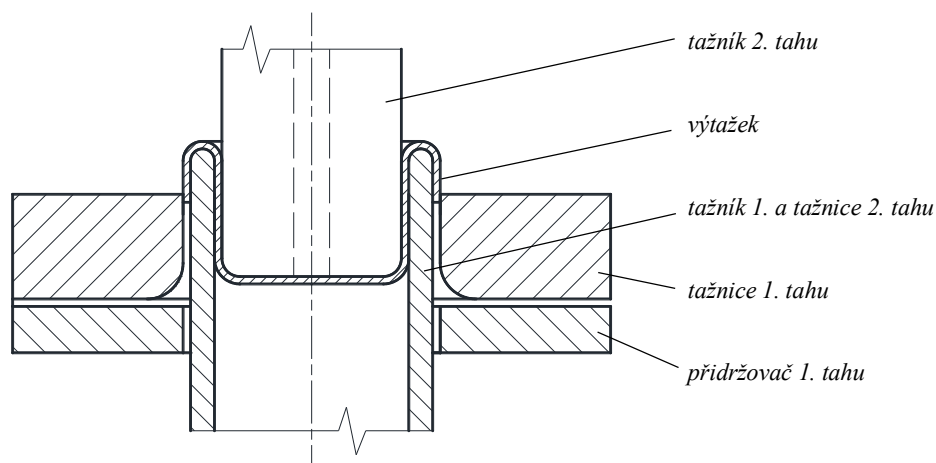
Hodnoty mezních součinitelů tažení m se liší v závislosti na tvaru výtažku, druhu tvářeného materiálu, mnoha dalších faktorech a lze je nalézt v příslušných tabulkách. U některých výrobků se mezi jednotlivé tahy zařazuje rekrytalizační žíhání pro obnovení tvárnosti [15]. Nástroje pro první tah se prakticky neliší od těch pro tažení na jeden tah s použitím přidržovače. V druhém a dalších tazích má přidržovač takový tvar, aby se vešel mezi tažník a výtažek z předchozího tahu, viz obr. 2.6. U některých výtažků vyjde počet tahů tak, že v posledním tahu dochází k pouze malé redukci průměru, a tak se přidržovač vůbec nepoužije. V technické praxi se v naprosté většině případů používá tažení v obrácené poloze, kdy je výtažek pomocí pohyblivé tažnice přetahován přes nepohyblivý tažník a přidržovač je ovládán zespoda [12].



Obr. 2.6 Schéma tažení na více tahů (2. a další tah) [zdroj: vlastní]

2.3.4 Zpětné tažení

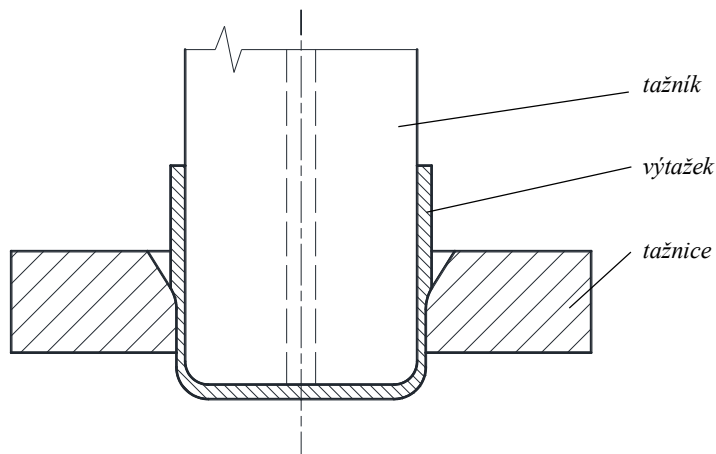
Technologie zpětného tažení nachází uplatnění u výtažků z tenkých plechů, kde dvojnásobnou deformací dochází k vysokému deformačnímu zpevnění materiálu. Tvářený materiál tak musí mít dostatečnou zásobu plasticity pro absorbování velkého stupně deformace. Po prvním tahu provedeném tažením v obrácené poloze je výtažek místo klasického druhého tahu přetahován tažníkem druhého tahu do dutiny tažníku prvního tahu, který tak v druhém tahu slouží jako tažnice. Vnitřní stěny výtažku prvního tahu se po provedení zpětného tažení stanou vnějšími stěnami. Výhodou této metody je velká stabilita výtažků společně s vysokou rozměrovou a tvarovou přesností [16].



Obr. 2.7 Schéma zpětného tažení [zdroj: vlastní]

2.3.5 Tažení se ztenčením stěny

Metoda tažení se ztenčením stěny je založena na redukcí tloušťky stěny výtažku při současném zvýšení výšky výtažku, neboť během tažení platí zákon zachování objemu. Lze tak vyrobit výtažky s tloušťkou stěny menší než s tloušťkou dna. Redukci stěny lze provádět již při jednotlivých tazích kromě prvního tahu. Častěji používaným postupem je nejdříve tažení klasickým způsobem na jeden nebo více tahů dle potřeby a ztenčování stěny výtažku se provádí jako poslední samostatná operace pomocí záporné tažné mezery. Tak jako v předchozích metodách se i zde vyskytují kritické hodnoty redukce stěny s ohledem na tažnou sílu a jejich překročením hrozí utržení dna výtažku. Ve stěně výtažku opět dochází k vysokému deformačnímu zpevnění [11, 17].



Obr. 2.8 Schéma tažení se ztenčením stěny [zdroj: vlastní]

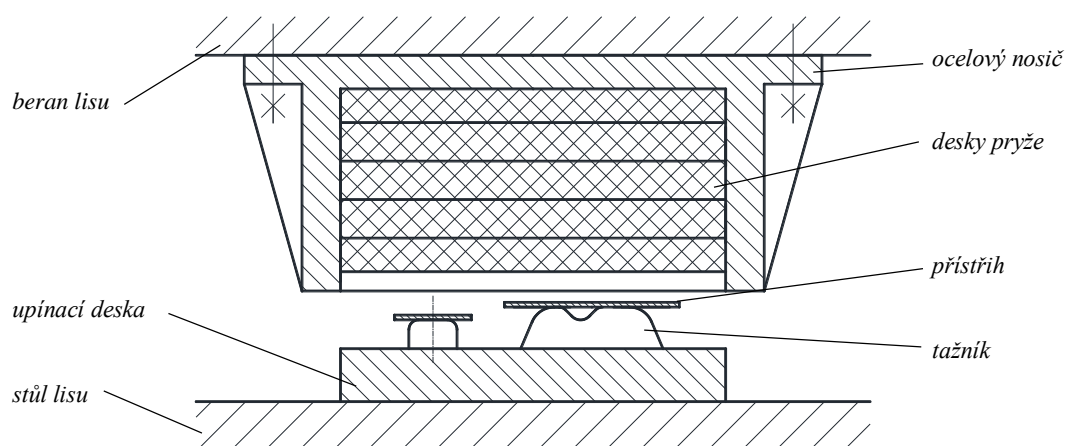
2.4 Nekonvenční metody tažení

Nekonvenční metody tažení se také někdy nazývají jako metody s nepevnými nástroji, typickým znakem těchto metod je, že jedna z částí tažného nástroje (častěji tažnice) je nahrazena flexibilním materiálem, kterým může být nejčastěji pryž, kapalina nebo jejich kombinace. S tím je spojeno snížení nákladů nástroje, neboť pryž a kapalina bývají levnější

než přesně obráběné kovové nástroje. Pro tyto metody jsou typické během tažení jiné napěťové stavy tvářeného materiálu než u klasického konvenčního tažení a to z důvodu nepevného nástroje. Zároveň je použitím pružného, měkkého prvku zabráněno poškození nebo poškrábání materiálu během tváření [11, 18].

2.4.1 Metoda Guerin

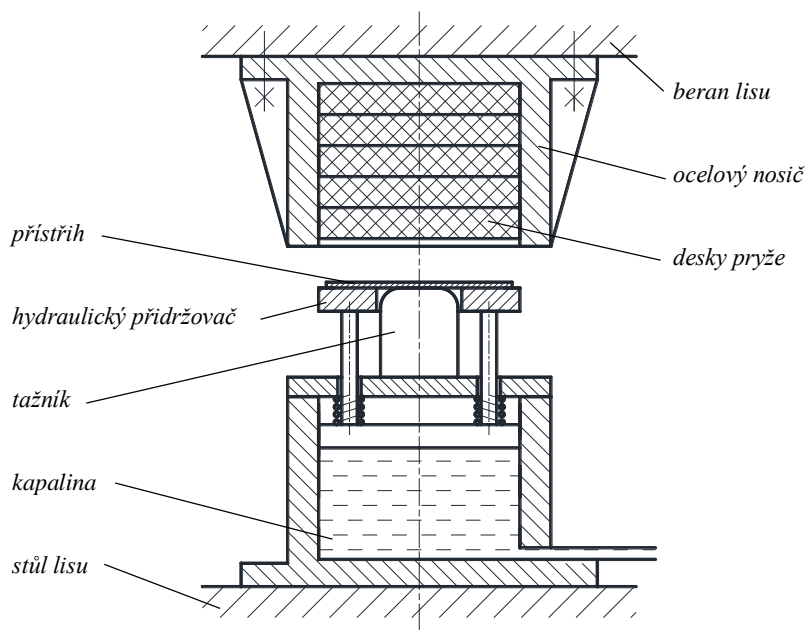
Metoda Guerin patří mezi metody tváření nepevnými nástroji pomocí pryže a lze s ní stříhat, ohýbat a vyrábět mělké výtažky. Hlavním prvkem je pryžový blok složený z jednotlivých desek pryže, jako celek je uložený v polootevřeném ocelovém nosiči hydraulického lisu a při použití této metody pro tažení plní funkci tažnice. Během tváření je využíváno elastických vlastností pryže, její tvrdost závisí na prováděné operaci, pro stříhání je například vyšší než pro ohýbání a tažení. Tažník je zde pevný, nemusí být vyroben pouze z oceli, lze se také setkat s variantami z plastu, dřeva a dalších snadno obrobitelných materiálů. Na jednom nepohyblivém stole stroje lze mít vedle sebe více různých tažníků a na jeden zdvih je možné vyrábět odlišné tvary výrobků. Tvářený materiál se položí na tažník takovým způsobem, aby okraje polotovaru přesahovaly přes jeho hranu. Během samotného procesu tváření sjede horní pohyblivý nosič s pryží směrem dolů, vznikne tak potřebné napětí k deformaci pryže a přetlačení plechu na tažník. Napětí je možné lokálně zvýšit pomocí příslušenství, které tvarově upraví plochu stolu. Touto metodou lze zpracovávat pouze plechy s malou tloušťkou, při změně tloušťky zpracovávaného plechu musí být zvolena pryž se správnou tuhostí. Značnou nevýhodou je absence přidržovače, a proto lze touto metodou vyrábět pouze mělké výtažky, kde nehrozí přílišné zvlnění. Tlak deformované pryže sice dokáže částečně nahradit funkci přidržovače, ale velikost tlaku není dostatečná, aby zabránila zvlnění při tažení hlubokých výtažků. Další nevýhodou je rychlé opotřebení desek pryže, a proto je tato výrobní technologie vhodná pro kusovou a malosériovou výrobu [10, 19].



Obr. 2.9 Schéma metody Guerin [zdroj: vlastní]

2.4.2 Metoda Marform

Metoda Marform se také řadí mezi technologie tváření pomocí pryže, princip a zařízení vychází velkou částí z metody Guerin. Opět se zde nachází pryžový blok plnící funkci tažnice a jeho výška by pro zamezení rychlého opotřebování měla být alespoň trojnásobkem výšky výtažku [13]. Tažník je opět pevný, ale z důvodu větších tlaků zde nenajdou uplatnění tažníky plastové nebo dřevěné. Oproti předchozí metodě je zde použit i přídržovač, který je vyrovnán do stejné roviny jako čelo tažníku. Jeho funkce je stejná jako v ostatních metodách tažení a při zpětném pohybu do výchozí polohy slouží také jako stírač právě vytaženého výrobku. Jeho pohyb je ovládán hydraulicky. Přístřih plechu se položí na společnou plochu tažníku s přídržovačem a svislým pohybem beranu lisu směrem dolů dojde k přetažení polotovaru na tažník. Přídržovač je přetlačován pomocí pryže do spodní polohy a přídržovací tlak je pro optimální technologické podmínky regulován pomocí ventilu hydraulického obvodu. Jedná se tedy o tažení v obrácené poloze. Použitím přídržovače lze vytáhnout vysoké výtažky bez zvlnění při dosažení malého součinitele tažení m , tj. velké redukce průměru. Pro správný průběh procesu tváření musí být zvolena pryž s dostatečnou tuhostí, čím pevnější plech je tvářen, tím větší musí být odpor pryže. Nevýhodou jsou vyšší náklady na stroj než u metody Guerin, protože je potřeba dvojčinný lis pro ovládání horního beranu i přídržovače. Další nevýhodou je nízká životnost nástroje [10, 12].

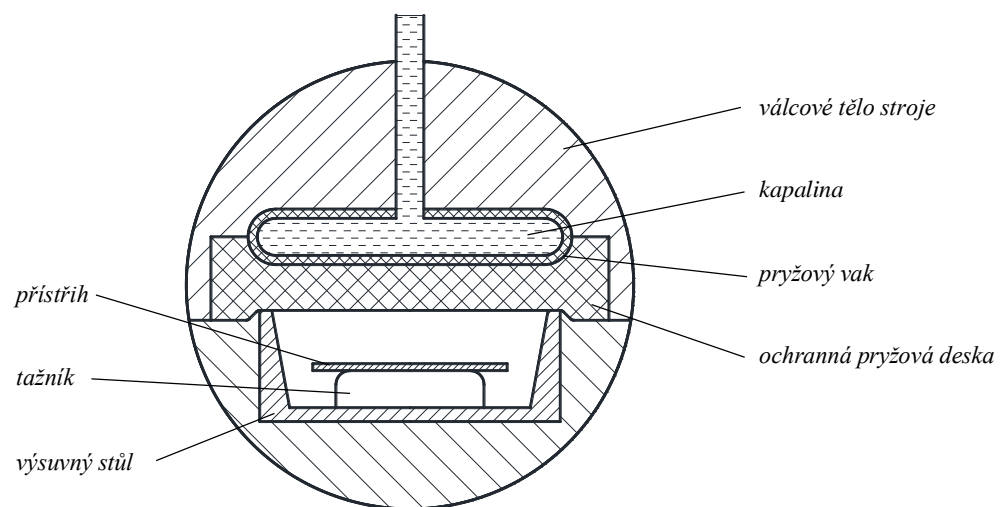


Obr. 2.10 Schéma metody Marform [zdroj: vlastní]

2.4.3 Metoda Wheelon

Metoda Wheelon (nebo její modifikace Verson - Wheelon) částečně vychází z metody Guerin a patří mezi technologie tváření nepevnými nástroji pomocí tlaku kapaliny v pryžovém vaku. Tím odpadá problém metod Guerin a Marform spočívající ve volbě pryže

se správnou tuhostí pro tažení daného plechu. Výhodnou vlastností kapaliny je všesměrový tlak, což je vykompenzováno zvýšenými nároky na těsnost celého systému. Nepevnými částmi nástroje jsou v této metodě pryžový vak naplněný kapalinou plnící funkci tažnice a ochranná pryžová deska přenášející tlak kapaliny a chránící pryžový vak před přímým stykem s tvářeným materiálem. Tažník je zde pevný, konstrukčním provedením se neliší od tažníku pro metodu Guerin a nejčastěji je vyroben z kovového materiálu. Plastový ani dřevěný tažník zde není vhodný, protože tlak kapaliny by mohl způsobit jeho poškození. Po založení polotovaru a zasunutí stolu do stroje dojde k vyvození hydraulického tlaku, jehož hodnota se pohybuje v rozmezí od 35 MPa do 140 MPa. Ten způsobí nafouknutí pryžového vaku, vznik tvářecí síly, deformaci ochranné pryžové desky a ta je tak schopna vytáhnout polotovaz do požadovaného tvaru. Z důvodu absence přidržovače je tato metoda vhodná pouze pro mělké výtažky a tvarově jednoduché součásti, ale použitím ochranné pryžové desky je dosaženo vyšší životnosti nástroje, kdy lze vyrábět větší série výtažků. Časová náročnost celého procesu je vyšší než u ostatních konvenčních i nekonvenčních metod tažení, protože opakované napouštění a vypouštění vaku s kapalinou zabere poměrně hodně času. Jedná se o nepřímou metodu, protože mezi vakem s kapalinou a přístřihem plechu se ještě nachází ochranná pryžová deska [11, 12].

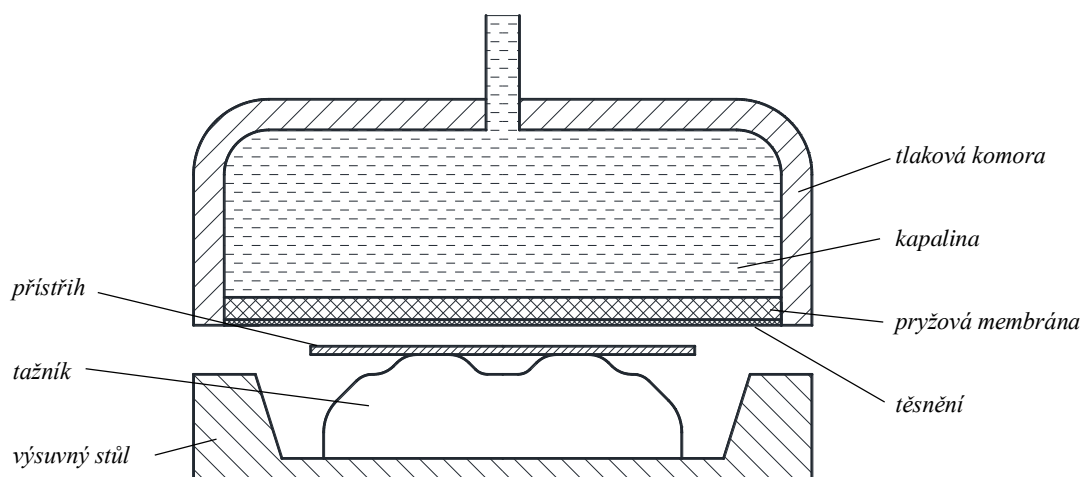


Obr. 2.11 Schéma metody Wheelon [zdroj: vlastní]

2.4.4 Metoda ASEA Quintus

Modifikací nepřímé metody Wheelon vznikla přímá metoda ASEA Quintus, kdy tvářený materiál je v přímém kontaktu s pryžovou membránou. Svým principem se tato metoda spíše podobá metodě Hydroform, o které bude teprve pojednáno v kapitole 2.4.5. Úprava nepevné tažnice spočívá v odstranění ochranné pryžové desky a nahrazení pryžového vaku pryžovou membránou s těsněním. Tažník zůstal oproti předchozí metodě beze změn. Polotovary se umístí na tažníky upevněné na stůl a ten se zasune do stroje. Zde

se tlaková komora s kapalinou a pryžovou membránou začne posouvat svisle dolu směrem na tažník. Zároveň zvyšováním hydraulického tlaku pomocí hydraulického obvodu dojde k deformaci pryžové membrány společně s tvářeným materiálem do požadovaného tvaru daného pevným tažníkem. Hodnota tvářecího tlaku se pohybuje od 100 MPa do 200 MPa. Tato metoda dovoluje vyrábět hlubší a tvarově náročnější výtažky než předchozí modifikace Wheelon, protože tenká pryžová membrána dokáže zatéct do tvarově náročnějších profilů. Přesto se v porovnání s ostatními metodami tažení jedná spíše o mělké tahy. Omezení této metody spočívá v přímém kontaktu pryžové membrány s tvářeným materiálem, neboť zde není ochranná pryžová deska. Proto nesmí být navrhovány na tvářených dílech ostré hrany, jinak by mohlo dojít k protržení tenké pryžové membrány [12]. Mikroprocesor dokáže regulovat ventily v hydraulickém odvodu, kdy na začátku tažení je tlak nízký a následně je zvýšen při dokončování procesu tažení [11].



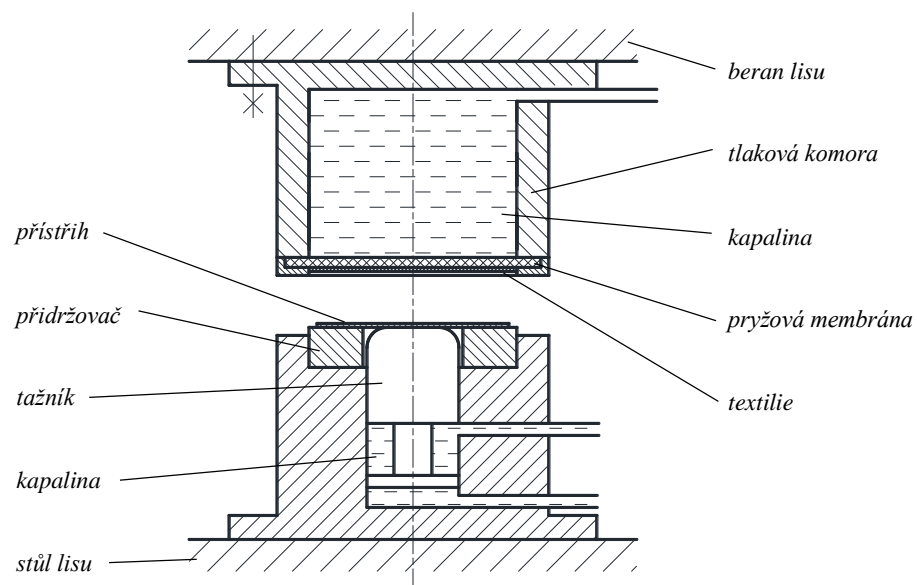
Obr. 2.12 Schéma metody ASEA Quintus [zdroj: vlastní]

U obou těchto modifikací se na strojích používají výsuvné stoly, které umožňují usadit více tažníků různých tvarů. To je možné z toho důvodu, že pryžový vak, respektive pryžová membrána pokrývají ve stroji celou plochu pracovního stolu. Velmi častá je i dvojice nezávisle ovládaných stolů, kdy na jednom stole obsluha nebo robot vyjímá hotové kusy, vkládá nové přístřihy a druhý stůl je mezitím zasunut uvnitř stroje, kde probíhá tváření. Tato koncepce zvyšuje produktivitu a eliminuje prostoje ve výrobě [12].

