

VŠB – Technická univerzita Ostrava
Fakulta strojní
Katedra mechanické technologie

Analýza tváření hrdel tlakových lahví

Nosing Analysis of Pressure Cylinders

Student: Tomáš Mazurka

Vedoucí diplomové práce : prof. Ing. Jiří Hrubý, CSc.

Ostrava 2009

Prohlašuji, že jsem celou diplomovou práci včetně příloh vypracoval samostatně pod vedením vedoucího diplomové práce a uvedl jsem všechny použité podklady a literaturu.

V Ostravě

.....

Podpis studenta

Prohlašuji, že:

- jsem byl seznámen s tím, že na moji diplomovou práci se plně vztahuje zákon č. 121/2000 Sb. - autorský zákon, zejména §35 - užití díla v rámci občanských a náboženských obřadů, v rámci školních představení a užití díla školního a §60 - školní dílo.
- beru na vědomí, že Vysoká škola báňská - Technická univerzita Ostrava (dále jen VŠB - TUO) má právo nevýdělečně ke své vnitřní potřebě diplomovou práci užít (§35 odst. 3).
- souhlasím s tím, že jeden výtisk diplomové práce bude uložen v Ústřední knihovně VŠB – TUO k prezenčnímu nahlédnutí a jeden výtisk bude uložen u vedoucího diplomové práce.
- souhlasím s tím, že údaje o diplomové práci, obsažené v Záznamu o závěrečné práci, umístěném v příloze mé diplomové práce, budou zveřejněny v informačním systému VŠB - TUO.
- bylo sjednáno, že s VŠB - TUO, v případě zájmu z její strany, uzavřu licenční smlouvu s oprávněním užít dílo v rozsahu §12 odst. 4 autorského zákona.
- bylo sjednáno, že užít své dílo - diplomovou práci nebo poskytnout licenci k jejímu využití mohu jen se souhlasem VŠB - TUO, která je oprávněna v takovém případě ode mne požadovat přiměřený příspěvek na úhradu nákladů, které byly VŠB -TUO na vytvoření díla vynaloženy (až do jejich skutečné výše).

V Ostravě.....

.....

Plné jméno diplomanta

ANOTACE DIPLOMOVÉ PRÁCE

MAZURKA, T. *Analýza tváření hrdel tlakových lahví*. Ostrava: Katedra mechanické technologie, Fakulta strojní VŠB - TU, 2009, 61 s.

Diplomová práce, vedoucí: prof. Ing.Hrubý, J.CSc.

V diplomové práci je prováděna analýza tváření hrdel tlakových lahví. Hlavním cílem je vytvořit realistický model tohoto procesu v programu QForm pro větší průměr lahve – 360 mm. Analýza je provedena pro dvě rychlosti přísuvu zápustky: 250 mm/s a 350 mm/s. K vytvoření modelu bylo využito poskytnuté výkresové dokumentace a vstupních hodnot. Materiálem polotovaru je ocel 34CrMo4. Následně získané parametry procesu, především sílu a kroutící moment, budou využity k navržení nového kovacího stroje určeného pro větší průměry lahví.

ANNOTATION OF DISSERTATION

MAZURKA, T. *Nosing Analysis of Pressure Cylinders*. Ostrava: Faculty of mechanical Engineering VŠB – Technical University of Ostrava, 2009, 61 p.

Dissertation, director : prof. Ing.Hrubý, J.CSc.

The dissertation focuses on the analysis of pressure bottle neck forming. The main goal is to generate a realistic model of this process in the QForm program for a larger bottle diameter – 360 mm. The analysis has been carried out for two die feed motion speeds: 250 mm/s and 350 mm/s. In order to generate the model the provided drawing documentation and output values were used. The semi-product material is 34CrMo4 steel. The subsequently gained process parameters, the force and torque in particular, will be used to design a new forging machine specified for larger bottle diameters.

Obsah diplomové práce

| | |
|--|----|
| Seznam použitého značení a zkratk..... | 7 |
| 1. Úvod..... | 9 |
| 2. Rozbor technologií rotačního tváření skořepin | 10 |
| 2.1 Zužování trubek v kuželové tažnici | 11 |
| 2.2 Zužování přehrnováním (obracením) | 14 |
| 2.3 Uzavírání (zužování) konců trubek | 17 |
| 2.4 Stanovení skutečného průběhu deformace (SSPD)..... | 20 |
| 2.4.1 Úvodní předpoklady a poznatky..... | 20 |
| 2.4.2 SSPD materiálu se zpevněním pro pochod zužování..... | 22 |
| 2.5 Technické požadavky na tlakové nádoby | 25 |
| 2.5.1 Použité oceli..... | 25 |
| 2.5.2 Výpočet minimální tloušťky stěny..... | 26 |
| 2.6 Výroba tlakových ocelových bezešvých lahví | 27 |
| 3. Metody predikce tvářecích parametrů tváření hrdel tlakových lahví... 29 | |
| 3.1 Analytická metoda řešení | 29 |
| 3.2 Metoda konečných prvků (MKP) | 30 |
| 3.2.1 Diskretizace..... | 30 |
| 3.2.2 Aproximační funkce | 31 |
| 3.2.3 Interpolace..... | 32 |
| 3.3 QForm - simulace tváření pomocí MKP | 33 |
| 4. Sestavení konstitutivní matice a modelu procesu tvarování..... | 35 |
| 4.1 Konstitutivní matice | 35 |
| 4.2 Charakteristika materiálu polotovaru | 36 |
| 4.3 Použité vstupní hodnoty..... | 38 |

| | |
|---|----|
| 4.4 Sestavení modelu pro proces tvarování..... | 39 |
| 5. Analýza tvářecích parametrů výroby hrdel tlakových lahví | 41 |
| 5.1 Tvářecí parametry vypočítané programem QForm | 41 |
| 5.2 Dopočtené parametry procesu | 47 |
| 5.2.1 Stanovení úhlu styku..... | 48 |
| 5.2.2 Výpočet krouticího momentu..... | 49 |
| 5.3 Kontrolní hodnoty deformace a maximální síly | 52 |
| 5.3.1 Výpočet maximální síly..... | 52 |
| 5.3.2 Výpočet deformace | 53 |
| 6. Diskuze dosažených výsledků a závěr | 55 |
| 7. Použitá literatura | 57 |
| 8. Seznam uvedených obrázků..... | 59 |
| 9. Seznam tabulek | 60 |