2.4.5 Metoda Hydroform

Metoda Hydroform se řadí mezi technologie tváření nepevnými nástroji pomocí tlaku kapaliny přeneseného pryžovou membránou. V některých literaturách, zejména zahraničních, se pod pojmem hydroform nebo hydroforming označují veškeré metody tažení nepevnými nástroji. Tato technologie je koncepčně podobná metodě Marform, kdy pryžový polštář v ocelovém nosiči je nahrazen nepevnou tažnicí v podobě tlakové komory

s kapalinou a pryžovou membránou. Tloušťka membrány se pohybuje okolo 60 mm a bývá opatřena textilií, což zvyšuje její životnost. Ve spodní části nástroje je umístěn hydraulicky ovládaný tažník, který je opět z důvodu velkých tlaků kovový. Tvářecí stroj tak má dva hydraulické okruhy se společným řízením. V rovině zasunutého tažníku je nepohyblivý prstencový přídržovač. Samotný proces metody spočívá nejdříve v založení přístřihu na přídržovač a přitlačení obou částí stroje k sobě. V tlakové komoře je tlak navýšen na počáteční hodnotu okolo 50 MPa a pryž společně s přídržovačem tak vytvoří přídržovací prvek. Poté je tažník pomocí hydraulického pohonu přetlačen směrem nahoru do tlakové komory a pryžová membrána s plechem se hydrostatickým tlakem kapaliny začnou tvářet. Dochází ke zvyšování tlaku tažníku až na hodnotu okolo 100 MPa při současném zachování tlaku a odpouštění přebývající kapaliny v tlakové komoře. Po dosažení horní polohy a vrácení do výchozí polohy je výtažek připraven k vyjmutí. Pryžovou membránou je zabráněno přímému kontaktu plechu s kapalinou, čímž odpadají problémy s korozními účinky tvářeného materiálu. Výhodou této metody je schopnost vyrobit hluboké výtažky se složitým tvarem dna, protože během tváření působí na materiál tlak kapaliny [10, 12].

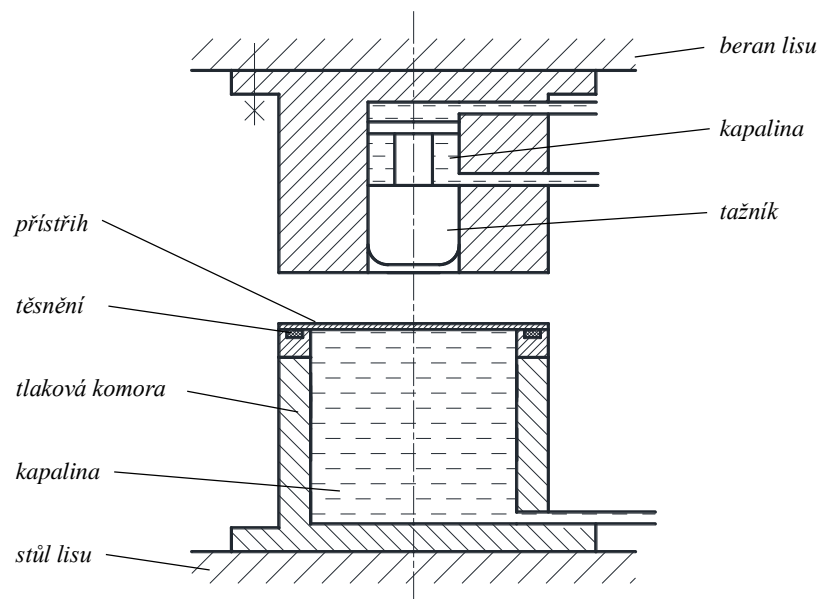


Obr. 2.13 Schéma metody Hydroform [zdroj: vlastní]

2.4.6 Metoda Hydro-Mec

Metoda Hydro-Mec, neboli hydromechanické tažení, patří mezi technologie tváření nepevnými nástroji pomocí tlaku kapaliny. Tato metoda je svým principem téměř shodná s metodou Hydroform, neobsahuje však žádný pryžový prvek. Uplatňuje se zde odlišná koncepce, kdy se nepevná tažnice nachází ve spodní nepohyblivé části stroje a je tvořena tlakovou komorou s kapalinou. V horní pohyblivé části je umístěn pevný tažník, který je hydraulicky ovládaný. Přídržovač je vytvořen vzájemným přitlačením spodní části s těsnícím kroužkem a horní části stroje. Pro zhotovení výtažku je nejdříve stroj otevřen a tlaková

komora zaplněna do výchozí výšky hladiny. Po vložení přístřihu sjede horní část stroje k dolní, stroj se uzavře, utěsní tlakovou komoru a vytvoří se přidržovací tlak. Následně se v tlakové komoře vyvodí hydrostatický přetlak, který předepne polotovar a zároveň přitlačuje plech na tažník během celého procesu tažení. Pak se začne tažník posouvat konstantní rychlostí směrem dolu a přetahuje tak tvářený materiál do tažnice až do potřebné hloubky. Přidržovací tlak usměrňuje tok materiálu. Během tváření tak musí systém kontrolovat přidržovací tlak, tlak v tlakové komoře i pohyb tažníku. Tato metoda je vhodná spíše pro rotační výtažky s velkou hloubkou a složitým tvarem dna. Počátečním předepnutím přístřihu dochází k většímu deformačnímu zpevnění materiálu. Průvodním jevem této metody je vyboulení materiálu proti směru tažení způsobené mezerou mezi tažníkem a spodní částí přidržovače. To se řeší použitím těsnění tažníku a pomocným přívodem tlakové kapaliny. Přímým kontaktem tvářeného materiálu se musí volit taková kapalina, která nezpůsobuje jeho korozi. Absencí pryžového členu se rapidně zvyšuje životnost nástroje, musí však být vyřešeno těsnění celé soustavy [10, 20].



Obr. 2.14 Schéma metody Hydro-Mec [zdroj: vlastní]

Existují další metody tažení a tváření, zejména kategorie metod tváření vysokými rychlostmi, kam patří například tváření výbuchem, elektromagnetické tváření a elektrohydraulické tváření. Ty však ve většině případů vyrábí prolisy, mělké tahy nebo zužují a rozšiřují trubky [12].

2.5 Statická zkouška tahem

2.5.1 Charakteristika zkoušky

Statická zkouška tahem je jednou z nejzákladnějších mechanických zkoušek a slouží pro zjištění základních materiálových charakteristik. Aby byla zaručena opakovatelnost

a porovnatelnost, je normalizována dle normy ČSN EN ISO 6892-1. Zpravidla se neprovádí přímo na vyrobené součásti, ale na zkušebních vzorcích, které mají plochý nebo kruhový tvar. Norma předepisuje nejen tvar zkušebních vzorků, ale také teplotně-rychlostní parametry, při kterých má být zkouška prováděna. Samotná zkouška probíhá na trhacích strojích, kdy se vzorek upne do stroje tak, aby byl namáhán osovým tahem. Následně je podroben rostoucímu zatížení a současně dochází k jeho prodlužování. Zkouška je ukončena v okamžiku přetržení zkušebního vzorku. Během zatěžování se zaznamenává zatěžující síla tenzometrickým snímačem a prodloužení pomocí průtahoměru. Výstupem zkoušky je tedy závislost mezi zatěžovací silou F a celkovým prodloužením ΔL , ta se nazývá pracovní diagram [2, 21].

Pracovní diagram neuvažuje průřez zkušebního vzorku a nešlo by tak porovnávat mezi sebou různé vzorky. Z tohoto důvodu by vytvořen smluvní diagram, který je tvořen závislostí mezi smluvním napětím R a poměrným prodloužením ε . Ty jsou dány vztahy:

$$R = \frac{F}{S_0} \quad (2.2)$$

kde značí: R - smluvní napětí [MPa],
 F - zatěžovací síla [N],
 S_0 - původní plocha průřezu zkušebního vzorku [mm²]

a

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (2.3)$$

kde značí: ε - poměrné prodloužení [1],
 ΔL - celkové prodloužení [mm],
 L_0 - původní délka zkušebního vzorku [mm].

Některými z výsledků statické zkoušky tahem jsou následující materiálové charakteristiky:

- **mez kluzu R_e nebo smluvní mez kluzu $R_{p0,2}$** : poměr zatěžující síly na výrazné mezi kluzu F_e nebo síly $F_{p0,2}$ způsobující poměrné prodloužení ε o hodnotě 0,2 % k původní ploše průřezu S_0 ,
- **mez pevnosti v tahu R_m** : poměr maximální zatěžující síly F_{max} vztažený k původní ploše průřezu S_0 ,
- **Youngův modul pružnosti v tahu E** : směrnice přímky lineární části smluvního diagramu v oblasti platnosti Hookova zákona,
- **homogenní tažnost A_g** : poměrné prodloužení na mezi pevnosti v tahu,
- **celková tažnost A_{xmm}** : maximální hodnota poměrného prodloužení ε_{max} .

V oblasti velkých deformací dochází ke značnému zmenšování plochy průřezu, smluvní diagram uvažující původní průřez zkušební vzorku se stává nevhodným, a proto se smluvní veličiny přepočítávají na skutečné. Vzniká tak skutečný diagram, který je tvořen závislostí mezi skutečným napětím σ a skutečnou deformací φ . Ty jsou dány [2, 21, 22]:

$$\sigma = R \cdot (1 + \varepsilon) \quad (2.4)$$

kde značí: σ - skutečné napětí [MPa]

a

$$\varphi = \ln(1 + \varepsilon) \quad (2.5)$$

kde značí: φ - skutečná deformace [1].

2.5.2 Aproximace zkoušky

Získaná závislost skutečného napětí a skutečné deformace představuje množinu konkrétních bodů. Pro numerickou simulaci je žádoucí tuto množinu aproximovat (popsat) dostatečně přesně pomocí matematického předpisu. Hledají se tak konstanty tohoto předpisu určující tvar křivky zpevnění, které jsou důležitými parametry pro simulaci procesu tváření. Jejich stanovení lze provést pomocí několika norem, přičemž těmi nejpoužívanějšími jsou EN 10130:1991 a ČSN EN ISO 10275. Jednotlivé normy se do sebe liší rozsahem intervalu poměrné deformace v oblasti plastických přetvoření, kde je aproximace prováděna. V závislosti na stavu plastické deformace se také volí konkrétní matematický předpis. Jedním z nich je aproximační vztah dle Swifta-Krupkowskyho, který zní:

$$\sigma = C \cdot (\varphi + \varphi_0)^n \quad (2.6)$$

kde značí: σ - skutečné napětí [MPa],

C - modul monotónního zpevnění [MPa],

φ - skutečná deformace [1],

φ_0 - ofsetová deformace [1],

n - exponent deformačního zpevnění [1].

Přitom platí, že konstanta C představuje míru deformačního odporu a konstanta n popisuje materiál z hlediska schopnosti k plastickým deformacím [14, 23].

2.6 Anizotropie

2.6.1 Definice anizotropie

Anizotropie materiálu představuje rozdílnost mechanických a fyzikálních vlastností v závislosti na směrech vůči souřadnému systému. Je zapříčiněna přítomností strukturní a krystalografické struktury, která vzniká během výroby polotovaru, zejména při tváření za

tepla a odlévání. Proto musí být při odebrání plochého zkušební vzorku respektován i směr válcování, neboť v každém směru vzorek vykazuje rozdílné hodnoty materiálových charakteristik. V materiálových listech bývá často anizotropie zmiňována a zároveň slouží jako vstupní hodnota do numerických simulací procesu tváření [24]. Obecně se rozlišují dva druhy anizotropií.

2.6.2 Plastická anizotropie

Plastická anizotropie se vyšetřuje ve směru tloušťky materiálu a její velikost říká, jak hodně dochází k deformaci materiálu ve směru šířky oproti směru tloušťky. Postup a podmínky určování jsou předepsány normou ČSN EN ISO 10113. Hodnota plastické anizotropie se určí dle vztahu:

$$r_{\alpha} = \frac{\ln \frac{b}{b_0}}{\ln \frac{L_0 \cdot b_0}{L \cdot b}} \quad (2.7)$$

kde značí: r_{α} - plastická anizotropie ve směru α [1],
 b_0 - počáteční šířka zkušební vzorku [mm],
 b - konečná šířka zkušební vzorku [mm],
 L - konečná délka zkušební vzorku [mm].

Index α značí směr, ve kterém je plastická anizotropie vyšetřována. Nejčastěji to jsou směry 0° , 45° a 90° , přičemž směr 0° znamená ve směru válcování polotovaru. Střední hodnota plastické anizotropie se pak určí dle vztahu:

$$\bar{r} = \frac{1}{4} \cdot (r_0 + 2 \cdot r_{45} + r_{90}) \quad (2.8)$$

kde značí: \bar{r} - střední hodnota plastické anizotropie [1],
 r_0 - plastická anizotropie ve směru 0° [1],
 r_{45} - plastická anizotropie ve směru 45° [1],
 r_{90} - plastická anizotropie ve směru 90° [1].

Směr 45° se vyskytuje dvakrát ve dvou na sobě kolmých směrech [24, 25].

2.6.3 Plošná anizotropie

Plošná anizotropie se vyšetřuje ve směru roviny materiálu a její velikost říká, jak hodně dochází k cípatosti výtažku během technologie hlubokého tažení, a proto je snahou, aby se její hodnota blížila nule. Plošná anizotropie se určí dle vztahu:

$$\Delta r = \frac{1}{2} \cdot (r_0 - 2 \cdot r_{45} + r_{90}) \quad (2.9)$$

kde značí: Δr - plošná anizotropie [1],

Pro určení hodnoty plošné anizotropie je tedy nutné znát hodnoty plastické anizotropie ve směrech 0° , 45° a 90° [24, 25].

2.7 Numerické simulace

2.7.1 Charakteristika numerických simulací

Numerické simulace již několik desítek let ovlivňují většinu oblastí lidských činností. Kromě jiných odvětví se stávají nepostradatelnou součástí strojírenství a to ve všech etapách výroby. Jejich rozmach nastal na přelomu 20. a 21. století souběžně se značným vývojem výpočetní techniky. V dnešní době platí, že nejsou používány pouze ve vědecké a akademické sféře, rozšířily se i do strojírenské praxe, aby tak jednotlivé podniky zvyšovaly svou konkurenceschopnost. Zde se s nimi řeší pevnostní, mechanické a teplotní analýzy, technologické procesy, zkoumá proudění společně s obtékáním a v neposlední řadě také simulují procesy tváření. Hlavními výhodami simulačních metod jsou značná úspora času, redukce finančních nákladů na prototypové nástroje, eliminace výrobně procesních chyb, lepší využití materiálových vlastností, zvýšení kvality výrobků a další [26].

Numerickou simulací tvářecích procesů je myšleno použití metody konečných prvků s využitím adekvátní výpočetní techniky. Lze tak v předvýrobní etapě s dostatečnou přesností numericky simulovat plastický tok materiálu, nebezpečí vzniku trhlin na základě napěťové-deformační analýzy, zvlnění výtažku, velikost odpružení a to během celého procesu tažení. Existuje tedy možnost vymodelovat polotovar nebo budoucí výrobek, vytvořit k němu tvářecí nástroje a virtuálně sestavit proces tváření. Následně je možné ověřit správnost tvářecích nástrojů a všech procesních parametrů tváření s možností okamžitého odstranění všech nedostatků. Veškeré změny jsou prováděny ve virtuálních modelech, což přináší úsporu finančních nákladů a zkrácení doby inovací výrobků. Odpadá tak technologická příprava výroby metodou zkusmo na základě zkušeností získaných předchozími úlohami [14, 26]. Pro numerickou simulaci tvářecích procesů existuje několik vysoce specializovaných softwarů, v této bakalářské práci bude pro simulaci procesu tažení použit renomovaný program PAM-STAMP 2G.

2.7.2 Metoda konečných prvků

Metoda konečných prvků, anglicky Finite Element Method (FEM), vznikla v 60. letech 20. století a v dnešní době je považována za nejvýkonnější metodu numerického simulování tvářecích procesů. Její základní myšlenka spočívá v rozdělení spojitého tělesa na konečný počet jednoduchých, geometrických útvarů, které se nazývají elementy nebo prvky. Tyto prvky jsou navzájem propojeny uzlovými body, zkráceně uzly. Vzniklá soustava prvků a uzlů se nazývá konečně-prvková síť, lze se také setkat s názvem diskrétní model. Rozdělení

spojitého kontinua na prvky se nazývá diskretizace a musí být provedeno tak, aby nevznikaly žádné umělé dutiny ovlivňující kvalitu výpočtu [14]. Diskretizace se provádí z toho důvodu, aby bylo možné řešit komplikované úlohy, pro které je prakticky nemožné nalézt analytické řešení soustavy parciálních diferenciálních rovnic. Tato soustava se skládá z rovnic rovnováhy, geometrických rovnic a konstitutivních vztahů. K nim jsou přidány okrajové podmínky společně s rychlostními, posuvovými a kontaktními podmínkami. K řešení úlohy je používáno některé z metod variačního počtu. Navíc je možné volit mezi implicitní a explicitní metodou řešení na základě charakteru řešené úlohy. Primární hledanou neznámou je průběh posunutí uzlových bodů, který se přenesse na sousední deformovaný element. Metoda konečných prvků tak využívá variační (hledá řešení pomocí variačního počtu), deformační (hledá se průběh posunutí uzlů), numerickou (výsledkem je tabulka hodnot) variantu řešení. Výhodou metody konečných prvků je možnost řešit úlohy velmi složitých součástí nebo sestav, ale to za cenu poměrně velkého množství potřebného výpočetního výkonu a nutnosti přepočítání při změně vstupních parametrů [27, 28].

2.7.3 PAM-STAMP 2G

PAM-STAMP 2G (dále jen „PAM-STAMP“) je úzce zaměřený CAE (Computer Aided Engineering) software od francouzské společnosti ESI Group SE. Je určen pro simulace technologií plošného tváření, mezi které patří hluboké tažení, ohýbání, lisování do pryže a tváření trubek vnitřním přetlakem. Při použití speciálních matematických modulů lze simulovat kompozitní materiály a metodu thermoformingu plastu. Zároveň umožňuje nastavit libovolnou kinematiku tvářecích nástrojů, lze tak simulovat jednočinné, dvojčinné i trojčinné lisy [14].

Program dokáže u tvarově jednoduchých těles provést diskretizaci na skořepinové prvky pomocí modulu DeltaMESH, kdy k plechu dopočítává jeho tloušťku a tvářecí nástroje považuje za nedeformovatelné. Každý uzel diskretizované sítě tak získá tři stupně volnosti natočení a tři stupně volnosti posunutí. Software je schopen řešit nelineární úlohy, neboť technologie hlubokého tažení obsahuje prvky nelineárního chování, kdy závislost mezi napětím a deformací není lineární. Těmi jsou velké tvarové změny, nelineární zpevnování materiálu během plastického přetvoření a proměnný kontaktní tlak nástrojů s materiálem. Na základě známé deformační historie je program schopný predikovat překročení mezních hodnot plastické deformace, kritérium porušení soudržnosti materiálu, odpružení materiálu po tváření a další. Pokud je použita technologie tažení na více tahů, tak výsledky prvního tahu jsou využity jako vstupní parametry do druhého tahu, kdy je tak možné akceptovat napěťově-deformační stav a lokální ztenčení výtažku. Při lisování rozměrných plechů lze také zahrnout počáteční deformaci působením gravitace. Simulování různých materiálů

dovoluje použít různých podmínek plasticity. Samotné řešení numerické simulace je prováděno pomocí metody konečných prvků a její explicitní formulace [14, 26, 28].

K vytvoření simulace tváření je nezbytné mít k dispozici určité soubory a data, těmi jsou:

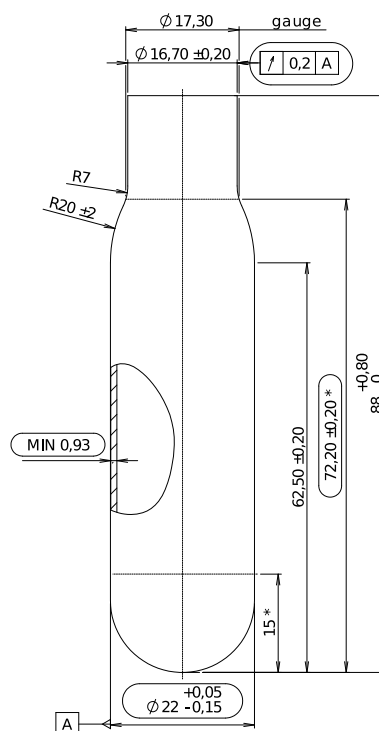
- CAD soubory povrchových křivek nástrojů,
- CAD soubor počátečního přístřihu plechu (u jednoduchých tvarů přístřihu stačí pouze vnější obrysová kontura),
- kinematika tváření (vzájemná orientace, dovolený pohyb a rychlost nástrojů),
- přidržovací tlak,
- součinitele tření mezi polotovarem a nástroji (nebo oblast použití maziva),
- materiálové charakteristiky tvářeného materiálu, mezi které patří: hustota ρ , Youngův modul pružnosti E , Poissonovo číslo μ , smluvní mez kluzu $R_{p0,2}$, matematický předpis křivky zpevnění, směr válcování, součinitele plastické anizotropie r_0, r_{45}, r_{90} a diagram mezních přetvoření.

Zároveň je pro veškeré numerické simulace, nejen ty v softwaru PAM-STAMP, nutné mít na paměti, že nejsou za všech okolností vždy nejlepší možností přípravy výroby. Kvalita výsledné simulace je závislá na kvalitě vstupních dat a pro jejich získání je potřeba mít k dispozici vhodné zdroje [29].

3 Experimentální část

Experimentální část předkládané práce je rozdělena do třech kapitol. První z nich se zabývá zjištěním základních materiálových charakteristik ocelového plechu DC05. Popisuje přípravu a realizaci statické zkoušky tahem včetně její následné aproximace. Druhá kapitola je zaměřena na návrh technologického postupu tažení sifonové bombičky. Obsahuje tak návrh tvaru a rozměrů přístřihu, výpočet počtu tahů a rozměrů tažných nástrojů a také stanovuje tažné síly. Třetí kapitola je věnována tvorbě matematického modelu tvářeného materiálu, kde se hojně využívají výsledky získané v první kapitole experimentální části a následné numerické simulaci navržených tažných nástrojů v softwaru PAM-STAMP s cílem ověřit tvářitelnost.

Při návrhu technologického postupu bylo vycházeno z tvaru a rozměrů uvedených ve výkresu sifonové bombičky, který je dostupný jako jedna z příloh pod označením P1 a jehož výňatek je na obr. 3.1.



Obr. 3.1 Výňatek výrobního výkresu sifonové bombičky

Všechny experimenty nezbytné k dosažení cílů bakalářské práce byly prováděny v prostorách dílen a laboratoří Katedry strojírenské technologie TU v Liberci.

3.1 Zjištění základních materiálových charakteristik

Jak již bylo zmíněno v předchozích kapitolách, materiálem použitým pro navrhovanou sifonovou bombičku je za studena válcovaný ocelový plech DC05. Jedná se o nelegovanou jakostní ocel patřící do skupiny nízkouhlíkových hlubokotažných ocelí. Tabulkové

mechanické vlastnosti a chemické složení dané dle ČSN EN 10130 jsou uvedeny v tab. 2.1. V případě mechanických vlastností norma dovoluje výrobcům poměrně široké pásmo dovolených hodnot, a proto musí být provedeny mechanické zkoušky pro zjištění konkrétních hodnot. Realizovanou mechanickou zkouškou byla statická zkouška tahem dle normy ČSN EN ISO 6892-1, jejíž součástí bylo také zjištění plastické anizotropie dle normy ČSN EN ISO 10113.

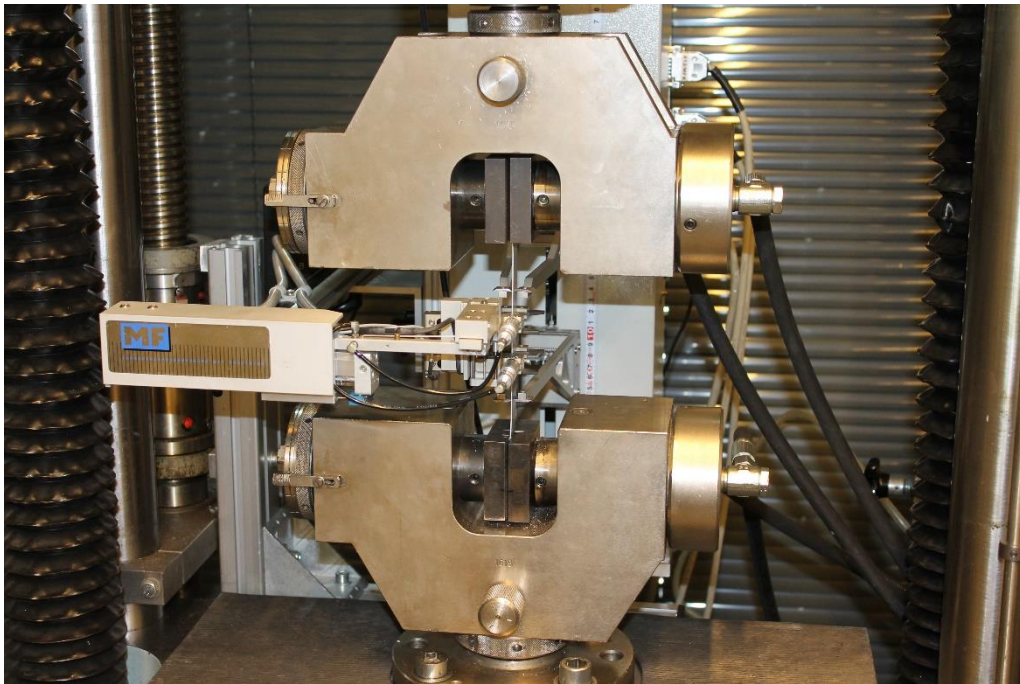
3.1.1 Příprava zkušebních vzorků

Aby bylo možné provést statickou zkoušku tahem, musely být nejdříve zhotoveny zkušební vzorky. Ty svým tvarem a rozměry plně odpovídaly normě ČSN EN ISO 6892-1. Jmenovitá tloušťka svitků plechu pro navrhovanou sifonovou bombičku je 1,15 mm, přičemž společností KAYSER byl do laboratoře Katedry strojírenské technologie poskytnut materiál, jehož výrobcem je společnost BILSTEIN CEE a.s.

Samotná příprava spočívala nejdříve z nastříhání plechu na jednotlivé pásky odpovídající směrům 0°, 45° a 90° vůči směru válcování. K tomuto úkonu byly použity tabulové nůžky DURMA, model MS 2504. Následně byly z těchto pásek pomocí výstředníkového lisu LENP 40 osazeného tvarovým střížným nástrojem vystřiženy ploché zkušební vzorky o požadovaných rozměrech. Pro každou zkoušku a pro každý směr vůči směru válcování byla z důvodu eliminace materiálových anomálií vyrobena sada 5 vzorků, celkem se tedy jednalo o 15 zkušebních vzorků.

3.1.2 Statická zkouška tahem

Statická zkouška tahem byla provedena plně v souladu s ČSN EN ISO 6892-1, zároveň byly respektovány referenční podmínky pro měření. Samotné měření bylo uskutečněno na trhacím stroji TIRA Test 2300, ke kterému byl připojen tenzometrický snímač KAF s rozsahem 100 kN zaznamenávající průběh zatěžující síly, extenzometr MFX 500-B od společnosti MF Mess- & Feinwerktechnik GmbH (dále jen „MF“) zaznamenávající průběh prodloužení zkušebních vzorků a příčný extenzometr MFQ-H také od společnosti MF. Jeho úkolem bylo zaznamenávat průběh zúžení zkušebních vzorků ve směru šířky. K upínání vzorků do stroje byly využity pneumaticky ovládané čelisti opatřené jemnými vruby ve stykové ploše. Tyto vruby sloužily k eliminaci počátečního proklouznutí a nechtěnému ovlivnění zjišťovaných výsledku. Celý pracovní prostor trhacího stroje s oběma připojenými extenzometry a upnutým zkušebním vzorkem je patrný na obr. 3.2.



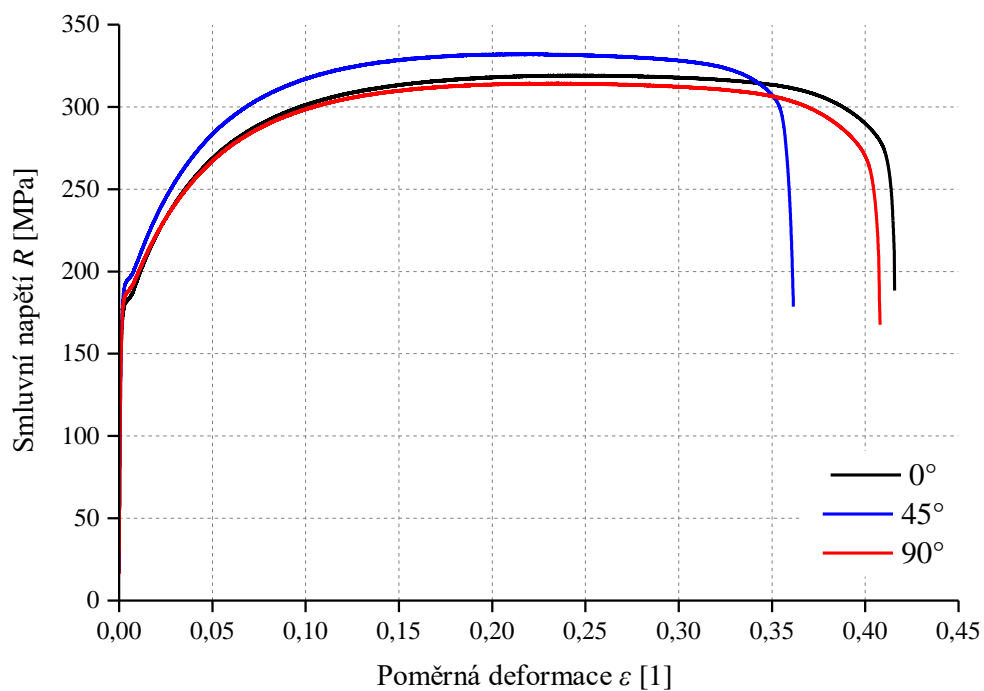
Obr. 3.2 Pracovní prostor trhacího stroje s upnutým zkušebním vzorkem

Vzorky musely být svými upínacími částmi vloženy do čelistí rovnoběžně s osou zatěžování, aby bylo docíleno jednoosého tahového napětí. Po upnutí došlo k předeprtí vzorku silou o hodnotě 300 N a přiložení snímačů obou extenzometrů ke vzorku. Rychlost posuvu horního příčnicku (rychlost deformace zkušebního vzorku) byla v souladu s výše uvedenou normou zvolena proměnná, kdy do meze kluzu byla 1 mm min^{-1} a po překročení této hodnoty docházelo k jejímu plynulému zvyšování až na hodnotu 15 mm min^{-1} . Ukončovacím kritériem zkoušky byl zvolen pokles maximální zatěžovací síly o 50 %, který je způsoben porušením zkušebního vzorku v oblasti tzv. krčku. Po provedení zkoušky byly obě části přetrženého vzorku vyjmuty z čelistí a následně příčnick odjel do počáteční polohy. Ukázka jednoho porušeného vzorku z každé sady odebíraných směrů je na obr. 3.3. Na tomto obrázku lze také vidět, že šířka plechu k výrobě zkušebních vzorků pro směry 45° a 90° nebyla dostatečná a upínací části nemají dostatečnou velikost. Tento problém však vyřešily vroubkované části upínacích čelistí, které vytvořily nejen třecí vazbu, ale vtlačením vrubů do zkušebních vzorků také vazbu tvarovou.



Obr. 3.3 Ukázka jednoho porušeného zkušební vzorku z každé sady

Celý proces zkoušky byl řízen a vyhodnocován pomocí softwaru LabNET ve verzi 4.1. Tento software zaznamenával a v reálném čase také zobrazoval průběh závislosti zatěžovací síly a prodloužení zkušební vzorku (pracovní diagram). U jednoho neporušeného zkušební vzorku byla pomocí digitálního úchylkoměru od společnosti Mitutoyo Corporation změřena přesná tloušťka a pomocí digitálního posuvného měřítka od společnosti Mahr GmbH změřena přesná šířka. Měřidla byla volena tak, aby měření počáteční plochy průřezu zkušební vzorku vykazovalo v souladu se zkušební normou chybu $\pm 2\%$. Změřené hodnoty byly zadány do softwaru LabNET a ten byl schopen dopočítat závislost smluvního napětí a poměrné deformace (smluvní diagram). Tato závislost je vykreslena na obr. 3.4.



Obr. 3.4 Smluvní diagram statické zkoušky tahem oceli DC05 pro směry 0° , 45° a 90°

Dále z této závislosti dokázal software vyhodnotit základní materiálové charakteristiky, kterými jsou smluvní mez kluzu $R_{p0,2}$, mez pevnosti v tahu R_m , Youngův modul pružnosti v tahu E , homogenní tažnost A_g a celková tažnost A_{80mm} . Použitím druhého příčného extenzometru mohl být také vyhodnocen součinitel plastické anizotropie r_α . Veškeré průměrné hodnoty získaných materiálových charakteristik pro směry 0° , 45° a 90° včetně jejich výběrových směrodatných odchylek s jsou uvedeny v tab. 3.1.

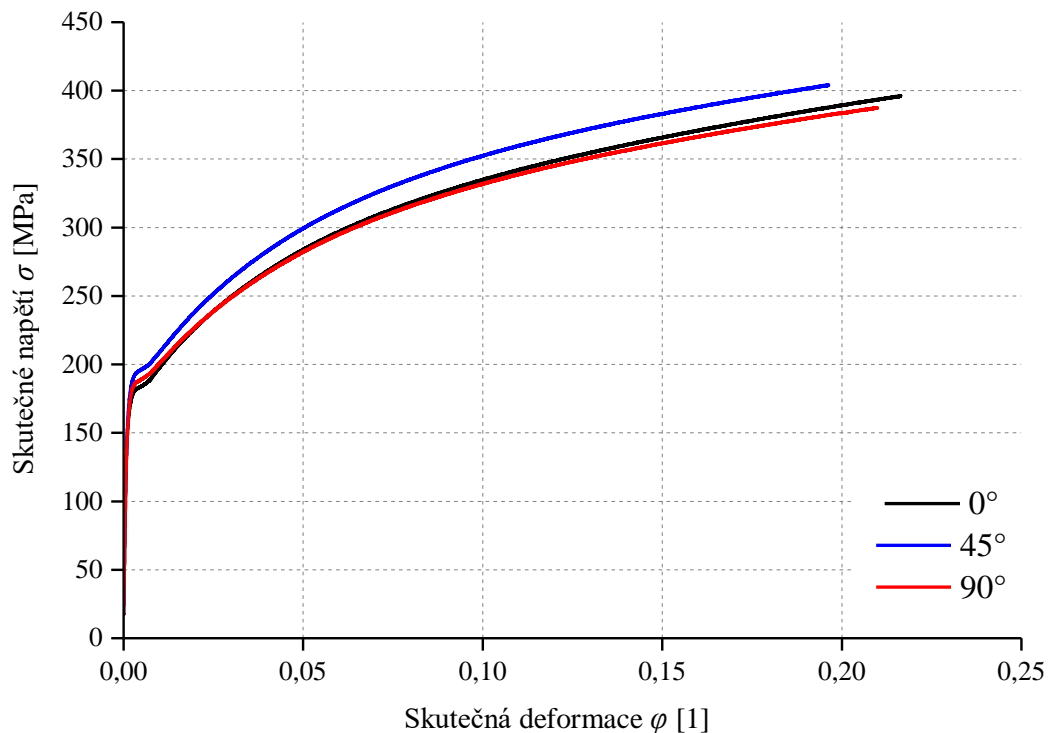
Tab. 3.1 Naměřené hodnoty mechanických vlastností oceli DC05 pro směry 0° , 45° a 90°

Směr α	$R_{p0,2}$ [MPa] s	R_m [MPa] s	E [MPa] s	A_g [%] s	A_{80mm} [%] s	r_α [1] s
0°	181,6 2,7	318,5 1,0	169170 3700	23,6 0,8	41,0 0,7	1,724 0,008
45°	191,6 0,3	332,4 0,6	157730 11240	21,6 0,3	35,1 0,8	1,052 0,006
90°	184,5 0,5	314,3 0,6	169340 9900	22,7 0,9	39,3 0,4	1,878 0,005

Tyto hodnoty byly přejaty z příloh pod označením P2 až P4. Jak je patrné, některé hodnoty mechanických vlastností jsou v rozporu s tabulkovými hodnotami, přesto budou naměřená data dále zpracovávána.

3.1.3 Aproximace statické zkoušky tahem

Aby bylo možné provést aproximaci statické zkoušky tahem, musel být pracovní diagram nejdříve přepočítán na skutečný diagram tvořený závislostí skutečného napětí a skutečné deformace. Při odvozování vztahů (2.4) pro skutečné napětí a (2.5) pro skutečnou deformaci bylo vycházeno ze zákona zachování objemu, jehož platnost končí na mezi pevnosti, a proto křivka skutečného diagramu musela být omezena mezí pevnosti. Z matematického hlediska by bylo možné pokračovat skutečným diagramem až do okamžiku porušení vzorku, byla by však překročena oblast platnosti použitých vztahů. Pro vykreslení smluvního diagramu i skutečného diagramu byl použit z každého směru vždy jeden zkušební vzorek. Získané závislosti skutečného diagramu pro směry 0° , 45° a 90° jsou patrné na obr. 3.5.



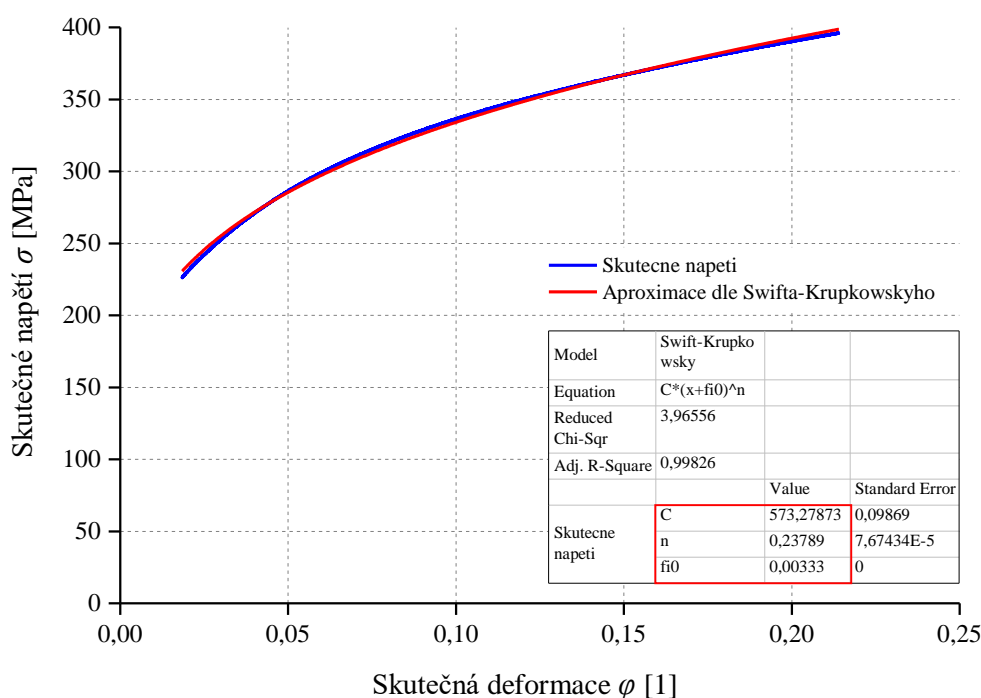
Obr. 3.5 Skutečný diagram statické zkoušky tahem oceli DC05 pro směry 0°, 45° a 90°

Závislost skutečného napětí a skutečné deformace však představuje pouze množinu konkrétních bodů. Tuto množinu je nutné aproximovat použitím matematického předpisu z toho důvodu, aby v softwaru PAM-STAMP mohla být charakterizována křivka zpevnění tvářeného materiálu. Bez křivky zpevnění by nebylo možné provést numerickou simulaci procesu tažení. Pro popis křivky zpevnění se na základě stavu plastické deformace obecně používá více aproximačních vztahů, zde byl zvolen vztah dle Swifta-Krupkowskyho (2.6).

V něm jsou neznámými hledanými parametry konstanta C představující míru deformačního odporu, ofsetová deformace φ_0 určující průsečík aproximačního vztahu s vodorovnou osou a exponent deformačního zpevnění n popisující materiál z hlediska schopnosti k plastickým deformacím. Hodnota těchto konstant je závislá na rozsahu intervalu poměrné, resp. skutečné deformace, ve kterém je aproximace prováděna. Rozdílný pohled na tuto problematiku zastávají dvě nejčastěji používané normy zabývající se touto tematikou. Norma EN 10130:1991 uvažuje interval poměrné deformace od 0,1 do 0,2, zatímco norma ČSN EN ISO 10275 připouští interval poměrné deformace od 0,05 až do homogenní tažnosti (poměrná deformace na mezi pevnosti). Pro numerickou simulaci je však nejvýhodnější pokrýt rozsah intervalu deformace v co největší šíři a to i za cenu nižší shody aproximační křivky s křivkou skutečného diagramu. Velkým rozsahem intervalu aproximační křivky jsou pro numerickou simulaci získány lepší vstupní parametry. Z toho důvodu byl v rozporu s výše uvedenými normami zvolen rozsah aproximačního intervalu poměrné deformace od 0,02 až do homogenní tažnosti (poměrná deformace na mezi

pevnosti). Aproximace byla provedena vždy na datech dvou zkušebních vzorků z každé sady odebíraných směrů, neboť mezi jednotlivými vzorky se průběhy smluvního, resp. skutečného diagramu liší jen velmi málo, a proto i hodnoty konstant aproximačního vztahu jsou téměř shodné.

Po provedení první aproximace vyšla ofsetová deformace φ_0 u všech vzorků záporná, což značí, že pokud by aproximační křivka pokračovala svým průběhem až do průsečíku s vodorovnou osou, tak by tuto osu protнула v kladných hodnotách. Docházelo tedy k příliš strmému sklápění aproximační křivky v oblasti malých skutečných deformací a odchylování od průběhu křivky skutečného diagramu. Z toho důvodu musel být aplikován postup spočívající v definování známého bodu, kterým musí aproximační křivka procházet. Tím bodem byla zvolena mez kluzu, protože má vhodnou polohu na začátku průběhu křivky a navíc jsou o ní známy veškeré potřebné informace. Mez kluzu se sice nenachází v aproximačním intervalu, neboť poměrná deformace na mezi kluzu je 0,002 a začátkem intervalu byla zvolena hodnota 0,02, to však pro samotný výpočet nepředstavuje žádný problém. Takto byly získány upravené hodnoty aproximačních konstant pro jednotlivé směry a následně byly vypočteny jejich střední hodnoty. Ukázka aproximace statické zkoušky tahem jednoho zkušebního vzorku pro směr 0° je na obr. 3.6.



Obr. 3.6 Ukázka aproximace statické zkoušky tahem pro směr 0°

Veškeré střední hodnoty aproximačních konstant vztahu dle Swifta-Krupkowskyho pro směry 0° , 45° a 90° včetně jejich výběrových směrodatných odchylek s jsou v tab. 3.2.