SEZNAM POUŽITÉHO ZNAČENÍ A ZKRATEK

| Symbol | Význam | Použité jednotky |
|-----------------------------------|--|------------------|
| σ_1 | obvodové tlakové napětí | MPa |
| σ_2 | meridiální tlakové napětí | MPa |
| $\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$ | složky deformace | 1 |
| s | okamžitá tloušťka stěny | mm |
| s^0 | výchozí tloušťka stěny | mm |
| d | okamžitý průměr trubky | mm |
| D | výchozí průměr trubky | mm |
| F | okamžitá plocha příčného průřezu | mm ² |
| F^0 | výchozí plocha příčného průřezu | mm ² |
| γ | úhel sklonu tvořící čáry kužele | ° |
| r_m | poloměr zaoblení hrany | mm |
| ρ_A | poloměr volného zakřivení materiálu | mm |
| Θ | středový úhel uvažované výseče výtažku | ° |
| R | výchozí poloměr trubky | mm |
| M | ohybový moment | Nm |
| σ_K | mez kluzu materiálu | MPa |
| $\varphi_{i \text{ celk}}$ | celková intenzita deformace | 1 |
| P | síla | N |
| P_{\max} | maximální síla | N |
| η | součinitel účinnosti | 1 |
| λ | součinitel plnosti diagramu | 1 |
| σ_k^0 | výchozí mez kluzu materiálu | MPa |
| n | součinitel technologické bezpečnosti | 1 |
| ρ | poloměr oblouku AB | mm |
| d_1 | výchozí průměr | mm |
| d_2 | okamžitý průměr | mm |
| ϖ | jednotková práce plastické deformace | 1 |
| ω | ukazatel schématu napětí a deformací | ° |
| dh | přírůstek odpovídající přesunu v průřezu C – C | mm |
| Ph | zkušební přetlak při hydraulické zkoušce | bar |
| a | minimální tloušťka stěny | mm |
| k_0 | deformační odpor | MPa |
| $A_{1(2,3)}$ | termodynamické koeficienty | 1 |
| $m_{1(2,3)}$ | termodynamické exponenty | 1 |

| Symbol | Význam | Použité jednotky |
|-----------------|--|--------------------|
| T | teplota | $^{\circ}\text{C}$ |
| φ | deformace | 1 |
| $\dot{\varphi}$ | rychlost deformace | 1/s |
| σ_p | přetvárný odpor | MPa |
| $R_{e \min}$ | minimální mez kluzu | MPa |
| R_m | mez pevnosti materiálu | MPa |
| A_{\min} | tažnost | % |
| Z_{\min} | kontrakce | % |
| P | výkon při plném přechování | W |
| P_{deg} | přepočtený výkon pro rotační zakružování | W |
| n | otáčky polotovaru | ot/min |
| M_k | kroučící moment při rotačním zakružování | Nm |
| α | úhel styku | $^{\circ}$ |