Tab. 3.2 Střední hodnoty aproximačních konstant pro směry 0°, 45° a 90°

Směr α	C [MPa] s	φ_0 [1] s	n [1] s
0°	568,1 1,9	0,003325 0,000007	0,2338 0,0006
45°	594,7 1,6	0,002475 0,000007	0,2307 0,0005
90°	562,5 1,7	0,003625 0,000008	0,2341 0,0009

Tyto střední hodnoty aproximačních konstant pro jednotlivé směry však nejsou konečnými výsledky, protože software PAM-STAMP pracuje s výslednou aproximační křivkou získanou spojením všech měřených a vyhodnocovaných směrů. Proto bylo nutné přepočítat střední hodnoty aproximačních konstant jednotlivých směrů na výsledné hodnoty a to pomocí vztahu:

$$\bar{x} = \frac{1}{4} \cdot (x_0 + 2 \cdot x_{45} + x_{90}) \quad (3.1)$$

kde značí:

\bar{x} - výsledná hodnota dané aproximační konstanty [MPa] a [1],

x_0 - hodnota dané aproximační konstanty ve směru 0° [MPa] a [1],

x_{45} - hodnota dané aproximační konstanty ve směru 45° [MPa] a [1],

x_{90} - hodnota dané aproximační konstanty ve směru 90° [MPa] a [1].

Tento vztah je svým tvarem shodný se vztahem (2.8) pro výpočet střední hodnoty plastické anizotropie. Výsledné hodnoty aproximačních konstant vztahu dle Swifta-Krupkowskyho jsou uvedeny v tab. 3.3.

Tab. 3.3 Výsledné hodnoty aproximačních konstant vztahu dle Swifta-Krupkowskyho

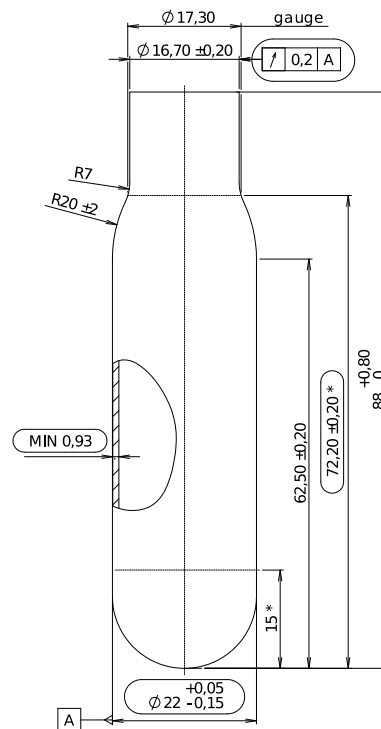
C [MPa]	φ_0 [1]	n [1]
580,0	0,002975	0,2323

Aproximace statické zkoušky tahem, stejně tak jako vykreslení smluvního a skutečného diagramu, byla provedena pomocí vyhodnocovacího softwaru OriginPro 9.0.

3.2 Návrh technologického postupu tažení

Návrhem technologického postupu tažení sifonové bombičky se rozumí určení tvaru a výpočet rozměrů přístříhu, výpočet počtu tahů a rozměrů tažných nástrojů a v neposlední řadě také stanovení tažné síly pro každý z navržených tahů.

Výchozím prvkem při návrhu technologického postupu sifonové bombičky byly její tvar a rozměry, které jsou patrné na obr. 3.7.



Obr. 3.7 Tvar a rozměry sifonové bombičky

3.2.1 Tvar a rozměr přístřihu

Navrhovaná sifonová bombička má jednoduchý rotační tvar, a proto není důvod volit jiný, než kruhový tvar přístřihu plechu. Jediným hledaným rozměrem kruhového přístřihu je tedy jeho průměr. Při jeho zjišťování bylo vycházeno ze zákona zachování objemu před a po tváření, který zní:

$$V_0 = V_1 \quad (3.2)$$

kde značí: V_0 - objem přístřihu před tažením [mm^3],

V_1 - objem výtažku po tažení [mm^3].

Objem před tažením je tvořen pouze válcem o hledaném průměru přístřihu a výšce rovné tloušťce plechu. Objem po tažení je tvořen polokulovým dnem výtažku a stěnou výtažku tvořenou mezikružím. Ve výpočtu nebylo uvažováno se zúžením bombičky v oblasti hrdla, toto zanedbání by nemělo mít žádný zásadní vliv na získaný výsledek. Objemy těchto prvků lze s použitím (3.2) matematicky zapsat [11]:

$$\frac{\pi \cdot D_0^2}{4} \cdot t = \frac{\pi \cdot d_S^2}{2} \cdot t + \pi \cdot d_S \cdot h \cdot t \quad (3.3)$$

kde značí: t - tloušťka plechu [mm],

h - výška výtažku [mm].

Výpočet průměru přístřihu vychází z předpokladu konstantní tloušťky stěny výtažku v průběhu tažení. Tažné nástroje byly konstruovány tak, aby nedocházelo k cílenému ztenčování stěny výtažku během tažení. Lze tedy tloušťkou stěny t a také konstantou π celou rovnici (3.3) podělit:

$$\frac{D_0^2}{4} = \frac{d_S^2}{2} + d_S \cdot h \quad (3.4)$$

Vyjádřením z (3.4) hledaného průměru přístřihu:

$$D_0 = \sqrt{2 \cdot d_S^2 + 4 \cdot d_S \cdot h} \quad (3.5)$$

Pro střední průměr výtažku platí:

$$d_S = D - t \quad (3.6)$$

kde značí: D - vnější průměr výtažku

Dosazením (3.6) do (3.5) a připočítáním 5 % přídatku na ostřížení výtažku pro odstranění cípů vzniklých anizotropií tvářeného materiálu:

$$D_0 = \sqrt{2 \cdot (D - t)^2 + 4 \cdot (D - t) \cdot h} \cdot 1,05 \quad (3.7)$$

A s použitím konkrétních hodnot:

$$D_0 = \sqrt{2 \cdot (22 - 1,15)^2 + 4 \cdot (22 - 1,15) \cdot 88} \cdot 1,05 \doteq 95 \text{ mm}$$

Navržený přístřih plechu má tedy kruhový tvar o průměru 95 mm.

3.2.2 Počet tahů a rozměry tažných nástrojů

Navrhovaná sifonová bombička je hluboký výtažek z poměrně tenkého plechu, a tak ji z důvodu omezené deformační schopnosti tvářeného materiálu nelze vytáhnout na jeden tah. Proto musela být použita metoda tažení na více tahů, kdy počet tahů a jim odpovídající rozměry tažných nástrojů byly stanoveny s využitím mezních součinitelů tažení. Při návrhu počtu tahů bylo vycházeno z tab. 3.4, která předepisuje mezní součinitele tažení rotačních výtažků bez příruby z ocelových polotovarů [18].

Tab. 3.4 Mezní součinitele tažení rotačních výtažků bez příruby z ocel. polotovaru [18]

Číslo tahu n	Rozsah relativní tloušťky materiálu T_r					
	1,5 ÷ 2	1 ÷ 1,5	0,6 ÷ 1	0,3 ÷ 0,6	0,15 ÷ 0,3	0,08 ÷ 0,15
	Rozsah mezních součinitelů tažení m					
1.	0,48 ÷ 0,50	0,50 ÷ 0,53	0,53 ÷ 0,55	0,55 ÷ 0,58	0,58 ÷ 0,60	0,60 ÷ 0,63
2.	0,73 ÷ 0,75	0,75 ÷ 0,76	0,76 ÷ 0,78	0,78 ÷ 0,79	0,79 ÷ 0,80	0,8 ÷ 0,82
3.	0,76 ÷ 0,78	0,78 ÷ 0,79	0,79 ÷ 0,80	0,81 ÷ 0,82	0,81 ÷ 0,82	0,8 ÷ 0,84
4.	0,78 ÷ 0,80	0,80 ÷ 0,81	0,81 ÷ 0,82	0,80 ÷ 0,83	0,83 ÷ 0,85	0,85 ÷ 0,86
5.	0,80 ÷ 0,82	0,82 ÷ 0,84	0,84 ÷ 0,85	0,85 ÷ 0,86	0,86 ÷ 0,87	0,87 ÷ 0,88

Pokud je potřeba zhotovit výtažek na více jak pět tahů, tak pro šestý a další tah platí stejné hodnoty mezního součinitele tažení jako v pátém tahu. V případě potřeby je v těchto následujících tazích možné hodnoty součinitelů tažení zvýšit, aby nedocházelo k vyčerpání schopnosti plastické deformace [18].

Pro relativní tloušťku materiálu uvedenou v tab. 3.4 platí vztah [18]:

$$T_r = \frac{t}{D_0} \cdot 100 \quad (3.8)$$

kde značí: T_r - relativní tloušťka materiálu [1].

S použitím konkrétních hodnot:

$$T_r = \frac{1,15}{95} \cdot 100 = 1,21$$

Z vypočítané relativní tloušťky byly z tab. 3.4 zvoleny součinitele tažení tak, že ve všech případech byla brána horní hranice intervalu. Byly využity hodnoty pro všech pět tahů, protože se předpokládá nutnost tažení na poměrně velký počet tahů. Volbou horní meze intervalu je kladen důraz na pokud co možno nejpozdvolnější redukci průměru a s tím spojenou snahu vyvarovat se vyčerpání plastické deformace tvářeného materiálu v daném tahu. Tato volba je na úkor počtu tahů, kdy může vyjít vyšší počet tahů než při volbě dolní meze intervalu. Zvolené součinitele tažení jsou uvedeny v tab. 3.5.

Tab. 3.5 Zvolené součinitele tažení pro jednotlivé tahy

m_1 [1]	m_2 [1]	m_3 [1]	m_4 [1]	m_5 [1]
0,53	0,76	0,79	0,81	0,84

Po zjištění součinitelů tažení pro jednotlivé tahy bylo možné přistoupit k definování vztahů potřebných k samotnému návrhu rozměrů tažných nástrojů:

$$d_{S_n} = m_n \cdot d_{S(n-1)} \quad (3.9)$$

kde značí: d_{S_n} - střední průměr výtažku n-tého tahu [mm],
 m_n - součinitel tažení n-tého tahu [1],
 $d_{S(n-1)}$ - střední průměr výtažku předchozího k n-tému tahu [mm],

dále

$$d_{TK_n} = d_{S_n} - t \quad (3.10)$$

kde značí: d_{TK_n} - průměr tažníku n-tého tahu [mm]

a

$$d_{TC_n} = d_{TK_n} + 2 \cdot v_n \quad (3.11)$$

kde značí: d_{TC_n} - průměr tažnice n-tého tahu [mm],
 v_n - vůle mezi tažníkem a tažnicí n-tého tahu [mm].

Činná část tažníku byla zvolena válcová, přestože kuželová s malým úhlem odlehčení by dovozovala lepší vyjímání výtažků z tažníku. Tato volba byla provedena z důvodu nižší náročnosti výroby tažníků.

Pro výpočet vůle mezi tažníkem a tažnicí byla brána v úvahu výrobní tolerance polotovaru a možné zvlnění stěny výtažku. Pro její výpočet v prvních dvou tazích byl použit vztah [15]:

$$v_n = t + K \cdot \sqrt{10 \cdot t} \quad (3.12)$$

kde značí: K - konstanta závislá na druhu taženého materiálu [$\text{mm}^{1/2}$].

Hodnota konstanty K je pro tažení ocelových materiálů uvažována 0,07. K výpočtu vůle v následujících tazích (od třetího dále) byl použit vztah [15]:

$$v_n = t + K \cdot \sqrt{5 \cdot t} \quad (3.13)$$

Z těchto dvou vztahů lze usuzovat, že od třetího tahu je použita menší vůle a to z toho důvodu, že stěna výtažku z předchozího tahu je již při tažení následujícího tahu lépe vedena.

Přidržovač pro tažení na více tahů má od druhého tahu specifický tvar, kdy musí být respektován jak průměr tažníku stejného tahu, tak průměr tažníku předchozího tahu s ohledem na to, aby se přidržovač vešel mezi tažník a výtažek z předchozího tvaru, viz 2.3.3. Z tohoto důvodu byly pro výpočet rozměrů přidržovače použity následující vztahy:

$$d_{P_n} = d_{TK_n} + 0,5 \quad (3.14)$$

kde značí: d_{P_n} - vnitřní průměr přidržovače n-tého tahu [mm]

a

$$D_{P_n} = d_{TK(n-1)} - 0,5 \quad (3.15)$$

kde značí: D_{P_n} - vnější průměr přidržovače n-tého tahu [mm],
 $d_{TK(n-1)}$ - průměr tažníku předchozího k n-tému tahu [mm].

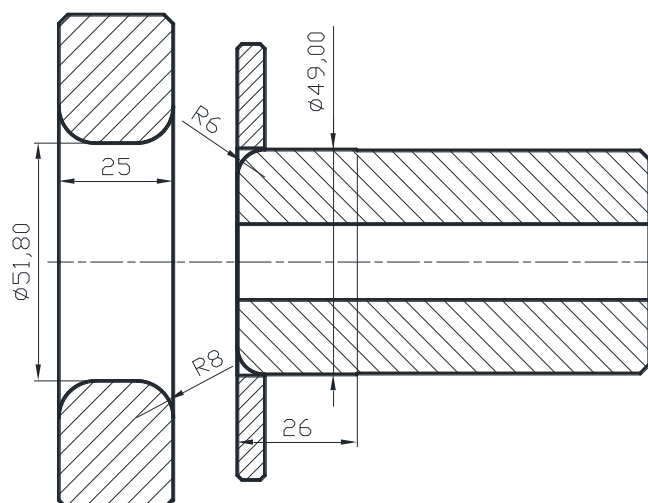
Během výpočtů byly některé vypočítané hodnoty zaokrouhlovány tak, aby bylo dosahováno celočíselných hodnot vhodných pro výrobu tažných nástrojů. Toto zaokrouhlování bylo provedeno na úkor lehkého odchýlení od zvolených součinitelů tažení, to by však nemělo představovat žádný zásadní problém. Zároveň při návrhu tažných nástrojů nebyly uvažovány výrobní tolerance a drsnosti činných ploch, protože je navrhován pouze technologický postup, nikoli vytvářeny konkrétní výrobní výkresy. Stejně tak nebyly zahrnuty upínací části do použitých tvářecích lisů, ty by mohly být jednoduše doplněny po konzultaci s firmou KAYSER.

Velikost zaoblení tažníku R_{TKn} , zaoblení tažnice (tažné hrany) R_{TCn} , zaoblení přidržovače R_{Pn} , výšky tažnice H_{TCn} a délky činné části tažníku L_{TKn} byla volena pro každý tah jednotlivě dle specifických požadavků. Činná část tažníků je zakončena odlehčením na menší průměr. Odlehčení slouží jako volný prostor pro přebytečný hromadící se materiál během tažení a pokud by nebylo použito, mohlo by dojít k překročení meze pevnosti tvářeného materiálu a utržení dna výtažku. Konkrétní rozměry navržených tažných nástrojů pro jednotlivé tahy včetně nákresů jednotlivých sad jsou následující:

a) Návrh tažných nástrojů pro 1. tah:

Tab. 3.6 Vypočítané a navržené jmenovité rozměry tažných nástrojů pro 1. tah

d_{S1} [mm]	d_{TK1} [mm]	R_{TK1} [mm]	L_{TK1} [mm]	d_{TC1} [mm]	R_{TC1} [mm]	H_{TC1} [mm]	v_1 [mm]	d_{P1} [mm]	D_{P1} [mm]
50,35	49,00	6	26	51,80	8	25	1,40	49,50	95,00



Obr. 3.8 Nákres sady tažných nástrojů 1. tahu

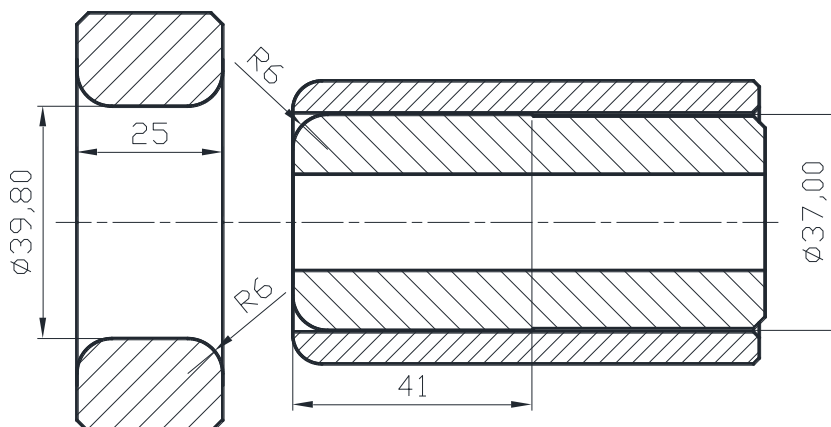
Přidržovač prvního tahu má stejný tvar, jako je používán v metodě jednoduchého tažení s přidržovačem, viz 2.3.2. Jeho vnější průměr byl zvolen shodný s průměrem přístřihu a jeho

poloměr zaoblení není potřeba uvažovat, protože se nijak nepodílí procesu tažení. Odlehčení tažníku je pod úhlem 45° na menší průměr 48,6 mm.

b) Návrh tažných nástrojů pro 2. tah:

Tab. 3.7 Vypočítané a navržené jmenovité rozměry tažných nástrojů pro 2. tah

d_{S2} [mm]	d_{TK2} [mm]	R_{TK2} [mm]	L_{TK2} [mm]	d_{TC2} [mm]	R_{TC2} [mm]	H_{TC2} [mm]	v_2 [mm]	d_{P2} [mm]	D_{P2} [mm]	R_{P2} [mm]
38,30	37,00	6	41	39,80	6	25	1,40	37,50	48,50	5



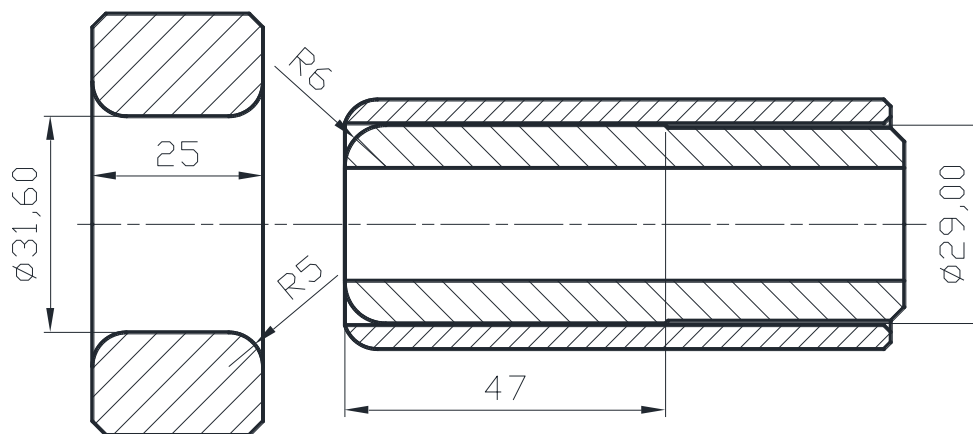
Obr. 3.9 Návrh sady tažných nástrojů 2. tahu

Přidržovač druhého a dalších tahů má již specifický tvar, aby se vešel mezi tažník a výtažek z předchozího tahu, a proto pro jeho návrh byly již použity oba vztahy (3.14) a (3.15). Navíc zde musel být uvažován jeho poloměr zaoblení, protože se podílí procesu tažení. Odlehčení tažníku je pod úhlem 45° na menší průměr 36,4 mm.

c) Návrh tažných nástrojů pro 3. tah:

Tab. 3.8 Vypočítané a navržené jmenovité rozměry tažných nástrojů pro 3. tah

d_{S3} [mm]	d_{TK3} [mm]	R_{TK3} [mm]	L_{TK3} [mm]	d_{TC3} [mm]	R_{TC3} [mm]	H_{TC3} [mm]	v_3 [mm]	d_{P3} [mm]	D_{P3} [mm]	R_{P3} [mm]
30,30	29,00	6	47	31,60	5	25	1,30	29,50	36,50	5



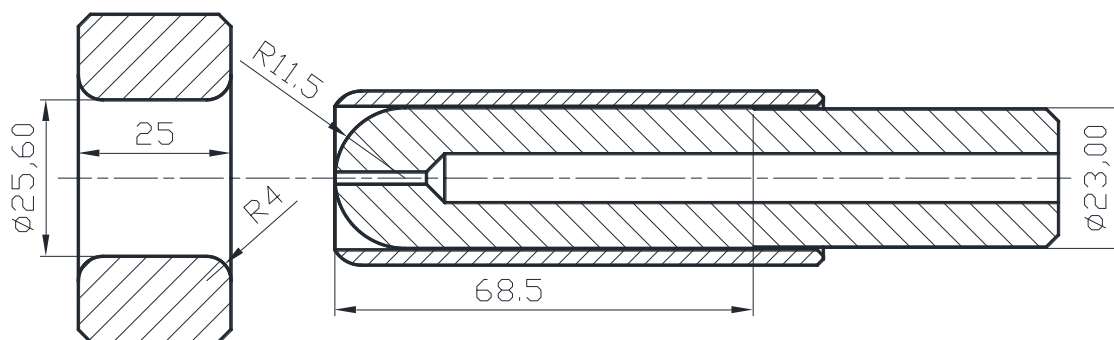
Obr. 3.10 Náskres sady tažných nástrojů 3. tahu

Výpočet vůle byl již od třetího tahu proveden pomocí vztahu (3.13) a nikoli pomocí vztahu (3.12), který byl použit v předchozích dvou tazích. Odlehčení tažníku je pod úhlem 45° na menší průměr 28,2 mm.

d) Návrh tažných nástrojů pro 4. tah:

Tab. 3.9 Vypočítané a navržené jmenovité rozměry tažných nástrojů pro 4. tah

d_{S4} [mm]	d_{TK4} [mm]	R_{TK4} [mm]	L_{TK4} [mm]	d_{TC4} [mm]	R_{TC4} [mm]	H_{TC4} [mm]	v_4 [mm]	d_{P4} [mm]	D_{P4} [mm]	R_{P4} [mm]
24,50	23,00	11,5	68,5	25,60	4	25	1,30	23,50	28,50	5



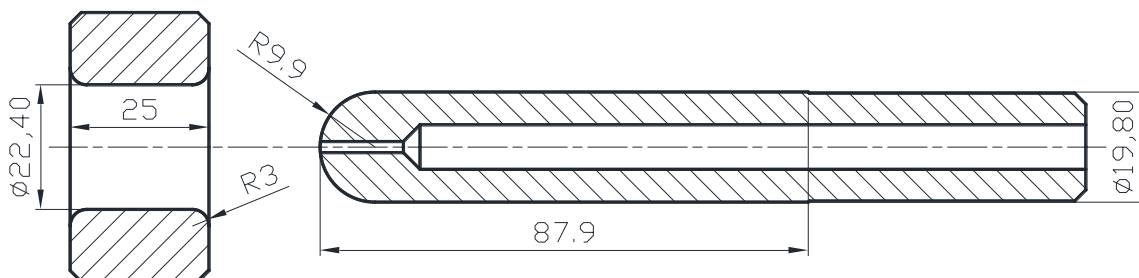
Obr. 3.11 Náskres sady tažných nástrojů 4. tahu

Zaoblení tažníku čtvrtého tahu bylo zvoleno shodné s poloměrem tažníku, aby bylo směřováno k požadovanému polokulovému dnu sifonové bombičky. Odlehčení tažníku je pod úhlem 45° na menší průměr 22,6 mm.

e) Návrh tažných nástrojů pro 5. tah:

Tab. 3.10 Vypočítané a navržené jmenovité rozměry tažných nástrojů pro 5. tah

d_{S5} [mm]	d_{TK5} [mm]	R_{TK5} [mm]	L_{TK5} [mm]	d_{TC5} [mm]	R_{TC5} [mm]	H_{TC5} [mm]	v_5 [mm]
20,60	19,80	9,9	87,9	22,40	3	25	1,30



Obr. 3.12 Návrh sady tažných nástrojů 5. tahu

Pátý tah je již poslední, není potřeba redukovat dalšími tahy. V tomto tahu nastala situace, že dochází pouze k malé redukci průměru výtažku, přidržovač by zde měl nevhodné rozměry, a proto nebyl vůbec použit. Vnější průměr výtažku je již téměř konečný a je na úkor průměru tažníku. Průměr tažnice je volen tak, aby zbyl přídavek na kalibraci tvaru a rozměrů výtažku. Na jeho kalibraci byl ponechán přídavek o velikosti 0,4 mm. Konečná kalibrace výtažku, stejně tak ostřížení a zúžení výtažku v oblasti hrdla, již není předmětem této práce. Zaoblení tažníku bylo opět voleno s ohledem na požadované polokulové dno bombičky. Odlehčení tažníku je pod úhlem 45° na menší průměr 19,4 mm.

3.2.3 Tažná síla

Tažná síla je jedním ze sledovaných parametrů technologie hlubokého tažení. Během tažení prvního tahu je celková tažná síla dána součtem tří složek. Těmi jsou síla potřebná k plastické deformaci příruby, síla nutná k ohybu materiálu na tažné hraně a síla nezbytná k překonání tření na všech kontaktních plochách. Při tažení druhého a dalších tahů je složka potřebná k plastické deformaci příruby nahrazena silou potřebnou k přetvoření zaoblení dna výtažku z předchozího tahu do oblasti válcové stěny nového výtažku. Zbylé dvě složky zůstávají totožné s tažením prvního tahu. Průběh tažné síly není konstantní v závislosti na dráze tažníku. Dokud tažník není v kontaktu s tvářeným materiálem, tak je tažná síla nulová a v obecném bodě dráhy tažníku se nachází maximální tažná síla.

Pomocí následujícího zjednodušeného výpočtu však nebude počítána maximální tažná síla, ale kritická tažná síla. Její velikost musí být vyšší než velikost maximální tažné síly, v opačném případě dojde k překročení meze pevnosti tvářeného materiálu a utržení dna

výtažku. Tento předpoklad však platí pouze pro první tah, protože materiál není deformačně zpevněný. U dalších tahů je již materiál zpevněný, mez pevnosti vyšší, a proto skutečná kritická tažná síla bude značně vyšší než teoreticky vypočítaná. Pro výpočet kritické tažné síly jednotlivých tahů byl použit vztah, který je založen na poznatku, že tažná síla je přenášena stěnou výtažku:

$$F_{\text{KRIT}n} = \left[\frac{\pi \cdot (d_{\text{TK}n} + 2 \cdot t)^2}{4} - \frac{\pi \cdot d_{\text{TK}n}^2}{4} \right] \cdot R_m \quad (3.16)$$

kde značí: $F_{\text{KRIT}n}$ - kritická tažná síla n-tého tahu [N].

Mez pevnosti v tahu byla uvažována ta, která byla experimentálně určena pomocí statické zkoušky tahem, protože přímo charakterizuje tvářený materiál. Provedením tahové zkoušky však byly získány hodnoty mezi pevnosti odpovídající jednotlivým směrům vůči směru válcování, a proto musela být vypočítána výsledná hodnota meze pevnosti v tahu zahrnující veškeré směry. Pro tento účel byl použit vztah (3.1), jedná se stejný vztah jako pro výpočet výsledných hodnot aproximačních konstant. Vypočítané hodnoty kritických tažných sil pro jednotlivé tahy jsou uvedeny v tab. 3.11.

Tab. 3.11 Vypočítané hodnoty kritických tažných sil jednotlivých tahů

$F_{\text{KRIT}1}$ [N]	$F_{\text{KRIT}2}$ [N]	$F_{\text{KRIT}3}$ [N]	$F_{\text{KRIT}4}$ [N]	$F_{\text{KRIT}5}$ [N]
58776	44712	35336	28304	24553

3.3 Numerická simulace procesu tažení

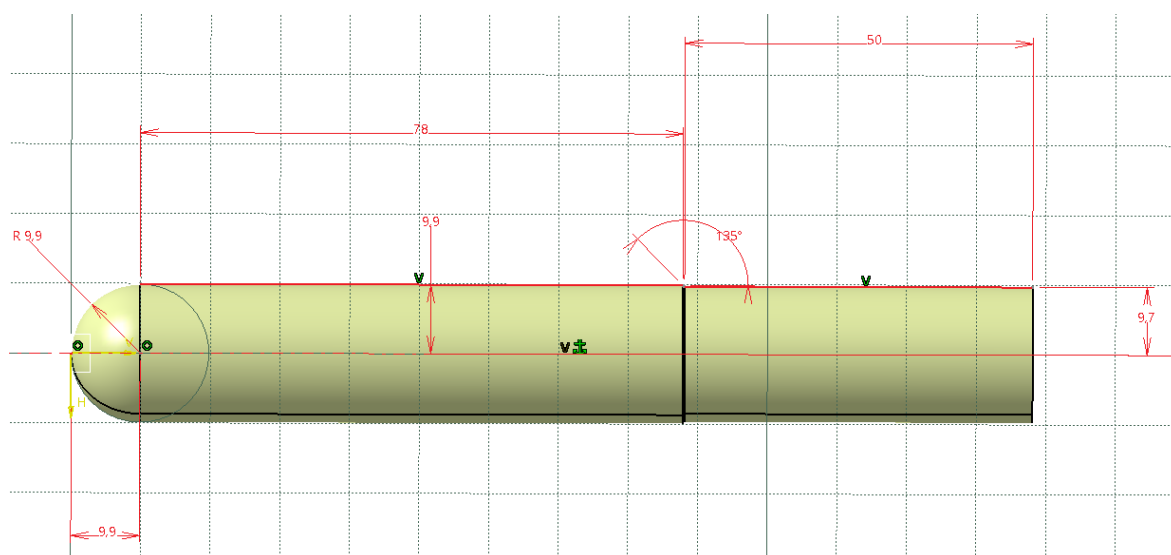
Numerická simulace procesu tažení byla provedena v specializovaném softwaru PAM-STAMP ve verzi 2021 od francouzské společnosti ESI Group SE, jehož licencemi disponuje Katedra strojírenské technologie TU v Liberci. U něho lze předpokládat uspokojivé výsledky, neboť se na poli simulačních softwarů zabývajících se problematikou hlubokého tažení jedná o jeden ze světově nejvyspělejších programů.

3.3.1 Vymodelování navržených tažných nástrojů

Aby mohla být provedena numerická simulace, musely být navrženy tažné nástroje nejprve vymodelovány. K tomuto účelu byl využit CAD software CATIA V5 (dále jen „CATIA“) od francouzské společnosti Dassault Systèmes SE, protože PAM-STAMP je pouze simulační CAE software a nelze v něm vytvářet virtuální modely. V prostředí softwaru CATIA tak byly vytvořeny plošné modely funkčních ploch tažných nástrojů. Objemová tělesa nebyla modelována z toho důvodu, že byl ušetřen jeden úkon spočívající v opětovném separování funkčních ploch. Stejně tak jako v nákresech v bodě 3.2.2 nebyly

uvažovány upínací části do tvářecích lisů. Všechny modely byly vytvořeny tak, že v příslušné rovině byla nakreslena vnější kontura, které byl přidán třetí rozměr rotací.

U všech modelů tažných nástrojů bylo žádoucí dodržet jednotnou orientaci souřadného systému, protože import souborů probíhá vždy jednotlivě a PAM-STAMP není určen pro složité zpracování CAD dat. Dokáže si poradit pouze s jednoduchými transformacemi či rotacemi a i tyto úkony se z uživatelského hlediska neprovádějí příliš pohodlně. Orientace souřadného systému byla zvolena tak, aby osa „Z“ byla totožná s osou nástrojů, protože na tuto konfiguraci jsou nastavena makra implementovaná v softwaru PAM-STAMP. V tomtéž souřadném systému byla také vymodelována vnější obrysová kontura přístřihu plechu. Veškeré plošné modely funkčních ploch navržených tažných nástrojů byly následně uloženy ve formátu *.igs, který je jedním z podporovaných vstupních formátů do softwaru PAM-STAMP. Ukázka plošného modelu tažníku 5. tahu v softwaru CATIA je patrná na obr. 3.13.



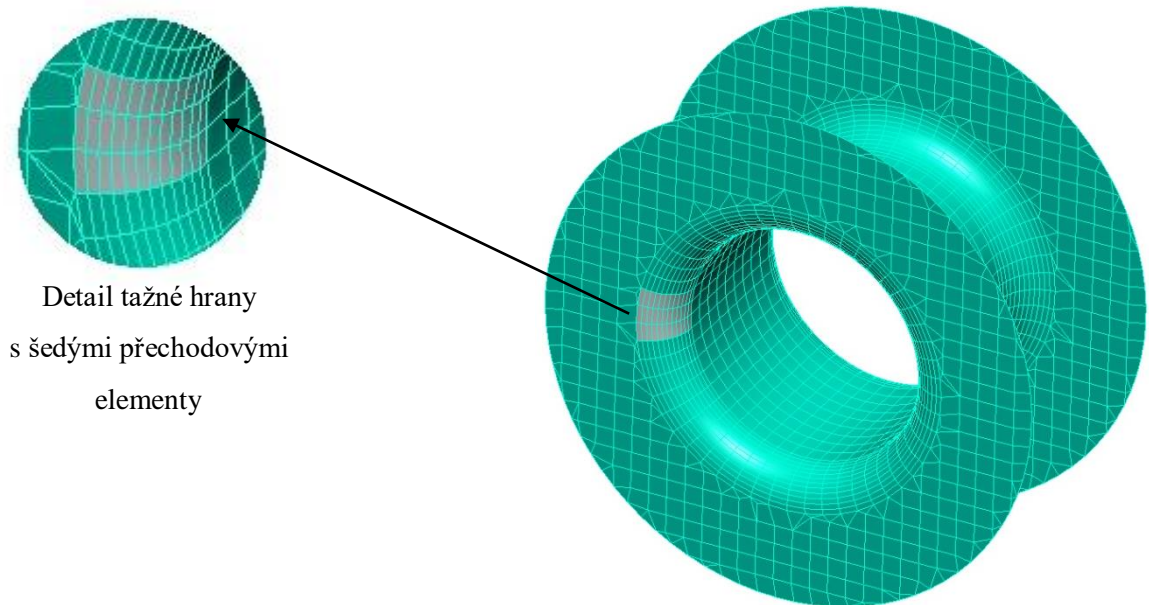
Obr. 3.13 Plošný model tažníku 5. tahu v softwaru CATIA

3.3.2 Import navržených tažných nástrojů

Plošné modely navržených tažných nástrojů všech tahů byly jednotlivě importovány do softwaru PAM-STAMP. Ten pomocí integrovaného modulu DeltaMESH provedl diskretizaci ploch všech tažných nástrojů trojúhelníkovými a čtyřúhelníkovými 2D prvky a vznikla tak konečno-prvková síť. Tento postup mohl být aplikován z toho důvodu, že veškeré tažné nástroje mají velmi jednoduchý tvar a modul DeltaMESH byl schopen zpracovat jejich plošné modely. V případě tvarově složitějších těles se doporučuje diskretizaci provést pomocí specializovaného softwaru a výslednou konečno-prvkovou síť vložit do PAM-STAMP.

Základními parametry při diskretizaci importovaných ploch jsou maximální velikost elementu konečno-prvkové sítě a maximální úhel, který spolu svírají normály dvou společně sousedících elementů. Těmito dvěma parametry je určena hustota výpočtové sítě a počet

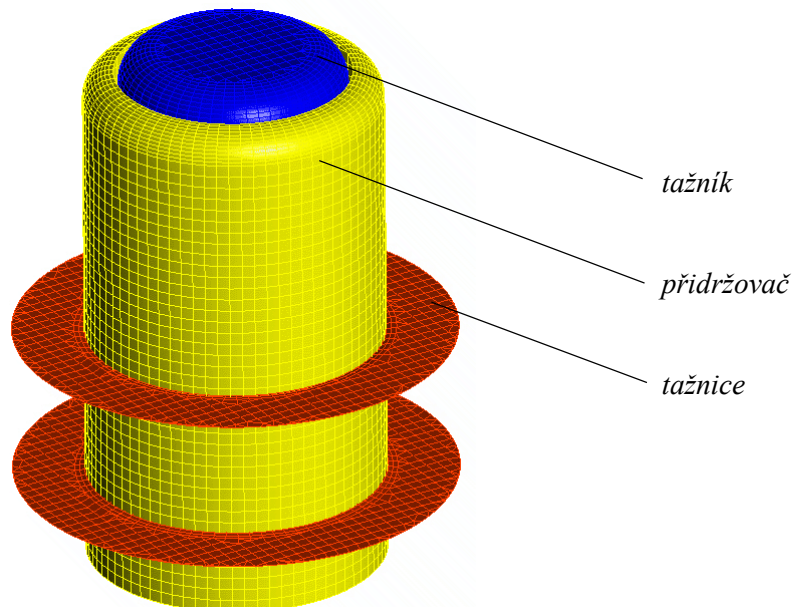
elementů v přechodových oblastech. Obecně je doporučován takový úhel mezi normálami, aby v přechodových oblastech bylo alespoň 5 elementů. Funkční plochy tažnice 4. tahu po provedené diskretizaci včetně detailu zaoblení tažné hrany a šedě vyznačených přechodových elementů jsou ukázány na obr. 3.14.



Detail tažné hrany
s šedými přechodovými
elementy

Obr. 3.14 Funkční plochy tažnice 4. tahu v softwaru PAM-STAMP

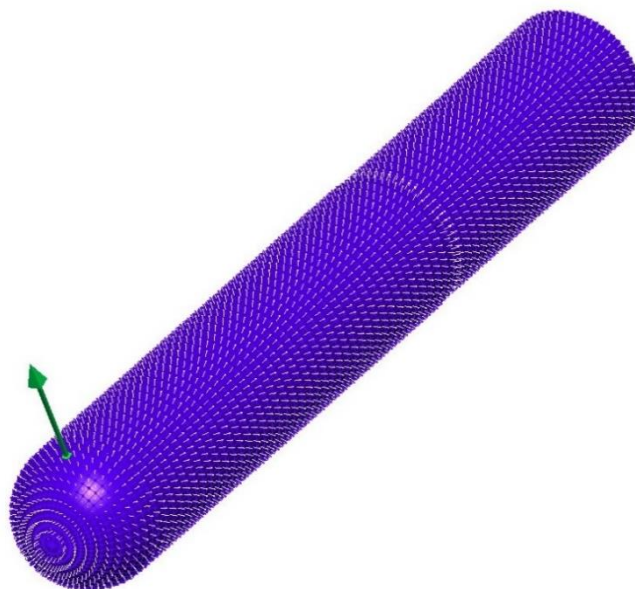
Z obrázku je patrné, že v přechodové oblasti se nachází 12 elementů, čímž je splněna podmínka minimálního počtu 5 elementů a zaoblení tažné hrany je tak kvalitně síťováno. Ukázka funkčních ploch tažných nástrojů 2. tahu s konečno-prvkovou sítí je na obr. 3.15.



Obr. 3.15 Funkční plochy tažných nástrojů 2. tahu včetně konečno-prvkové sítě

3.3.3 Orientace normál elementů

Dalším krokem v přípravě numerické simulace je orientace normál elementů, k tomuto účelu byl použit příkaz „*Orient elements*“ implementován přímo v PAM-STAMP. Orientace normál se provádí z toho důvodu, aby mohl být jednoznačně definován kontakt mezi nástroji a tvářeným materiálem. U všech nástrojů se orientace provádí tak, aby normály všech elementů směřovaly jedním směrem a to k tvářenému materiálu. Ukázka orientace normál tažníku 5. tahu včetně zvoleného referenčního elementu je patrná na obr. 3.16.



Obr. 3.16 Orientace normál elementů tažníku 5. tahu

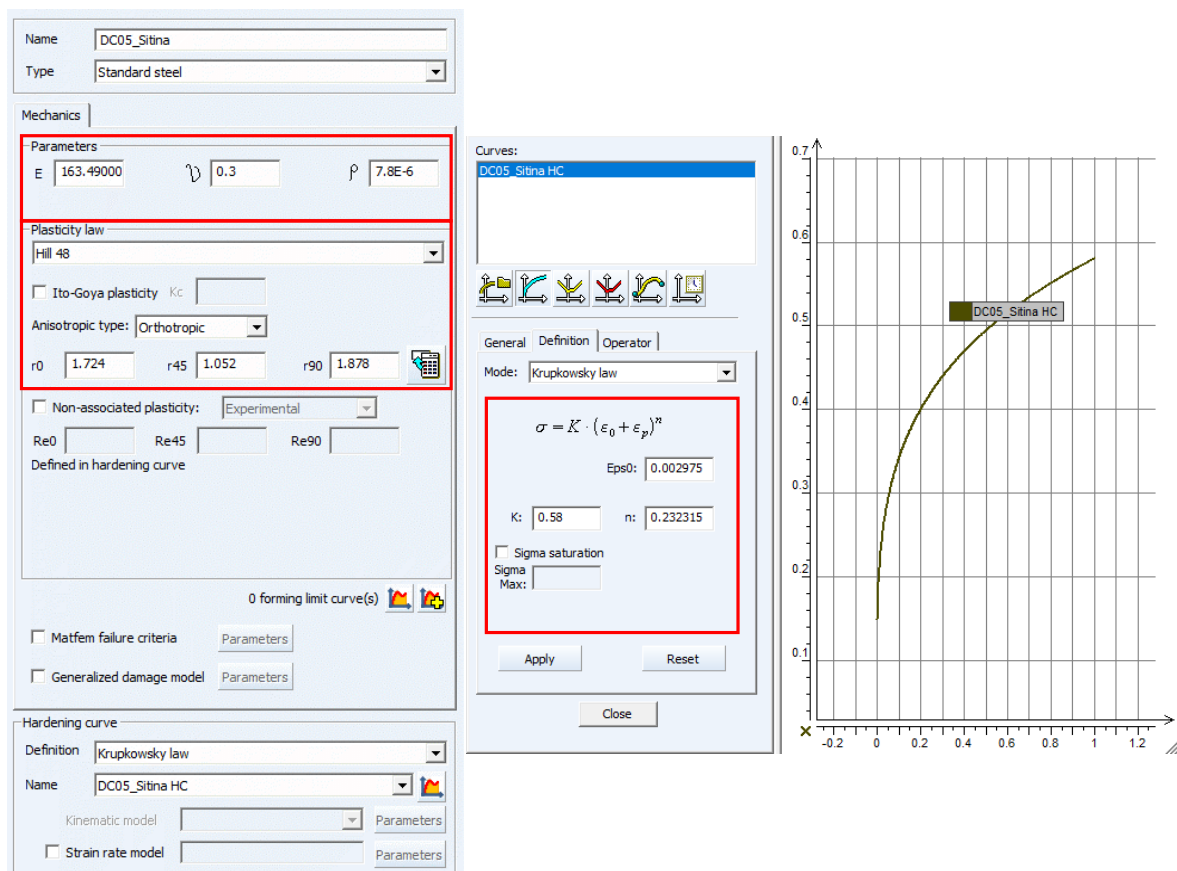
3.3.4 Tvorba matematického modelu plechu DC05

Tvorbou matematického modelu se myslí definování deformačního chování tvářeného ocelového plechu DC05 zvolením podmínky plasticity a popsáním křivky zpevnění. K tomuto účelu bylo provedeno experimentální měření statickou zkouškou tahem, které bylo deklarováno v bodě 3.1. Jejímž cílem bylo zjistit základní materiálové charakteristiky a provést její aproximaci, čímž je popsána křivka zpevnění. Pro tvářený materiál DC05 byla v softwaru PAM-STAMP vytvořena materiálová karta, do které byly postupně zadávány veškeré naměřené hodnoty:

- Youngův modul pružnosti v tahu $E = 163,49$ GPa, jehož hodnota byla uvažována jako výsledná z odebíraných směrů uvedených v tab. 3.1. Pro výpočet výsledné hodnoty byl stejně jako v jiných více směrových veličinách použit vztah (3.1).
- Poissonovo číslo $\mu = 0,3$, které bylo bráno jako obecně platná hodnota pro ocelové materiály. Jelikož je definováno jako poměr příčné a podélné deformace v pružném stavu, tak se experimentálně určuje poměrně obtížně.