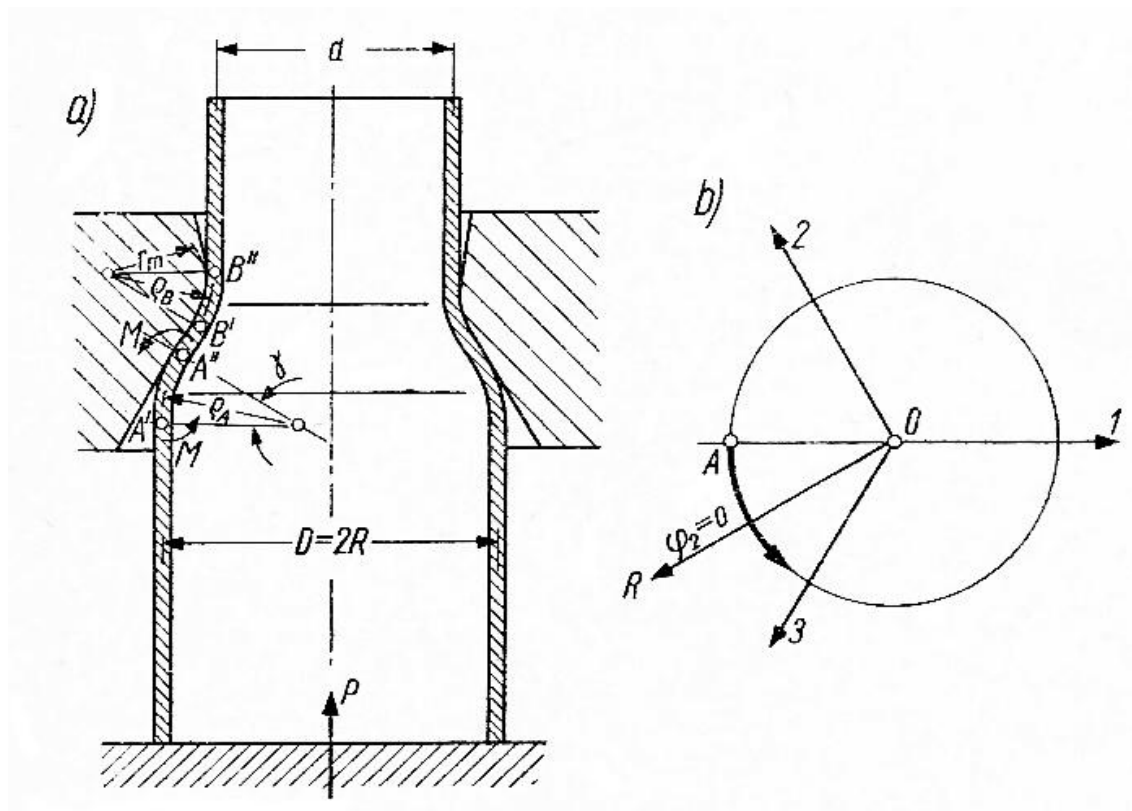
1. Úvod

Analýzu tváření hrdel tlakových lahví můžeme zahrnout mezi operace vztahované pod proces tváření. Tváření je výrobní postup, který dává danému polotovaru tvar tím, že především tlakem tvářecího nástroje přemísťuje jeho části do výsledné polohy. Podstatou tohoto procesu je především to, že zůstává téměř zachován objem původního polotovaru a výsledného výrobku. V tomto případě se jedná o objemová tváření za tepla. Tváření za tepla, někdy také označované jako zápustkové kování, je typické řízeným tečením kovu dle tvaru použité zápustky. Do zápustky složené většinou ze dvou dílů vkládáme polotovar zahřátý na příslušnou kovací teplotu, a to jmenovitě do dolní části zápustky. Horní část zápustky je potom polotovar tvářen pomocí lisu nebo bucharu. Danou metodu námi použitého tvarování můžeme nazvat rotačním zakružováním konců trubek nebo také tzv. uzavíráním konců trubek. Výhodou metody rotačního zakružování je například oproti plnému pěchování snížení potřebných tvářecích parametrů. Například se sníží potřebný výkon a síla požadovaná od tvářecího stroje.

Hlavním cílem této diplomové práce je vytvořit realistický model v programu QForm simulující proces tváření hrdel tlakových lahví o průměru 360 mm. K vytvoření této reálné simulace nám poslouží přiložená výkresová dokumentace a doložené vstupní hodnoty celého tvářecího procesu. Následně z tohoto modelu provedeme analýzu všech potřebných parametrů jako jsou kroutící moment, práce, výkon, síla, teplota, deformace a mnohé další. Tyto získané údaje následně budou sloužit k navržení nového kovacího stroje, jenž je určený ke kování lahví s většími průměry.

2. Rozbor technologií rotačního tváření skořepin [1]

Podstatou technologií rotačního tváření skořepin je pochod, při kterém dochází ke stacionárnímu zužování trubky. U zužování (obr. 1a) dochází ke zmenšení průměru tvářeného válcového elementu (trubky), což je zapříčiněno působením obvodových tlakových napětí σ_1 a také meridiálních tlakových napětí σ_2 , což odpovídá 3/4 kružnice napětí (obr. 1b). Určujícím schématem deformace pro daný pochod bude $\varphi_2 = 0$, $-\varphi_1 = \varphi_3$, znázorněné přímkou OR v diagramu deformací.



obr. 1 – Stacionární pochod zužování trubky

Důležitým předpokladem u tohoto diagramu je zanedbání změn, kterým je u zužování podrobena délka tvořící čáry. U první aproximace vycházíme z předpokladu, že zmenšení průměru se kompenzuje pouze určitým vzrůstem tloušťky stěny a délka poledníku je konstantní. Z toho plyne, že platí:

$$s = s^0 \cdot \frac{D}{d} \quad (1)$$

$$F = F^0 \quad (2)$$

2.1 Zužování trubek v kuželové tažnici

Nyní se zaměříme na obr. 1a stacionárního pochodu tažení trubky zužujícím se kuželovým otvorem pevné tažnice, kde úhel sklonu tvořící čáry kužele označíme symbolem γ a poloměr zaoblení hrany – r_m .

Pro určení celkové intenzity deformace musíme především určit poloměr ρ_A volného zakřivení materiálu při vstupu do kuželové části tažnice. Určíme ho pomocí podmínek rovnováhy výseče polotovaru tvořící oblouk $A'A''$ s ohledem na napětí σ_2 , které působí podél osy trubky na počáteční průřez elementu (v bodu A'). Výslednice napětí σ_2 , působících na element o délce $R d\Theta$, jsou $R \cdot d\Theta \cdot s \cdot \sigma_2$. Protože k bodu A'' je rameno této síly $\rho_A (1 - \cos \gamma)$, je moment síly k tomuto bodu $R \cdot d\Theta \cdot s \cdot \sigma_2 \cdot \rho_A (1 - \cos \gamma)$. Zohledňujeme-li i moment obvodových napětí σ_1 působících na oblouk $A'A''$, pro který přibližně platí:

$$\frac{\rho_A^2 \cdot \sin^2 \gamma}{2} \cdot s \cdot \sigma_1 d\Theta, \quad (3)$$

tak také přihlížíme i k momentu M vyvíjenému zbývajícím částí polotovaru na zkoumaný element v bodech A' a A'' . Nyní můžeme napsat rovnici rovnováhy momentů vzhledem k bodu A'' ve tvaru:

$$2M + \frac{1}{2} \cdot \rho_A^2 \sin^2 \gamma s \sigma_1 d\Theta + R d\Theta \cdot s \sigma_2 \rho_A (1 - \cos \gamma) = 0 \quad (4)$$

Jestliže vyjdeme z podmínky tvárnosti $\sigma_1 = -\sigma_K$ a přihlédneme k vlivu osových napětí σ_2 na velikost ohybového momentu M :

$$M = \frac{R d\Theta \cdot s^2}{4} \left[1 - \left(\frac{\sigma_2}{\sigma_K} \right)^2 \right] \sigma_K \quad (5)$$

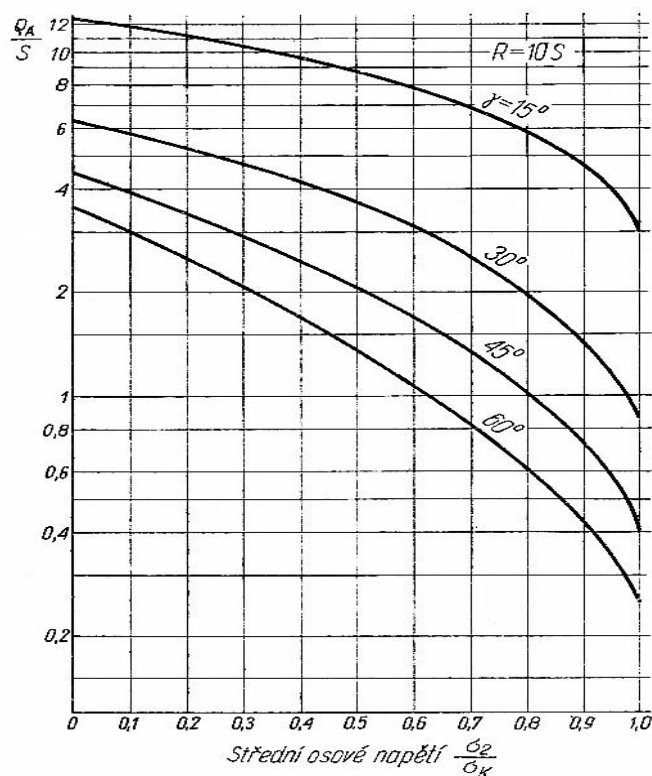
dostaneme po zjednodušení kvadratickou rovnicí:

$$\left(\frac{\sigma_A}{s}\right)^2 - 2\frac{(1-\cos\gamma)}{\sin^2\gamma}\left(\frac{R}{s}\right)\left(\frac{\sigma_2}{\sigma_K}\right)\left(\frac{\rho_A}{s}\right) - \left[1 - \left(\frac{\sigma_2}{\sigma_K}\right)^2\right]\left(\frac{R}{s}\right)\frac{1}{\sin^2\gamma} = 0, \quad (6)$$

Z této rovnice lze určit hledanou hodnotu vztahu ρ_A/s

$$\frac{\sigma_A}{s} = \frac{1-\cos\gamma}{\sin^2\gamma}\left(\frac{\sigma_2}{\sigma_K}\right)\left(\frac{R}{s}\right) + \sqrt{\left(\frac{\sigma_2}{\sigma_K}\right)^2\left(\frac{R}{s}\right)^2\left(\frac{1-\cos\gamma}{\sin^2\gamma}\right)^2 + \left[1 - \left(\frac{\sigma_2}{\sigma_K}\right)^2\right]\left(\frac{R}{s}\right)\frac{1}{\sin^2\gamma}} \quad (7)$$

Po předběžném odhadu napětí σ_2 ve stlačované části trubky můžeme také tuto hodnotu vztahu ρ_A/s odečíst z obr. 2. Po předběžném výpočtu tažné síly můžeme dle potřeby korigovat kombinovanou hodnotu napětí σ_2 a udělat výpočet poloměru s větší přesností.



obr. 2 – Závislost středního osového napětí na ρ_A/s

Nyní, pokud známe poloměr zakřivení ρ_A , můžeme stanovit hodnotu intenzity deformace materiálu dle vztahu (8), kde je přihlédnuto ke změně průměru z D na d a také k ohýbání materiálu na hraně tažnice o poloměru r_m .

$$\varphi_{i\text{ celk}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\ln \frac{D}{d} + \frac{s}{2r_m + s} + \frac{s}{2\rho_A} \right) \quad (8)$$

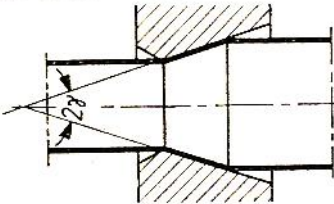
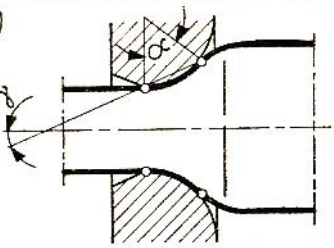
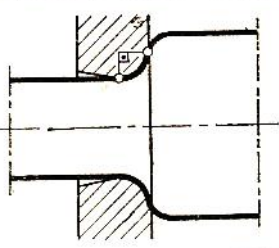
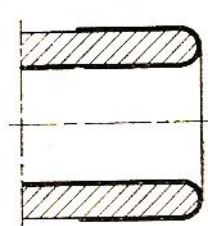
Máme-li vyžíhaný výchozí materiál, tak sílu P k protlačení trubky tažidlem určíme dle vztahu:

$$P = \pi D s \frac{\lambda}{\eta} \sigma_K \varphi_{i\text{ celk}} \quad (9)$$

A osově napětí stlačované trubky stanovíme:

$$\sigma_2 = \frac{\lambda}{\eta} \sigma_K \varphi_{i\text{ celk}} \quad (10)$$

Velikost součinitele účinnosti pochodu η pro jednotlivé tvary tažnice určíme z obr. 3.