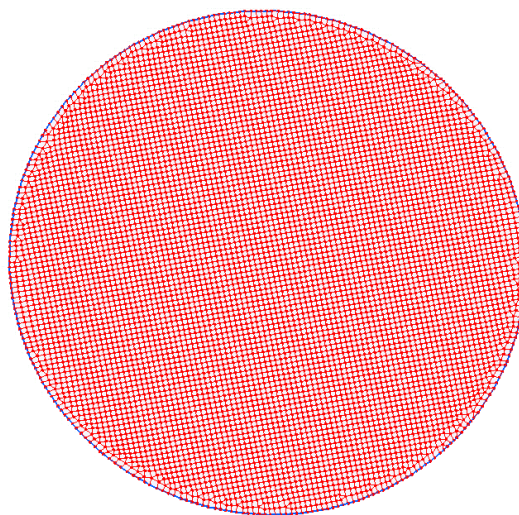
- Hustota $\rho = 7800 \text{ kg m}^{-3}$, která byla také brána jako obecně platná hodnota pro ocelové materiály. Její význam hraje roli především při simulování velkoplošných tabulí plechu, kdy lze uvažovat počáteční prohnutí plechu působením gravitace. V tomto případě se jedná o velmi malý přístřih, proto jejímu definování nebyl věnován takový důraz.
- Směr válcování přístřihu, který byl zvolen ve směru osy „X“. Jemu je zcela ekvivalentní směr osy „Y“, protože přístřih má kruhový tvar.
- Anizotropní podmínka plasticity Hill 48, která je jednou základních anizotropních podmínek plasticity.
- Součinitele plastické anizotropie $r_0 = 1,724$, $r_{45} = 1,052$ a $r_{90} = 1,878$, které byly pouze převzaty z tab. 3.1.
- Křivka zpevnění dle Swifta-Krupkowskyho dána $\sigma = 0,58 \cdot (\varphi + 0,002975)^{0,232315}$, kde výsledné hodnoty konstant C , φ_0 a n byly použity z tab. 3.3. Jednotlivé směry vůči směru válcování nemohly být uvažovány, protože je předpokládáno izotropní zpevnění. Hodnota modulu monotónního zpevnění C byla kvůli požadavkům výpočetního softwaru zadána v GPa.

Materiálová karta se všemi zadanými hodnotami materiálových charakteristik oceli DC05 a průběhem křivky zpevnění je zobrazena na obr. 3.17.



Obr. 3.17 Materiálová karta oceli DC05 v prostředí PAM-STAMP (vlevo), definice a průběh křivky zpevnění dle Swifta-Krupkowskyho (vpravo)

K tvorbě matematického modelu patří také vytvoření zesíťovaného modelu přístříhu. Nejprve bylo nutné nahrát CAD soubor s vnější obrysovou konturou. Ten nebyl importován stejným postupem jako plošné modely tažných nástrojů, ale byl vložen pouze jako křivka použitím příkazu „*Import CAD curves*“. Pomocí této kontury a maximální povolené velikosti elementu konečno-prvkové sítě vznikl diskretizovaný model přístříhu, ke kterému PAM-STAMP virtuálně dopočítává jeho tloušťku. Matematický model přístříhu o průměru 95 mm včetně konečno-prvkové sítě je zobrazen na obr. 3.18.



Obr. 3.18 Matematický model přístříhu včetně konečno-prvkové sítě

Maximální velikost elementu byla nastavena 1 mm a představuje tak dobrý kompromis mezi kvalitou výsledku numerické simulace a rychlostí výpočtu.

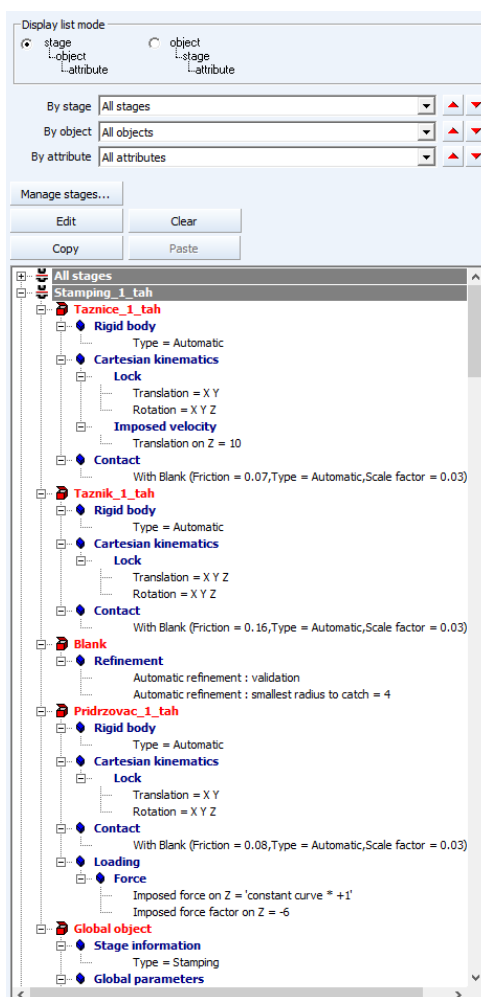
3.3.5 Nastavení technologických podmínek

Posledním krokem v přípravě numerické simulace je nastavení technologických podmínek procesu tažení. Zde se nabízí možnost volit parametry tažných podmínek tak, že jejich hodnota nemusí být konstantní, ale lze ji zadat v závislosti na čase, poloze nebo hloubce tažení. Tohoto se především využívá v určování součinitele tření, kdy lze zohlednit rozdílné tribologické podmínky v různých částech nástroje. Časově závislé veličiny je možné využít v kinematice tažných nástrojů, kdy se zahrnuje vliv rychlosti deformace. V tomto případě je však součinitel tření i rychlost posuvu tažných nástrojů uvažována konstantní, čímž dochází k zjednodušení matematického modelu a urychlení výpočtu.

Aby bylo definování technologického procesu z uživatelského hlediska co nejpřívětivější, jsou v softwaru PAM-STAMP implementována makra, jejímž úkolem je urychlit zadávání technologických podmínek. Pro simulaci tažení bylo v předkládané práci pro všech pět tahů použito stejné makro, jehož zdrojový odkaz je: „*GPa*“ → „*STAMP*“ → „*Feasibility*“ → „*SingleAction_GPa_Feasibility.ksa*“. Do vybraného makra byly postupně zadávány veškeré potřebné informace:

- Materiálová karta plechu DC05, která byla vybrána z materiálové databáze a jejíž postup určování je popsán v bodě 3.3.4.
- Uvažovaný souřadnicový systém, který byl ponechán výchozí z PAM-STAMP.
- Definování statických a nestatických nástrojů, kdy pro všechny tahy byla použita metoda tažení v obrácené poloze. Pohyblivá tažnice přetahuje výtažek přes nepohyblivý tažník a pohyblivý přidržovač je ovládán zespoda.
- Rychlost posuvu tažnice $v_{TC} = 10 \text{ mm s}^{-1}$ ve směru osy „Z“, která byla brána konstantní po celé hloubce tažení a pro všechny tahy uvažována stejná.
- Součinitel tření mezi tažnicí a přístřihem $f_{TC-PŘ} = 0,07$, který byl brán ve všech místech vzájemného dotyku konstantní a pro všechny tahy stejný. Jedná se o obecně platnou hodnotu pro leštěné ocelové povrchy. Snahou je, aby se mezi tažnicí a přidržovačem vytvářelo co nejmenší tření.
- Součinitel tření mezi tažníkem a přístřihem $f_{TK-PŘ} = 0,16$, který byl brán ve všech místech vzájemného dotyku také konstantní a pro všechny tahy stejný. Jedná se o obecně platnou hodnotu pro broušené ocelové povrchy po kalení.
- Součinitel tření mezi přidržovačem a přístřihem $f_{P-PŘ} = 0,08$, který byl brán ve všech místech vzájemného dotyku konstantní a pro téměř všechny tahy (kromě 5. tahu, který je bez přidržovače) stejný. Jedná se také o obecně platnou hodnotu pro leštěné ocelové povrchy po kalení.
- Minimální radius tažných nástrojů každého tahu, aby byl lépe hledán vzájemný kontakt mezi nástroji a přístřihem.
- Přidržovací síla prvního tahu $F_P = -6 \text{ kN}$ a druhého až čtvrtého tahu $F_P = -2 \text{ kN}$, která byla vypočítána použitím známé kontaktní plochy z obecně platné hodnoty přidržovacího tlaku pro ocelové materiály $p_p = 2 \text{ MPa}$ [15]. Znaménko minus značí, že síla působí v záporném smyslu osy „Z“.
- „*Mesh transformations*“, které určují pořadí dotyku jednotlivých nástrojů. Nejdříve byl nastaven dotyk přístřihu na nepohyblivý tažník v kladném smyslu osy „Z“. Následně byla nastavena pozice tažnice na přístřih také v kladném smyslu osy „Z“ a jako poslední byl předepsán dotyk přidržovače na přístřih v záporném smyslu osy „Z“. Tento postup probíhal u všech tahů stejně, akorát v 5. tahu nebyl nastaven přidržovač.
- Kritérium ukončení chodu výpočtu, které bylo u všech tahů zvoleno vrácením tažnice do její počáteční polohy. Z tohoto důvodu muselo být počáteční posunutí tažnice nastaveno tak, aby simulace proběhla po celé délce výtažku.

Karta s podrobnou uživatelskou definicí vycházející z makra pro nastavení technologických podmínek je zobrazena na obr. 3.19.



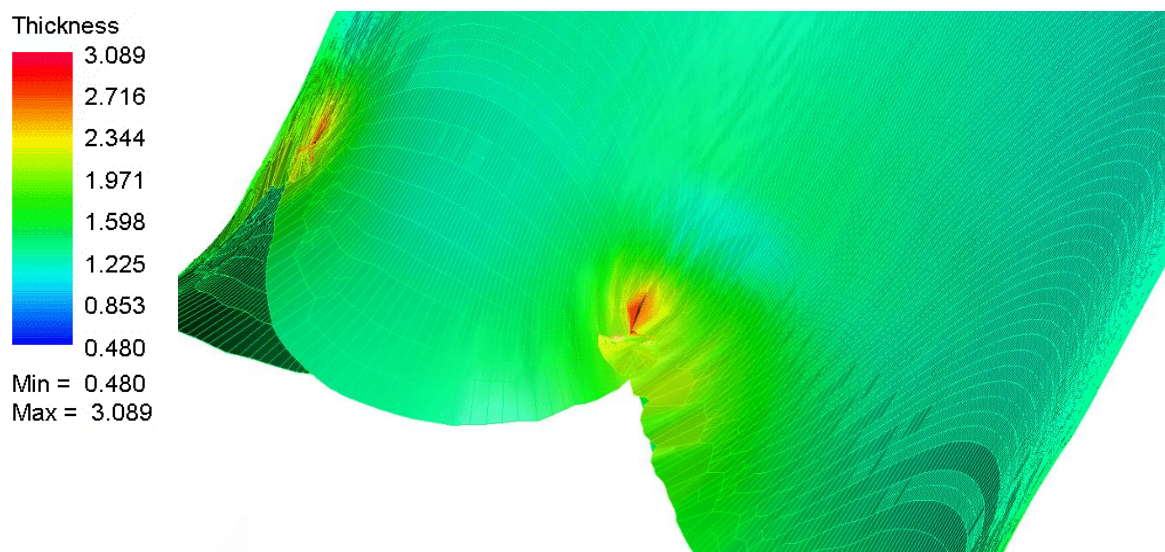
Obr. 3.19 Karta s podrobnou uživatelskou definicí v softwaru PAM-STAMP

3.3.6 Výsledek numerické simulace s původním průměrem přístřihu

Kompletním definováním celého procesu numerické simulace v prostředí softwaru PAM-STAMP byla dokončena fáze zvaná pre-processing a bylo tak možné spustit vlastní výpočet neboli processing. Ačkoli se jedná o poměrně jednoduchou úlohu, byl vyžadován nemalý výpočetní výkon.

Během výpočtu první referenční simulace nastal poměrně neočekávaný problém. Po vypočítaném čtvrtém tahu se v oblasti hrdla některé uzlové body konečno-prvkové sítě objevily v naprosto neakceptovatelných polohách mimo očekávaný výsledek, viz obr. 3.20. PAM-STAMP tento jev vyhodnotil jako porušení materiálu a zastavil chod simulace. Musela být tedy zkoumána příčina tohoto nestandardního jevu s cílem ji odstranit. Nejdříve byl překontrolován matematický model tvářeného materiálu a technologické podmínky procesu tažení. Zde bylo vše nastaveno správně. Nakonec bylo zjištěno, že pre-release verze pro rok 2021 má problém s velkými přeložkami materiálu v oblasti hrdla, protože úloha podobného charakteru byla simulována ve starší verzi 2020 a tam celý výpočet proběhl podle očekávání.

Přeložky přebytečného materiálu jsou naprosto běžným doprovodným jevem během technologie hlubokého tažení i při použití přidržovače, jsou způsobeny hromaděním přebytečného materiálu v oblasti hrdla, a tudíž by simulační software měl být schopen si s nimi poradit.

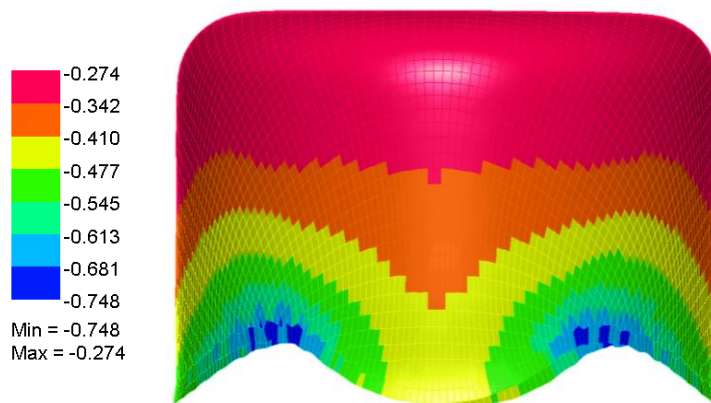


Obr. 3.20 Detail s extrémně deformovanými elementy v oblasti hrdla

Odstranění tohoto problému proběhlo tak, že po vypočítaném třetím tahu následovalo virtuální ostřížení cípatého hrdla včetně problémových přeložek. Ve skutečnosti ostřížení probíhá až po kalibraci vnějšího průměru výtažku a z hlediska výsledného napěťového stavu výtažku nehraje moment, kdy dojde k ostřížení, žádnou roli. Pro vytvoření ostřížení musela být vymodelována v softwaru CATIA ostříhovací kontura ve správné rovině a správné vzdálenosti od čela tažníku třetího tahu, která byla následně pomocí příkazu „*Import CAD curves*“ importována do softwaru PAM-STAMP. Samotné virtuální ostřížení bylo definováno ve třetím tahu příkazem „*Mesh transformations*“.

Po těchto úpravách již simulace proběhla v pořádku, kdy potřebný výpočetní čas byl zhruba 5 minut. Její výsledky pro jednotlivé tahy jsou zobrazeny na následujících obrázcích.

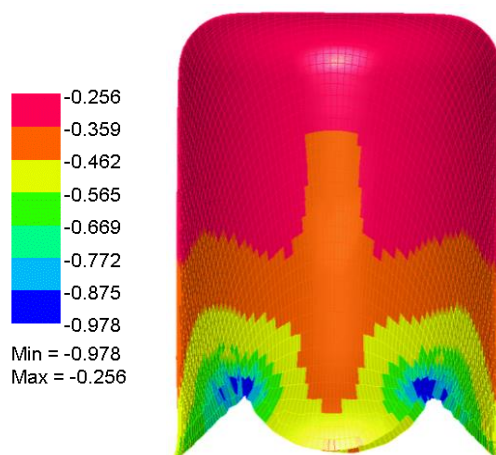
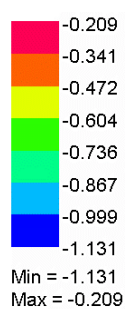
FLD (strain) - Rupture risk - Membrane - FLC Blank (absolute)



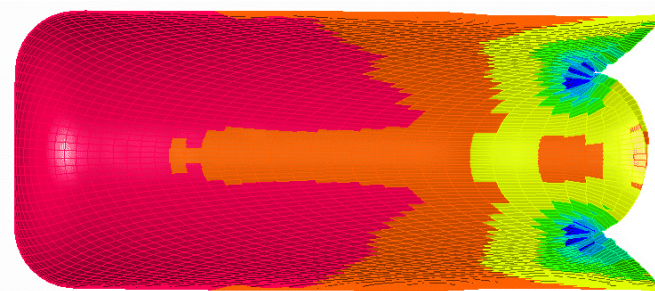
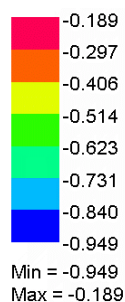
Obr. 3.21 Výsledek numerické simulace výtažku 1. tahu z přístřihu o průměru 95 mm

Červeně vykreslené elementy neznamenají oblasti s možným porušením výtažku, pouze se jedná o barevné měřítko. Porušení výtažku by se projevilo extrémní deformací některých elementů konečno-prvkové sítě.

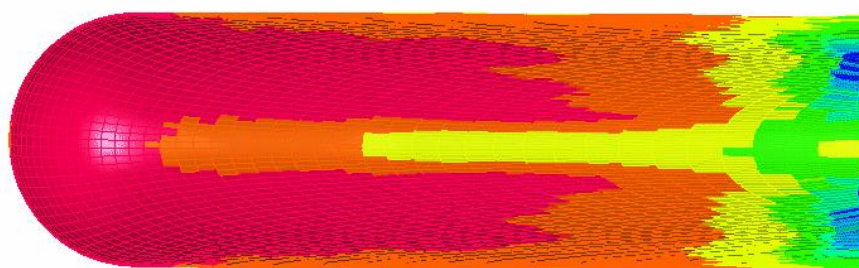
FLD (strain) - Rupture risk - Membrane - FLC Blank (absolute)

**Obr. 3.22** Výsledek numerické simulace výtažku 2. tahu z přístříhu o průměru 95 mm

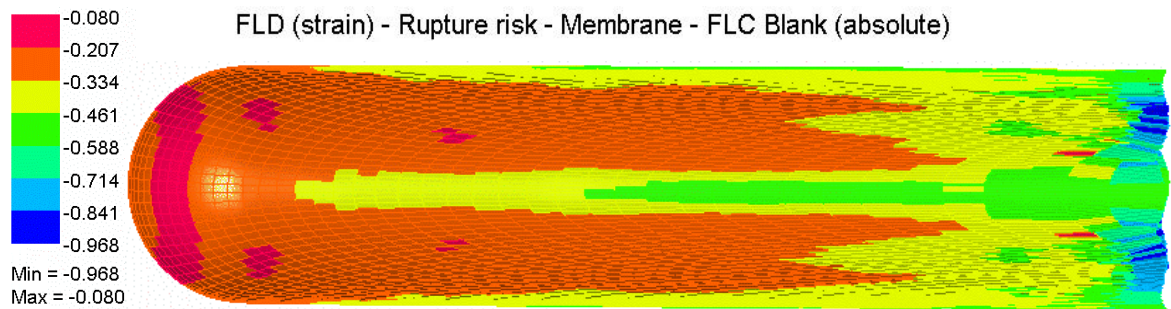
FLD (strain) - Rupture risk - Membrane - FLC Blank (absolute)

**Obr. 3.23** Výsledek numerické simulace výtažku 3. tahu z přístříhu o průměru 95 mm

FLD (strain) - Rupture risk - Membrane - FLC Blank (absolute)

**Obr. 3.24** Výsledek numerické simulace výtažku 4. tahu z přístříhu o průměru 95 mm

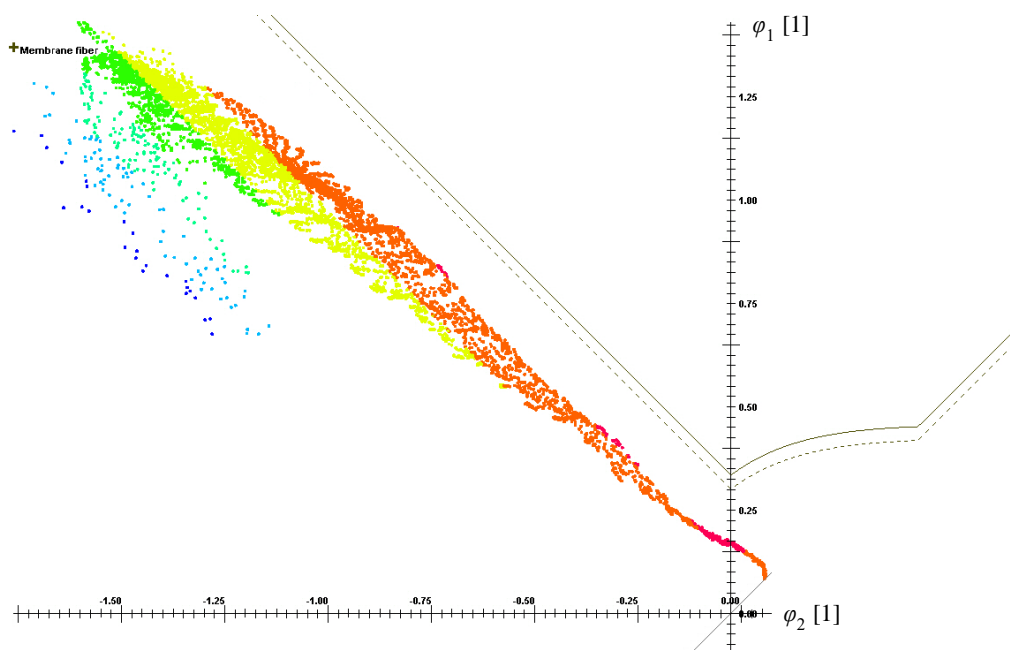
Na výtažku po 4. tahu již lze vidět ostřížení, neboť jsou odstraněny jeho cípy. Výtažek zároveň získává požadované polokulové dno dané tvarem tažníku.