| Tvar obrysu nástroje | Obecný vzorec | Hodnota |
|--|---|--|
| a)  | $\eta = 1 - \frac{f}{\sin \gamma + f \cos \gamma}$ | je-li: $f = 0,15$ $\gamma = 30^\circ$ $\eta = 0,76$ |
| b)  | $\eta = 1 - \frac{f \alpha}{1 - \cos \alpha + f \sin \alpha}$ | je-li: $f = 0,15$ $\alpha = 60^\circ (\gamma = 30^\circ)$ $\eta = 0,75$ |
| c)  | $\eta = 1 - \frac{\pi}{2} \frac{f}{(1+f)}$ | $f = 0,15$ $\eta = 0,8$ |
| d)  | $\eta = 1 - \frac{\pi}{2} f$ | $f = 0,15$ $\eta = 0,76$ |

obr. 3 – Účinnost stac. lisovacích pochodů při různých tvarech nástroje

Z důvodu, aby nedošlo k borcení trubky před vstupem do tažidla, musí být napětí σ_2 menší než počáteční mez kluzu materiálu σ_K^0 . S ohledem na součinitel bezpečnosti technologického pochodu n je tato podmínka zapsána ve tvaru:

$$\eta\sigma_2 < \sigma_K^0 \quad (11)$$

Tento výraz dosadíme do rovnice (10) místo σ_2 a dostaneme podmínku omezující deformaci $\varphi_{i\text{ celk}}$, které dosáhneme během jedné operace zužování:

$$\varphi_{i\text{ celk}} < \frac{\eta}{n\lambda} \cdot \frac{\sigma_K^0}{\sigma_K} \quad (12)$$

Z dané rovnice je patrné, že přípustná deformace materiálu při zužování je menší než u operací tažení se zužováním a rozšiřováním. U zužování působí síla totiž na část nezpevněné trubky, naproti u tažení s rozšiřováním a zužováním síla působí na již zdeformovaný (zpevněný) materiál. Odlišné je taky to, že při tažení se zužováním je pro nás příznivý nárůst meze kluzu a tím i zvyšující se technologické možnosti. Naopak u procesu zužování je tento jev nežádoucí. Z toho vyplývá, že lepší je použít pro zužování částečně deformovaného materiálu, neboť jeho další zpevnění probíhá pomaleji než u materiálu žíhaného. Při zužování trubek s malými rozměry musíme počítat také s možným pružným vybočením stlačované části trubky.

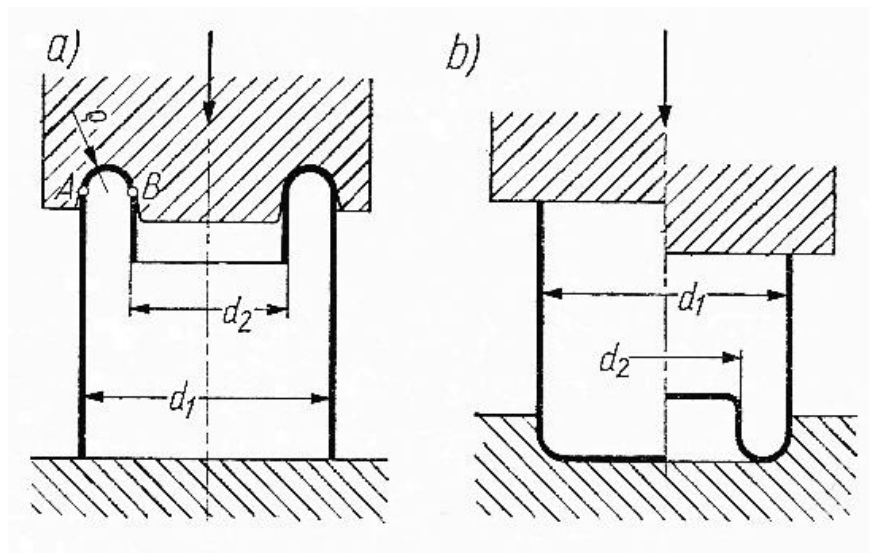
2.2 Zužování přehrnováním (obracením)

Tohoto pochodu zužování, kdy probíhá obrácení (přehrnování) materiálu, si můžeme všimnout na obr. 4a. V bodech A a B dochází ke změně zakřivení. A pásmo deformace je podél oblouku AB, který má poloměr:

$$\rho = -\frac{1}{4}(d_1 - d_2) \quad (13)$$

Rovněž při tažení s přehrnováním lze vyjádřit střední intenzitu deformace materiálu, podobně jako v předcházející metodě zužování (zužování trubek v kuželové tažnici):

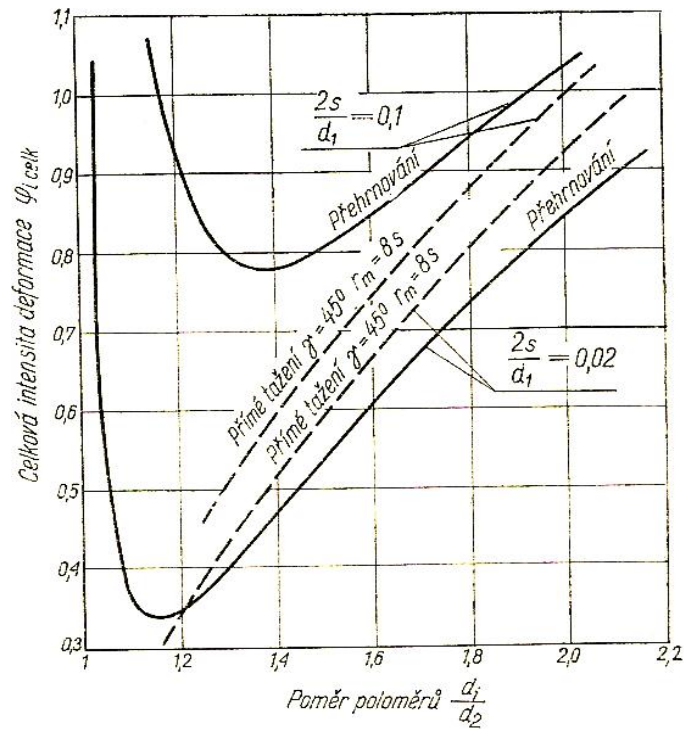
$$\varphi_{i\text{ celk}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\ln \frac{d_1}{d_2} + \frac{2s}{d_1 - d_2} \right) \quad (14)$$



obr. 4 – a) zužování obruby b) zužování dna výtažku

Jak je patrné z obr. 5, je intenzita deformace tím větší, čím větší je tloušťka vzhledem k průměru nádoby. Celková intenzita deformace $\varphi_{i\text{ celk}}$ se při postupném zmenšování průměru d_2 a zachování stálé tloušťky plechu s a stálého průměru d_1 nejdříve postupně zmenšuje a po dosažení minima v určitém bodu naopak začne vzrůstat. Obzvláště důležitý je průměr d_2 , při kterém je deformace materiálu a síla zužování minimální, neboť na tento průměr se změní válcový polotovár při volné deformaci, jak je patrné z obr. 4b.

Nejvyšší stlačující silou, kterou mohou přenést válcové stěny výtažku opřené o dno způsobem viditelným na obr 4b, je právě síla příslušná tomuto průměru d_2 . Stane-li se, že stlačující síla přenášená výtažkem překročí horní mez, dojde k samovolnému obrácení (přebrnutí) stěny a zvednutí dna. Pro zjištění průměru d_2 musíme derivaci podle d_2 výrazu v závorkách z rovnice (14) položit rovnu nule.



obr. 5 – $\varphi_{i\text{ celk}}$ při přímém tažení a přehrnování

$$\frac{d}{d(d_2)} \left(\ln \frac{d_1}{d_2} + \frac{2s}{d_1 - d_2} \right) = 0 \quad (15)$$

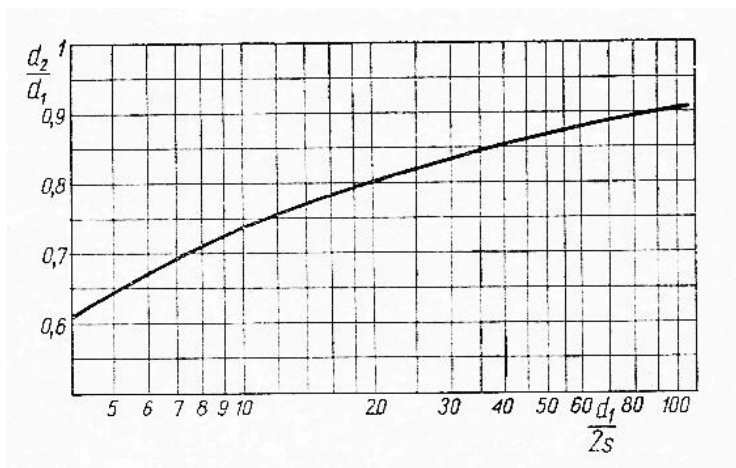
Po derivování a následné úpravě dostaneme rovnici:

$$\left(\frac{d_2}{d_1} \right)^2 - 2 \left(1 + \frac{s}{d_1} \right) \left(\frac{d_2}{d_1} \right) + 1 = 0 \quad (16)$$

Z této rovnice můžeme stanovit průměr d_2 vzhledem k průměru d_1 :

$$\frac{d_2}{d_1} = 1 + \frac{s}{d_1} - \sqrt{\left(1 + \frac{s}{d_1} \right)^2 - 1} \quad (17)$$

Tuto závislost si můžeme prohlédnout na diagramu (obr. 6). Je patrné, že s rostoucí velikostí poměru $d_1/2s$ se poměr d_2/d_1 odpovídající minimu blíží asymptoticky jedné.



obr. 6 – Závislost poměrů $d_1/2s$ na d_2/d_1

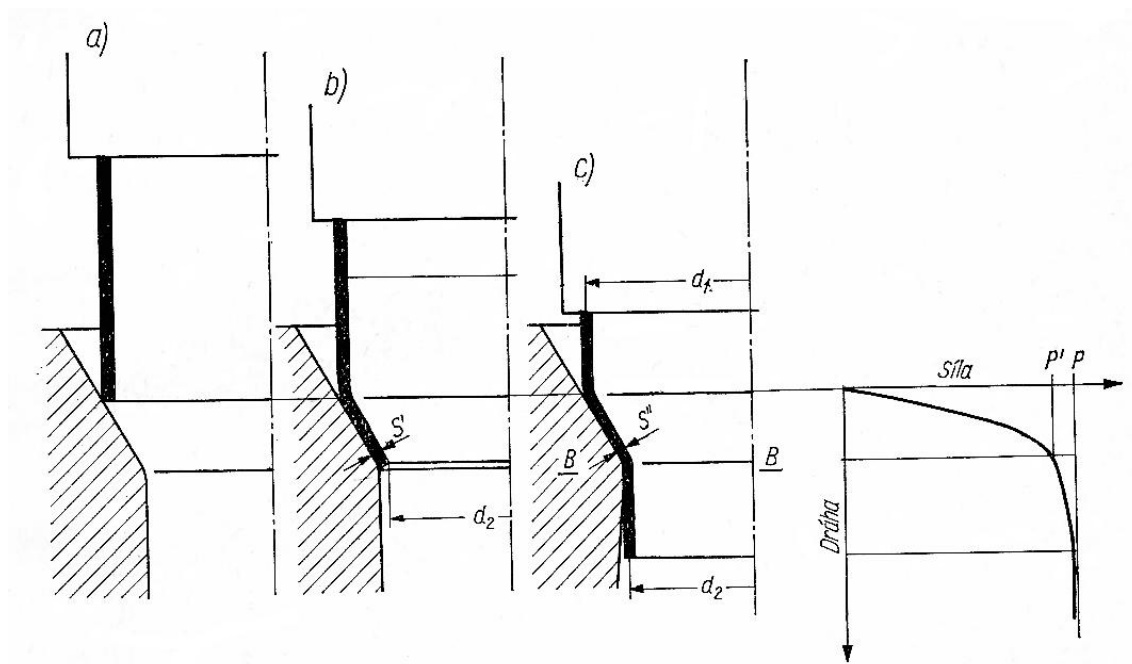
Nyní můžeme získanou hodnotu d_2/d_1 dosadit do rovnice (14) a získáme minimální hodnotu intenzity deformace $\varphi_{i\text{ celk}}$. Sílu P odpovídající hodnotě dané deformace určíme ze vztahu (18).