Obr. 3.25 Výsledek numerické simulace výtažku 5. tahu z přístřihu o průměru 95 mm

Posouzení tvářitelnosti a napětově-deformační analýza výtažku po všech tazích byla provedena použitím diagramu mezních přetvoření, anglicky Forming Limit Diagram (FLD). Ten je běžně používaným prostředkem pro posouzení tvářitelnosti při plošném tváření. Pomocí tohoto diagramu byla také stanovena barevná měřítko obrázků výsledků numerických simulací jednotlivých tahů. V teoretické části předkládané práce nebyl tento diagram nikterak komentován, protože v rámci bakalářského studia mu není sylabem věnována žádná pozornost.

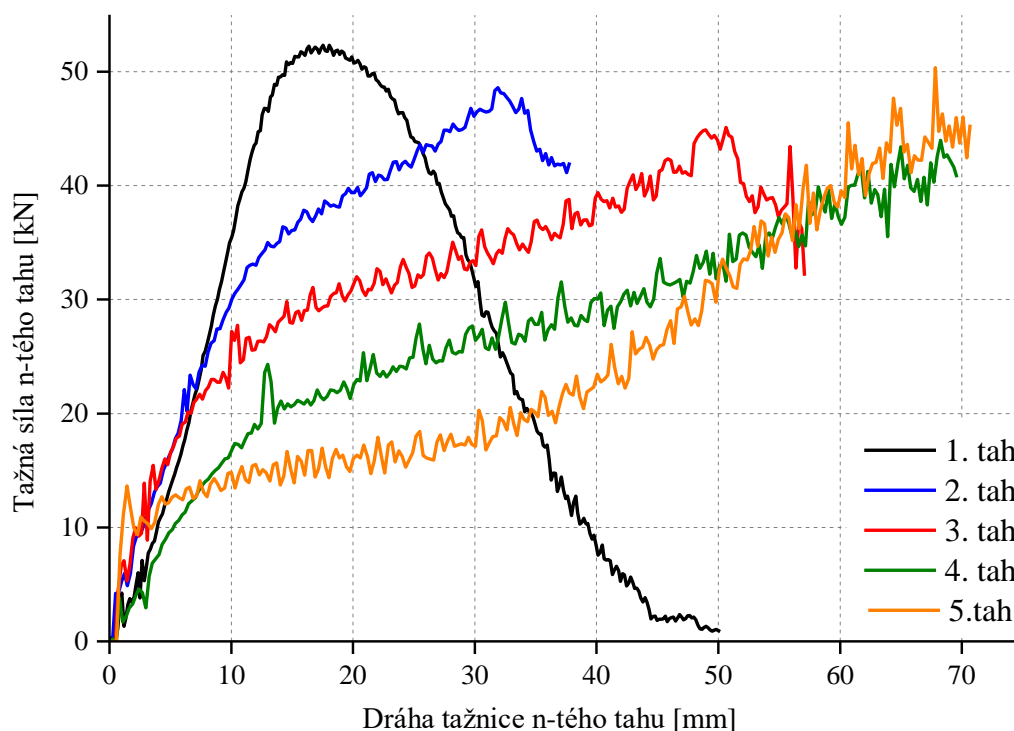
Diagram mezních přetvoření je tvořen závislostí hlavních deformací φ_1 (Major strain) a φ_2 (Minor strain). Z horní části je omezen křivkou mezních deformací, anglicky Forming Limit Curve (FLC). Ta nesmí být žádným elementem překročena, jinak u něj dojde k vyčerpání schopnosti přenášet tvářecí sílu [14]. Diagram mezních přetvoření lze určovat jak početně, tak přesněji pomocí experimentu. Experimentální zjištění vyžaduje poměrně pokročilé přístrojové vybavení, je také časově poměrně náročné. Proto byl i za cenu nižší přesnosti určen početně, kdy jeho výpočet provedl software PAM-STAMP na základě definované materiálové karty plechu DC05.



Obr. 3.26 Diagram mezních přetvoření výtažku 5. tahu z přístřihu o průměru 95 mm

Diagram mezních přetvoření výtažku po 5. tahu z přístřihu o průměru 95 mm je zobrazen na obr. 3.26. Z něho je patrné, že výsledná deformace všech elementů konečno-prvkové sítě se nachází pod křivkou mezních deformací. Mezi červeně zbarvenými krajními elementy a křivkou mezních deformací se nachází dostatečně velký prostor, který vyjadřuje zbývající zásobu plasticity tvářeného materiálu.

Software PAM-STAMP dokáže také zaznamenávat průběh tažné síly v závislosti na dráze tažnice. Získaný datový soubor tažných sil byl zpracován ve vyhodnocovacím softwaru OriginPro 9.0 a průběhy tažných sil všech tahů jsou vykresleny na obr. 3.27.



Obr. 3.27 Průběhy tažných sil jednotlivých tahů

Od druhého tahu musely být průběhy tažných sil ořezány, protože maxima křivek dosahovala nepřijatelných hodnot. Důvodem je to, že na konci procesu simulace se do mezery mezi tažníkem a tažnicí dostávají elementy připadající přeložkám materiálu v oblasti hrdla, výpočet je na tento jev velmi citlivý, a proto hodnoty nepřírozeně oscilují. Porovnáním s tab. 3.11 je také zřejmé, že hodnoty maximálních tažných sil kromě prvního tahu jsou mnohem vyšší než vypočítané kritické tažné síly a mělo by tedy dojít k porušení výtažku. Během výpočtu kritických tažných sil totiž nebylo uvažováno s deformačním zpevněním tvářeného materiálu, které vede k významnému zvýšení meze pevnosti, a proto skutečná kritická síla je znatelně vyšší. Hodnota maximální tažné síly prvního tahu porovnáním s vypočítanou kritickou tažnou silou je v pořádku, protože materiál není deformačně zpevněný a mez pevnosti odpovídá experimentálně zjištěné.

U výsledného výtažku byla změřena jeho výška od vrcholu polokulového dna až po oblast s tvorbou přeložek materiálu, kde dochází ke konečnému ostřížení hrdla výtažku. Byla naměřena hodnota 90,3 mm. Zde hraje také roli virtuální ostřížení problematických přeložek materiálu, bez kterého by výsledná výška byla také o něco vyšší. Další zvýšení výtažku je také docíleno kalibrací jeho vnějšího průměru a rozšířením hrdla, které však nejsou v předkládané práci uvažovány.

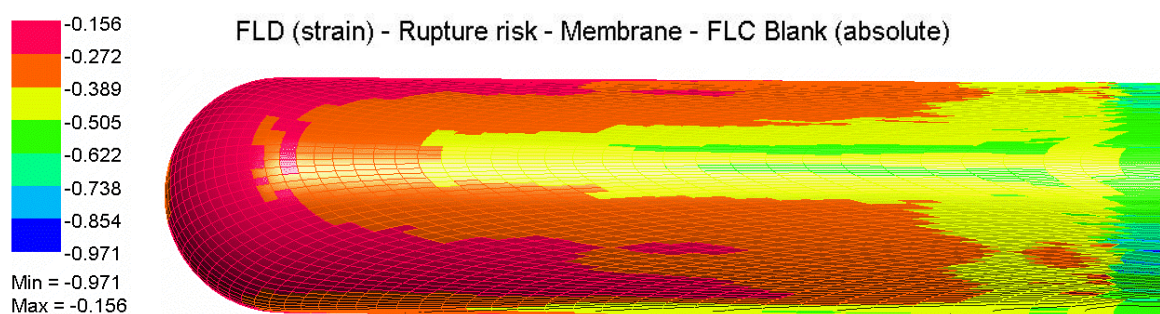
Jelikož má být dle výrobního výkresu výsledná výška výtažku 88 mm, bylo z důvodu ušetření materiálu rozhodnuto o vytvoření další simulace s upraveným průměrem přístřihu.

3.3.7 Výsledek numerické simulace s upraveným přístřihem

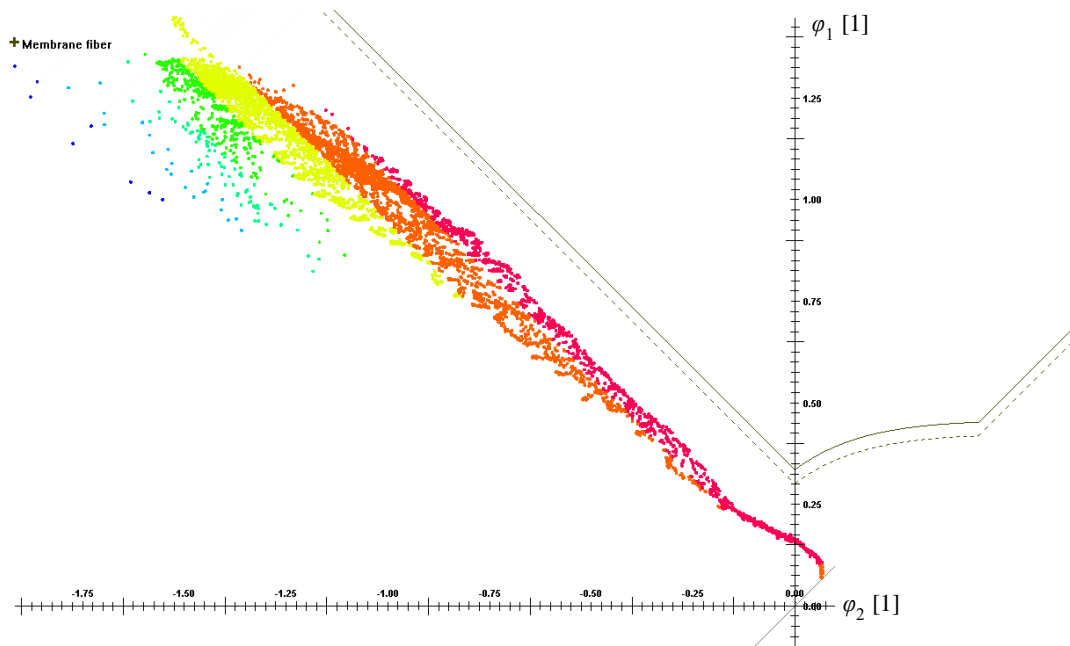
Úprava přístřihu spočívala ve zmenšení jeho průměru z počátečních 95 mm na 92 mm, aby se snížila výška výtažku. Průměr přístřihu je výchozím parametrem pro výpočet rozměrů funkčních částí tažných nástrojů, a proto by měly být přepočítány veškeré tyto hodnoty, tj. navrženy nové tažné nástroje. V technické praxi se však zastává přístup, že k jedné sadě navržených tažných nástrojů se zkouší více přístřihů s různými rozměry, až se zvolí ten vyhovující. Proto i zde byly zachovány rozměry tažných nástrojů a pouze se vypočítala numerická simulace s přístřihem o průměru 92 mm.

Na navržených tažných nástrojích tak nemusely být prováděny žádné změny. Byla však vymodelována nová obrysová kontura přístřihu, která v matematickém modelu tvářeného materiálu nahradila tu starou, jinak matematický model zůstal beze změn. Žádné změny nebyly také prováděny v nastavování technologických podmínek, kde opět muselo být využito virtuální ostřížení hrdla výtažku po 3. tahu pro odstranění problémových přeložek materiálu.

Výsledek numerické simulace konečného výtažku po 5. tahu a příslušný diagram mezních přetvoření je na následujících obrázcích.



Obr. 3.28 Výsledek numerické simulace výtažku 5. tahu z přístřihu o průměru 92 mm



Obr. 3.29 Diagram mezních přetvoření výtažku 5. tahu z přístříhu o průměru 92 mm

Z diagramu mezních přetvoření je opět patrné, že výsledná deformace všech elementů konečno-prvkové sítě se nachází pod křivkou mezních deformací. Mezi červeně zbarvenými elementy a křivkou mezních deformací se nachází dostatečně velký prostor, podle kterého lze prohlásit, že přístřih o průměru 92 mm je možné tvářet navrženými tažnými nástroji při zachování uvažovaných technologických podmínek.

Průběh tažné síly je prakticky identický s tažením přístříhu o průměru 95 mm, protože použitím přístříhu s jiným průměrem se příliš nezmění žádný z parametrů výrazně ovlivňující velikost tažných sil. Zároveň však platí stejné aspekty deformačního zpevnění materiálu při zjišťování maximálních tažných sil jako v předchozí simulaci.

U výsledného výtažku byla opět stejným způsobem jako v předchozím případě změřena jeho výška, kdy byla naměřena hodnota 89,1 mm. Ta představuje přijatelnou hodnotu přídatku pro následné ostřížení, kterým je získáno rovné čelo výtažku.

4 Diskuze výsledků

V této části předkládané práce jsou hodnoceny výsledky získané v jednotlivých kapitolách experimentální části. Dílčími cíli experimentální části bylo zjistit konkrétní hodnoty základních mechanických vlastností nízkouhlíkové hlubokotažné oceli DC05 pomocí statické zkoušky tahem, dále pak navrhnout přístřih plechu, vypočítat počet tahů s vhodnými rozměry tažných nástrojů a v neposlední řadě také provést numerickou simulaci procesu tažení zahrnující matematický model tvářeného materiálu a navržené tažné nástroje v simulačním softwaru PAM-STAMP.

Pomocí statické zkoušky tahem dle normy ČSN EN ISO 6892-1 a dle normy ČSN EN ISO 10113 pro určení plastické anizotropie byly zjištěny hodnoty základních mechanických vlastností ve směrech 0° , 45° a 90° vůči směru válcování, viz tab. 3.1. Porovnáním s tabulkovými hodnotami mechanických vlastností oceli DC05, viz tab. 2.1, dle materiálové normy ČSN EN 10130 [9], je však patrné, že některé hodnoty mechanických vlastností byly experimentálně zjištěny v rozporu s touto normou. Konkrétně se jedná o hodnotu meze kluzu $R_{p0,2}$, která by dle materiálové normy pro uvažovaný směr 90° měla být menší nebo rovna hodnotě 180 MPa. Průměrná hodnota experimentálně zjištěné meze kluzu $R_{p0,2}$ pro směr 90° je však vyšší, konkrétně 184,5 MPa a tabulkovou hodnotu překračuje i při započítání výběrové směrodatné odchylky. Dalším neshodnou veličinou je součinitel plastické anizotropie r_{90} , jehož hodnota by dle materiálové normy měla být větší než 1,9. Průměrná hodnota tohoto experimentálně zjištěného součinitele je však 1,878. Poslední rozporující mechanickou vlastností je celková tažnost A_{80mm} , která musí být dle materiálové normy pro směr 90° vyšší než 40 %. Tahovou zkouškou byla naměřena průměrná hodnota 39,3 % a požadované hodnoty není dosaženo ani při započítání výběrové směrodatné odchylky. Zkoumaná šarže materiálu tak nesplňuje některé předepsané tabulkové hodnoty mechanických vlastností, přesto s ní bylo dále pracováno k vytvoření matematického modelu tvářeného materiálu pro numerickou simulaci, protože společnost KAYSER ve svém výrobním procesu běžně používá tuto šarži.

Hodnota exponentu deformačního zpevnění n_{90} aproximačního vztahu dle Swifta-Krupkowskyho nemůže být porovnávána s tabulkovou hodnotou, protože zvolený rozsah intervalu poměrné deformace, kde je aproximace prováděna, nekoresponduje s intervalem uvedeným v příslušných normách EN 10130:1991 nebo ČSN EN ISO 10275.

Přístřih plechu, ze kterého jsou vyráběny sifonové bombičky, byl zvolen kruhový, protože kruhový tvar je výhodný z hlediska časové a finanční náročnosti výroby střížného

nástroje, který zhotovuje přístřihy. Výpočtem zjištěný průměr přístřihu o hodnotě 95 mm pak nepředstavuje žádný technologický problém pro jeho zhotovování.

Pomocí tabulkových mezních součinitelů tažení bylo stanoveno, že sifonovou bombičku bude nutné táhnout na 5 tahů, což představuje výrobu poměrně velkého počtu nástrojů, kde jejich funkční části vyžadují tepelné zpracování a přesně obrobení na konečné rozměry. Jednotlivé sady tažných nástrojů všech tahů byly konstruovány s ohledem na potřeby daného tahu.

Kritická tažná síla jednotlivých tahů vypočítaná teoretickým výpočtem neuvažuje ve svém vztahu deformační zpevnění tvářeného materiálu, které se v materiálu projevuje od druhého tahu. Dochází tak k nárůstu meze pevnosti v tahu, a proto skutečné kritické tažné síly dosahují značně vyšších hodnot než ty teoreticky vypočítané.

První referenční numerická simulace v softwaru PAM-STAMP odhalila poměrně nepředpokládanou slabinu nové pre-release verze pro rok 2021. Výpočetní algoritmus implementovaný v softwaru nebyl schopen akceptovat velké přeložky materiálu v oblasti hrdla a v těchto místech docházelo ke kolabování numerického výpočtu projevující se nereálnou deformací některých elementů konečno-prvkové sítě. Tento problém byl vyřešen použitím ostřihovací kontury, kterou bylo hrdlo virtuálně ostřiženo po vytažení 3. tahu. Ve skutečnosti však ostřižení hrdla probíhá až po konečné kalibraci tvaru a rozměrů výtažku.

Výsledek upravené numerické simulace s použitím původního průměru přístřihu byl po vypočítání všech pěti tahů vyhodnocen pomocí diagramu mezních přetvoření, viz obr. 3.26. Z něho lze vyčíst, že i krajní elementy se nacházejí v dostatečné vzdálenosti od křivky mezních deformací. Tato dostatečná vzdálenost krajních elementů od křivky mezních deformací představuje zbývající zásobu schopnosti plastické deformace. Proto lze prohlásit, že navržené tažné nástroje je při zachování uvažovaných technologických podmínek možné použít pro tažení ocelového plechu DC05. Tento prostor slouží také jako jakási pojistka, pokud by byl tažen materiál s nižší jakostí. U něho by se křivka mezních deformací posunula dolu směrem ke krajním elementům. Naměřená výška výtažku 90,3 mm však ukázala, že průměr přístřihu je zbytečně velký, a tak došlo ve snaze úspory materiálu ke snížení jeho průměru na hodnotu 92 mm a provedení nové simulace při zachování původních rozměrů tažných nástrojů.

Simulace s upraveným přístřihem také vyžadovala použití virtuálního ostřižení a její výsledek po provedení všech pěti tahů byl v diagramu mezních přetvoření, viz obr. 3.29, prakticky shodný s původní simulací. Celková výška výtažku byla naměřena 89,1 mm.

Průběhy skutečných tažných sil numerických simulací s oběma průměry přístřihu potvrdily, že dochází k deformačnímu zpevnování tvářeného materiálu a skutečné maximální síly překonávají teoretické kritické.

Celková tažná síla pro výrobu sifonové bombičky představuje parametr pro určení potřebné velikosti tvářecího lisu. Na něm jsou zhotovovány veškeré tažné operace včetně stříhání přístřihu v jednom zdvihu, proto je celková tažná síla dána součtem všech skutečných maximálních tažných sil z numerické simulace a síly potřebné k ustřižení přístřihu. Střížná síla byla stanovena z geometrie přístřihu a experimentálně zjištěné meze pevnosti. Obě varianty numerické simulace se liší průběhy skutečných tažných sil a průměry přístřihu velmi málo, proto byla hrubým výpočtem stanovena stejná celková tažná síla o hodnotě 350 kN.

5 Závěr

Cílem této bakalářské práce bylo provést návrh technologického postupu tažení sifonové bombičky s následným ověřením tvářitelnosti využitím numerické simulace v softwaru PAM-STAMP 2G. Tento úkol byl zadán ve spolupráci se společností KAYSER s.r.o., kdy výchozím prvkem byl poskytnutý výrobní výkres sifonové bombičky. Součástí řešení bylo také charakterizovat tvářený materiál, kterým je hlubokotažná ocel DC05, pomocí statické zkoušky tahem a to ve směrech 0° , 45° a 90° vůči směru válcování.

S využitím této mechanické zkoušky tak byly získány konkrétní hodnoty základních mechanických vlastností tvářeného materiálu, neboť materiálová norma dovoluje výrobcům poměrně široké rozpětí intervalu přípustných hodnot. Tyto konkrétní hodnoty jsou nezbytné ke správné definici matematického modelu pro numerickou simulaci procesu tažení. K tomuto účelu byla realizována statická zkouška tahem dle normy ČSN EN ISO 6892-1 včetně určování plastické anizotropie v souladu s normou ČSN EN ISO 10113. I přes neshody některých hodnot experimentálně zjištěných mechanických vlastností s hodnotami normovanými bylo pokračováno se zpracováním experimentálně naměřených dat. Samotné zpracování spočívalo v aproximování průběhu skutečného diagramu (závislost skutečného napětí a skutečné deformace statické zkoušky tahem) pomocí aproximačního vztahu dle Swifta-Krupkowskyho za účelem získání křivky zpevnění.

Následovalo navržení technologického postupu tažení sifonové bombičky, kdy jeho prvním krokem byl výpočet tvaru a rozměrů přístřihu. Ten byl stanoven kruhový o průměru 95 mm a tloušťce shodné použitým plechem, tedy 1,15 mm. Z průměru a tloušťky přístřihu bylo dále pomocí tabulkových mezních součinitelů tažení stanoveno, že sifonovou bombičku bude pro předejití vyčerpání schopnosti plastické deformace nutné táhnout na 5 tahů. Pro všechny navržené tahy byly následně zkonstruovány tažné nástroje. Jedná se o tažník, tažnici a přidržovač, přičemž byl kladen důraz na rozměry jejich činných částí. Pokud to bylo potřeba, byly respektovány konkrétní požadavky jednotlivých tahů. Například od čtvrtého tahu bylo voleno polokulové čelo tažníku pro vytvoření polokulového dna výtažku nebo poslední pátý tah byl navržen bez přidržovače, neboť dochází pouze k malé redukci průměru. Ke všem navrženým tahům byla následně vypočítána teoretická kritická tažná síla, při které dojde k porušení výtažku. Ta však neuvažuje deformační zpevnění materiálu spojené s nárůstem meze pevnosti.