$$P = \pi d_1 s \frac{\lambda}{\eta} \sigma_K \varphi_{i\text{ celk}} \quad (18)$$

Hodnoty λ a σ_K zjistíme z diagramu zpevnění pro daný materiál.

2.3 Uzavírání (zužování) konců trubek

Energetické metody rozboru stacionárních pochodů se může také využít k přibližnému rozboru některých pochodů nestacionárních. Tyto pochody lze považovat za jakési počáteční stadium stacionárního procesu. Abychom problém lépe pochopili, musíme blíže prozkoumat počáteční stadia zužování trubek tažnicí s kuželovým otvorem viz obr. 7.

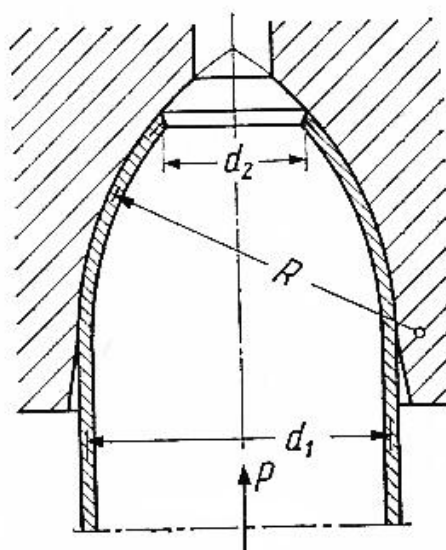


obr. 7 – Uzavírání konce trubky jako výchozí fáze stac. pochodu zužování

Rozdělení operace na 3 fáze:

- a) V první fázi je okraj trubky přitlačován k tažnici ohýbán do středu.
- b) Další fází pochodu je posun materiálu po kuželovém povrchu tažnice, což zapříčiňuje zmenšování průměru otvoru. Materiál na okraji trubky je zde podroben pouze působení tlakových obvodových napětí σ_1 , protože na konec trubky nepůsobí žádná podélná síla. Deformace konce trubky je vyvolaná danou napjatostí dle schématu – $\varphi_1 = 2\varphi_2 = \varphi_3$, kterému odpovídá čára OA v diagramu deformací (obr. 1b). Jestliže průměr otvoru bude odpovídat průměru d_2 , bude mít materiál tloušťku v tomto místě $s' = s^0 \sqrt{\frac{d_1}{d_2}}$. Síla potřebná pro tuto fázi je označena P'.
- c) V poslední části vtláčování trubky do otvoru tažnice se začne na konci tvořit válcová část o průměru d_2 (obr. 7c), přičemž v průřezu B – B bude mez kluzu a tloušťka materiálu ještě nějakou dobu vzrůstat a až po určité době se pochod změni na stacionární (stabilizuje se), již zmíněné zužování trubek, při kterém bude tloušťka plechu $s \approx s^0 \frac{d_1}{d_2}$,

a průběh deformace jako přímka OR na obr. 1b. V závislosti se také ustálí síly potřebné k protlačování na úrovni dříve určené síly P . Pro úkon částečného uzavírání trubky je odpovídající síla P' nepatrně menší než síla P odpovídající plné stabilizaci procesu (viz diagram obr. 7). Právě proto je možné metodou energetické bilance při stanovení síly P daný výsledek považovat za horní mez síly P' nutné ke zmenšení otvoru na konci trubky na průměr d_2 . A chyba, která přitom nastává, nám zvyšuje bezpečnost pochodu.



obr. 8 – Uzavírání konce trubky tažnicí

Příklad této metody uzavírání konce trubky tažnicí, jejíž obrys tvoří kruhový oblouk poloměru R , je patrný na obr. 8. Jestliže vycházíme z předpokladu, že část pochodu je ve stacionárním stavu, můžeme stanovit hledanou sílu ze vzorců:

$$\varphi_{i\text{ celk}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\ln \frac{d_1}{d_2} + \frac{s}{4R} \right) \quad (19)$$

$$P = \pi d_1 s \frac{\lambda}{\eta} \sigma_K \varphi_{i\text{ celk}} \quad (20)$$

Počítáme-li s tím, že nebezpečí deformace stlačovaného úseku trubky nám omezuje maximální sílu a to:

$$P_{\max} = \pi d_1 s \sigma_K^0, \quad (21)$$

pak maximální deformaci, které je možné dosáhnout v tomto pochodu, stanovíme z podmínky:

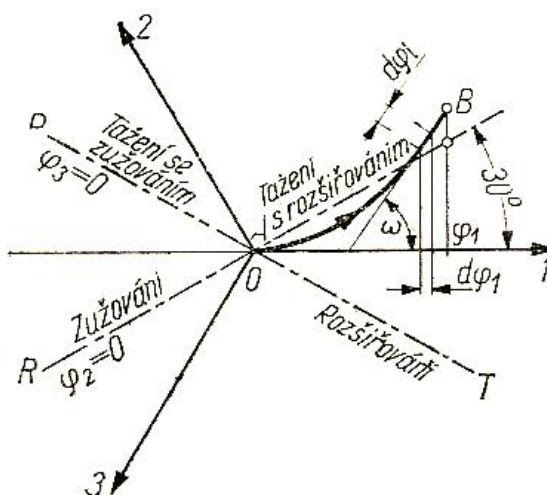
$$\varphi_{i \text{ celk}} < \frac{\eta}{n \lambda} \cdot \frac{\sigma_K^0}{\sigma_K}, \quad (22)$$

kde n je technologický součinitel bezpečnosti.