Navržené tažné nástroje bylo nutné před vlastní numerickou simulací vymodelovat. K tomuto účelu posloužil software CATIA V5, přičemž byly tvořeny pouze plošné modely. Dále pak byl v softwaru PAM-STAMP 2G vytvořen matematický model tvářeného

materiálu na základě výsledků statické zkoušky tahem. Technologické parametry byly zadány na základě obvyklých konvencí při současném respektování požadavků výpočetního softwaru. Po odstranění všech počátečních problémů proběhla simulace s přístřihem o průměru 95 mm. Pomocí diagramu mezních přetvoření bylo zhodnoceno, že při tváření nedojde k překročení schopnosti plastické deformace. Celková tažná síla pro výrobu sifonové bombičky, která je součtem skutečných maximálních tažných sil uvažujících deformační zpevnění a střížné síly potřebné pro výrobu přístřihu, byla hrubým výpočtem vypočítána 350 kN.

Byla však naměřena zbytečně vysoká výška výtažku pro následné ostřížení, proto byl v rámci úspory materiálu vytvořen nový přístřih o průměru 92 mm a ten byl podroben shodné numerické simulaci. Celková tažná síla vyšla prakticky shodná s první variantou simulace. Diagram mezních přetvoření opět ukázal, že navržené tažné nástroje při zachování uvažovaných technologicko-konstrukčních podmínek bude možné s dostatečnou rezervou zásoby plasticity použít pro výrobu sifonové bombičky pomocí technologie hlubokého tažení.

Použitá literatura

- [1] DVOŘÁK, Milan, František GAJDOŠ a Karel NOVOTNÝ. *Technologie tváření: plošné a objemové tváření*. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2013. ISBN 978-80-214-4747-9.
- [2] HLUCHÝ, Miroslav a Jan KOLOUCH. *Strojírenská technologie 1, 1. díl*. Praha: Scientia, 2007. ISBN 978-80-86960-26-5.
- [3] MAZANCOVÁ, Eva. *Technické materiály I. první*. Ostrava: Technická univerzita Ostrava, 2012. ISBN 978-80-248-2577-9.
- [4] JANOVEC, Jiří, Jiří CEJP a Josef STEIDL. *Perspektivní materiály*. Praha: České vysoké učení technické v Praze, 2008. ISBN 978-80-01-04167-3.
- [5] Ultra Low Carbon Interstitial Free Steels. *Key to Metals AG, Total Materia* [online]. srpen 2015 [vid. 2022-03-10]. Dostupné z: <https://www.totalmateria.com/page.aspx?ID=CheckArticle&site=kts&LN=ES&NM=449>
- [6] High-strength low-alloy (HSLA) steels for cold forming. *ArcelorMittal* [online]. 2022 [vid. 2022-03-11]. Dostupné z: <https://automotive.arcelormittal.com/products/flat/HYTSS/HSLA>
- [7] RANA, Radhakanta, ed. *Automotive steels: design, metallurgy, processing and applications*. Amsterdam: Duxhead, United Kingdom: Elsevier; Woodhead Publishing, 2017. Woodhead Publishing series in metals and surface engineering. ISBN 978-0-08-100638-2.
- [8] PTÁČEK, Luděk. *Nauka o materiálu II*. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 1999. ISBN 978-80-7204-130-5.
- [9] ČSN EN 10130. *Ploché výrobky z hlubokotažných ocelí válcované za studena k tváření za studena - Technické dodací podmínky*. Praha: Český normalizační institut, 2007. 16 s. Třídící znak 420908.
- [10] HLUCHÝ, Miroslav, Jan KOLOUCH a Rudolf PAŇÁK. *Strojírenská technologie 2, 1. díl. 2., upravené vydání*. Praha: Scientia, 2001. ISBN 80-7183-244-8.

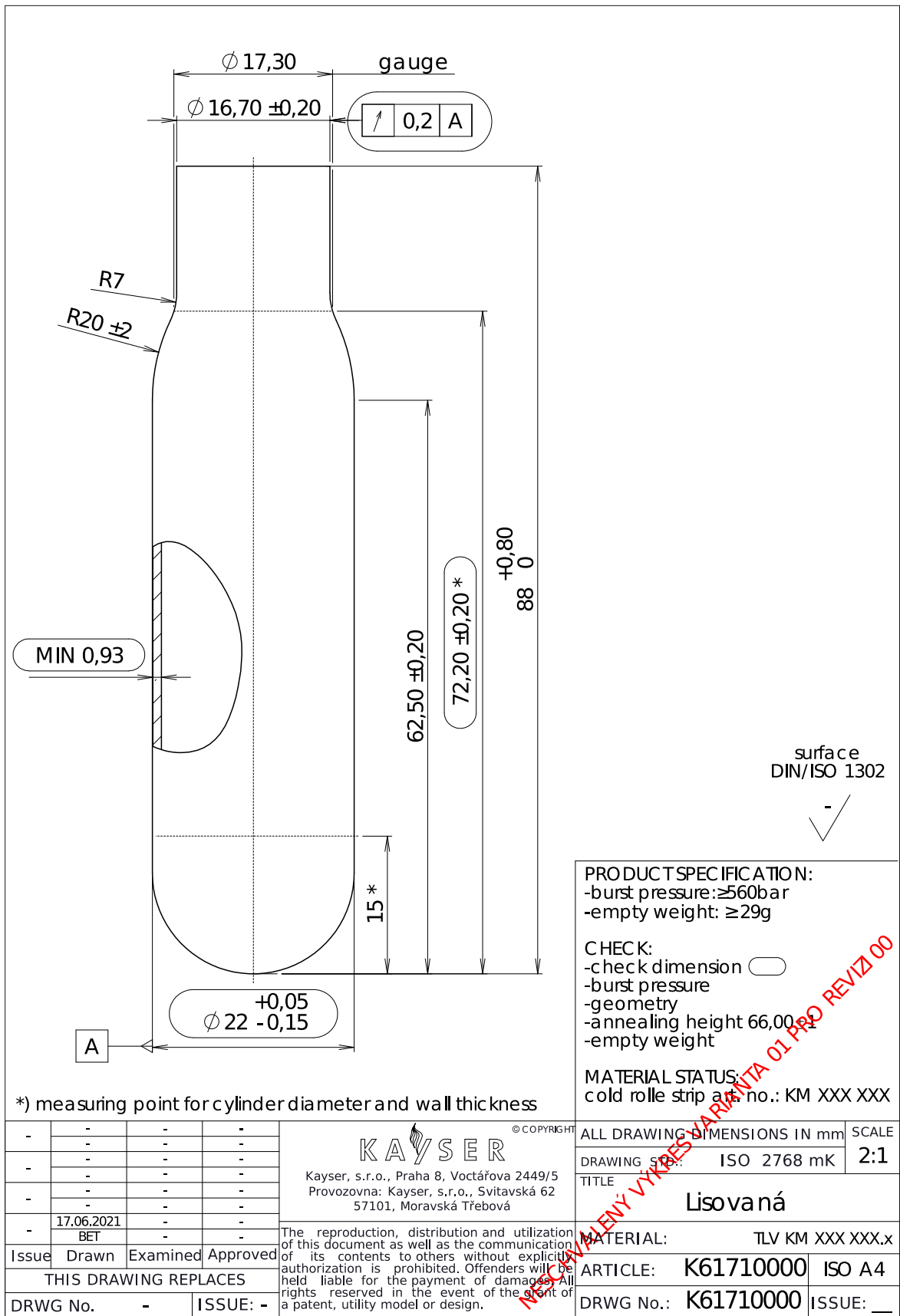
- [11] SUCHÝ, Ivana. *Handbook of die design*. 2nd ed. New York: McGraw-Hill, 2006. McGraw-Hill handbooks. ISBN 978-0-07-146271-6.
- [12] INTERNATIONAL, ASM, ed. *ASM handbook, Volume 14B, Metalworking: Sheet Forming*. 10th editon. Materials Park, Ohio: ASM International, 2006. ISBN 978-0-87170-377-4.
- [13] LENFELD, Petr. *Technologie II. 1. část, (Tvářeni kovů)*. 3. vydání. Liberec: Technická univerzita v Liberci, Fakulta strojní, Katedra strojírenské technologie, 2016. ISBN 978-80-7494-304-1.
- [14] SOLFRONK, Pavel. *Numerická podpora výroby výlisků z plechu*. Liberec, 2012. Habilitační práce. Technická univerzita v Liberci, Fakulta strojní.
- [15] ŘASA, Jaroslav, Václav HAŇEK a Jindřich KAFKA. *Strojírenská technologie 4*. Praha: Scientia, 2003. ISBN 80-7183-284-7.
- [16] TSCHÄTSCHE, Heinz. *Metal forming practise: processes - machines - tools*. Berlin ; New York: Springer-Verlag, 2006. ISBN 978-3-540-33216-9.
- [17] HOSFORD, William F. a Robert M. CADDELL. *Metal Forming: mechanics and metallurgy*. 4th edition. Cambridge ; New York: Cambridge University Press, 2011. ISBN 978-1-107-00452-8.
- [18] BOLJANOVIC, Vukota. *Sheet metal forming processes and die design*. New York: Industrial Press, 2004. ISBN 978-0-8311-3182-1.
- [19] GROOVER, Mikell P. *Fundamentals of modern manufacturing: materials, processes, and systems*. 3rd ed. Hoboken, NJ: J. Wiley & Sons, 2007. ISBN 978-0-471-74485-6.
- [20] SCHULER GMBH, ed. *Metal forming handbook*. Berlin ; New York: Springer-Verlag, 1998. ISBN 978-3-540-61185-1.
- [21] PTÁČEK, Luděk. *Nauka o materiálu I. 2. opr. a rozš. vyd.* Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2003. ISBN 978-80-7204-283-8.
- [22] ČSN EN ISO 6892-1. *Kovové materiály - Zkoušení tahem - Část 1: Zkušební metoda za pokojové teploty*. Praha: Český normalizační institut, 2021. 72 s. Třídící znak 420310.

- [23] ČSN EN ISO 10275. *Kovové materiály - Plechy a pásy - Stanovení exponentu deformačního zpevnění tahem*. Praha: Český normalizační institut, 2021. 32 s. Třídící znak 420436.
- [24] MARCINIAK, Zdzisław, J. L. DUNCAN a S. J. HU. *Mechanics of sheet metal forming*. 2nd ed. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2002. ISBN 978-0-7506-5300-8.
- [25] ČSN EN 10113. *Kovové materiály - Plechy a pásy - Stanovení součinitele plastické anizotropie*. Praha: Český normalizační institut, 2020. 24 s. Třídící znak 420435.
- [26] BĚHÁLEK, Luboš a Petr LENFELD, ed. *Sborník přednášek se zaměřením na tváření kovů a plastů: mezinárodní vědecké sympozium u příležitosti 25. výročí ustavení katedry tváření a plastů*. první. Liberec: Technická univerzita v Liberci, 2004. ISBN 978-80-7083-856-3.
- [27] PETRUŠKA, Jindřich. *MKP v inženýrských předmětech*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky, 2011.
- [28] MACHÁLEK, Jakub, Radek ČADA a Barbora FRODLOVÁ. *Simulace procesů plošného tváření v softwaru PAM STAMP 2G*. první. Ostrava: Technická univerzita Ostrava, 2012. ISBN 978-80-248-2715-5.
- [29] BENEŠOVÁ, Soňa. *Materiálové modelování a numerická simulace jako nástroj pro vývoj technologických procesů*. Plzeň, 2007. Dizertační práce. Západočeská univerzita v Plzni, Fakulta strojní.

Seznam příloh

Příloha P1: Výrobní výkres sifonové bombičky.....	76
Příloha P2: Protokol statické zkoušky tahem pro směr odebrání vzorků 0°.....	77
Příloha P3: Protokol statické zkoušky tahem pro směr odebrání vzorků 45°.....	78
Příloha P4: Protokol statické zkoušky tahem pro směr odebrání vzorků 90°.....	79

Příloha P1: Výrobní výkres sifonové bombičky



Příloha P2: Protokol statické zkoušky tahem pro směr odebrání vzorků 0°

STATICKÁ ZKOUŠKA TAHEM

EN ISO 6892-1

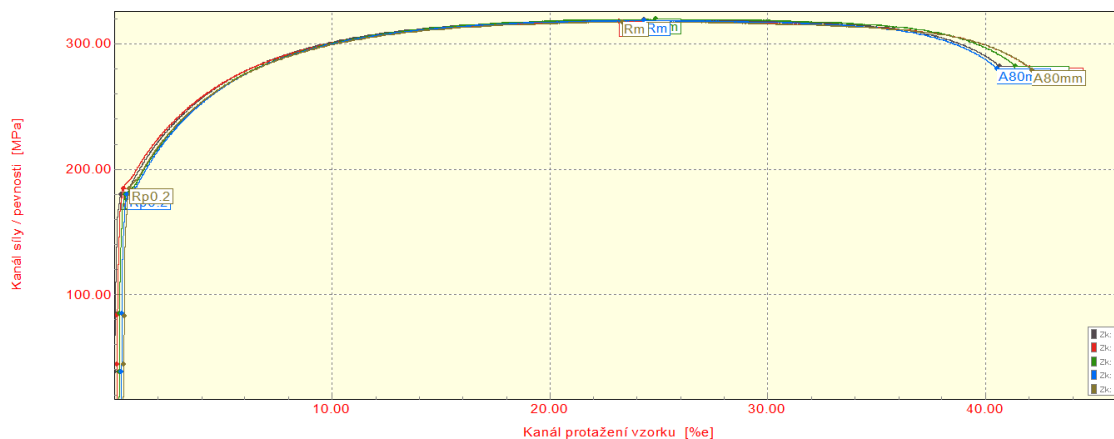
VSTUPNÍ PARAMETRY

Název materiálu : DC05
 Rozměry vzorku : [1,15 x 20] mm
 Směr odebrání vzorku : 0°
 Teplota : RT
 Rychlost posuvu : 1 [15] mm/min.
 Vypracoval : Jakub Šitina
 Datum provedení testu : 02.12.2021
 Pozn. :

VÝSTUPNÍ HODNOTY

Zkouška	Rp0.2 MPa	Rm MPa	Ag %	A80mm %	E MPa	R
1	179.67	319.28	24.16	40.48	171748	1.711
2	184.67	317.63	22.90	41.76	164962	1.723
3	179.85	319.64	24.46	41.00	169793	1.731
4	179.45	318.56	23.86	40.07	173503	1.725
5	184.55	317.32	22.76	41.59	165828	1.728

Statistika	Rp0.2 MPa	Rm MPa	Ag %	A80mm %	E MPa	R
Počet zkoušek	5	5	5	5	5	5
Průměrná hodnota	181.64	318.48	23.63	40.98	169167	1.724
Směrodatná odchylka	2.72	1.01	0.76	0.72	3697	0.008
Minimální hodnota	179.45	317.32	22.76	40.07	164962	1.711
Maximální hodnota	184.67	319.64	24.46	41.76	173503	1.731



TECHNICKÁ UNIVERZITA V LIBERCI
 Katedra strojírenské technologie
 Oddělení tváření kovů a plastů
 Studentská 2, 461 17, Liberec 1, CZ

Příloha P3: Protokol statické zkoušky tahem pro směr odebrání vzorků 45°

STATICKÁ ZKOUŠKA TAHEM

EN ISO 6892-1

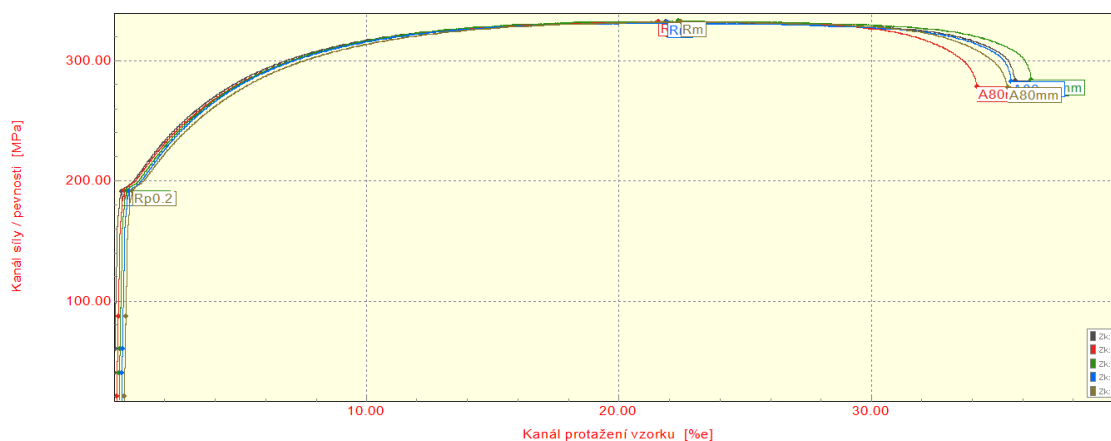
VSTUPNÍ PARAMETRY

Název materiálu : DC05
 Rozměry vzorku : [1,15 x 20] mm
 Směr odebrání vzorku : 45°
 Teplota : RT
 Rychlost posuvu : 1 [15] mm/min.
 Vypracoval : Jakub Šitina
 Datum provedení testu : 02.12.2021
 Pozn. :

VÝSTUPNÍ HODNOTY

Zkouška	Rp0.2 MPa	Rm MPa	Ag %	A80mm %	E MPa	R
1	191.44	332.29	21.69	35.53	165824	1.051
2	191.82	332.62	21.24	33.91	147557	1.062
3	191.93	333.04	21.96	35.98	164122	1.046
4	191.13	331.54	21.42	35.09	167518	1.049
5	191.41	332.25	21.80	34.80	143608	1.052

Statistika	Rp0.2 MPa	Rm MPa	Ag %	A80mm %	E MPa	R
Počet zkoušek	5	5	5	5	5	5
Průměrná hodnota	191.55	332.35	21.62	35.06	157726	1.052
Směrodatná odchylka	0.33	0.55	0.29	0.78	11237	0.006
Minimální hodnota	191.13	331.54	21.24	33.91	143608	1.046
Maximální hodnota	191.93	333.04	21.96	35.98	167518	1.062



TECHNICKÁ UNIVERZITA V LIBERCI
 Katedra strojírenské technologie
 Oddělení tváření kovů a plastů
 Studentská 2, 461 17, Liberec 1, CZ

Příloha P4: Protokol statické zkoušky tahem pro směr odebrání vzorků 90°

STATICKÁ ZKOUŠKA TAHEM

EN ISO 6892-1

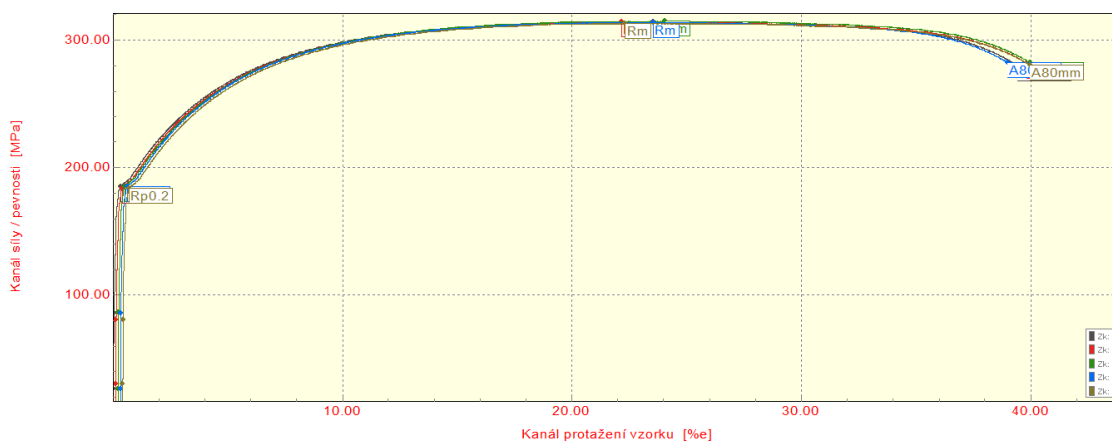
VSTUPNÍ PARAMETRY

Název materiálu : DC05
 Rozměry vzorku : [1,15 x 20] mm
 Směr odebrání vzorku : 90°
 Teplota : RT
 Rychlost posuvu : 1 [15] mm/min.
 Vypracoval : Jakub Šitina
 Datum provedení testu : 02.12.2021
 Pozn. :

VÝSTUPNÍ HODNOTY

Zkouška	Rp0.2 MPa	Rm MPa	Ag %	A80mm %	E MPa	R
1	184.74	314.40	23.36	39.27	162108	1.878
2	184.17	314.28	21.89	39.59	179741	1.869
3	185.09	315.11	23.65	39.59	160444	1.883
4	184.71	314.05	23.07	38.53	163949	1.881
5	183.79	313.57	21.75	39.44	180456	1.880

Statistika	Rp0.2 MPa	Rm MPa	Ag %	A80mm %	E MPa	R
Počet zkoušek	5	5	5	5	5	5
Průměrná hodnota	184.50	314.28	22.74	39.28	169340	1.878
Směrodatná odchylka	0.51	0.56	0.87	0.44	9903	0.005
Minimální hodnota	183.79	313.57	21.75	38.53	160444	1.869
Maximální hodnota	185.09	315.11	23.65	39.59	180456	1.883



TECHNICKÁ UNIVERZITA V LIBERCI
 Katedra strojírenské technologie
 Oddělení tváření kovů a plastů
 Studentská 2, 461 17, Liberec 1, CZ