2.4 Stanovení skutečného průběhu deformace (SSPD)

2.4.1 Úvodní předpoklady a poznatky

V předchozích případech zužování se předpokládal průběh deformace a z tohoto předpokladu jsme určovali intenzitu plastické deformace. Nyní použijeme princip úměrnosti přírůstků složek deformace k příslušným složkám deviatoru napětí ke stanovení skutečného průběhu deformace, které je materiál podroben během stacionárních pochodů. Dle tohoto principu stanovíme čáru AB zobrazující průběh deformace z diagramu deformací - obr. 9.



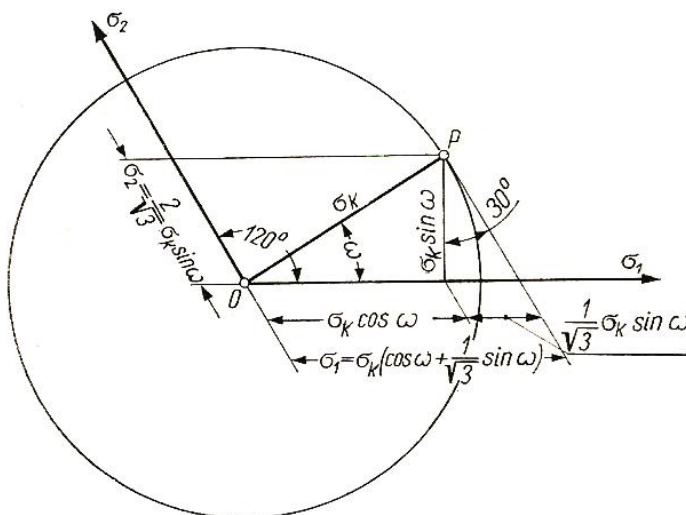
obr. 9 – Diagram deformací

Vycházet budeme z rovnice vyplývající z energetické bilance pochodu, která má tvar:

$$\sigma_2 = \frac{P}{F} = \frac{\varpi}{\eta} \quad (23)$$

Nyní využijeme rovnice (24) pro převod kosoúhlých souřadnic σ_1, σ_2 na souřadnice polární ω, σ_K viz obr. 10 a rovnici pro σ_2 dosadíme do rovnice (23).

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= \sigma_K \left(\cos \omega + \frac{1}{\sqrt{3}} \sin \omega \right) \\ \sigma_2 &= \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_K \sin \omega \end{aligned} \quad (24)$$



obr. 10 – Kruhový diagram

Po dosazení dostaneme vztah:

$$\frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_K \sin \omega = \frac{\varpi}{\eta} \quad (25)$$

Jestliže máme dostupný diagram zpevnění daného materiálu, je možné s jeho pomocí vyjádřit měrnou práci deformace:

$$\varpi = \lambda \sigma_K \varphi_i \quad (26)$$

Dosadíme-li tuto rovnici (26) do rovnice (25), dostaneme následující tvar:

$$\sin \omega = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{\lambda}{\eta} \varphi_i \quad (27)$$

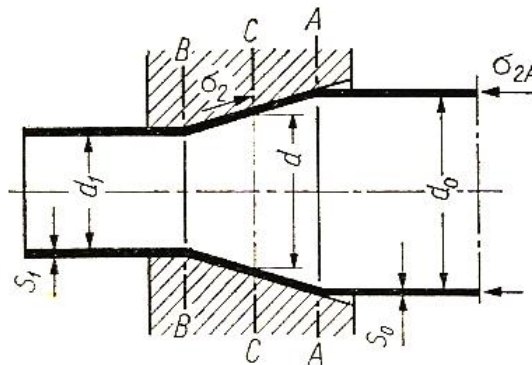
Tato rovnice nám udává vztah, ke kterému dochází mezi úhlem sklonu tečny k čáře deformace a její délkou, kde úhel sklonu tečny v daném bodě k čáře deformace nám vymezuje součinitel ω a veličina φ_i vyjadřuje délku čáry počítanou od začátku soustavy. Na základě toho můžeme graficky znázornit průběh závislosti v diagramu a z něj později určit všechny potřebné technologické parametry.

2.4.2 SSPD materiálu se zpevněním pro pochod zužování

Na rozdíl od jiných pochodů v našem případě zužování nebo rozšiřování působí tlaková síla na nedeformovaný konec trubky. Představme si například při zužování libovolně ležící průřez C – C viz obr. 11, u kterého je F plocha průřezu a σ_2 meridiální napětí. Z podmínky deformační práce pro oblast mezi průřezy A – A a C – C můžeme napsat následující rovnici:

$$-(\sigma_{2A} F_A dh_A - \sigma_2 F dh) = F_A dh_A \frac{\lambda}{\eta} \sigma_K \varphi_i, \quad (28)$$

- kde dh je přírůstek odpovídající přesunu v průřezu C – C, u kterého se vyskytuje napětí σ_2
- kde dh_A je přírůstek přesunu nedeformovaného konce trubky, na který působí napětí σ_{2A}



obr. 11 – Zužování trubky

Při zohlednění podmínky stálosti toku $F \cdot dh = F_A \cdot dh_A$, která u stacionárního pochodu musí být splněna, získáme následující rovnici:

$$-(\sigma_{2A} - \sigma_2) = \frac{\lambda}{\eta} \sigma_K \cdot \varphi_i, \quad (29)$$

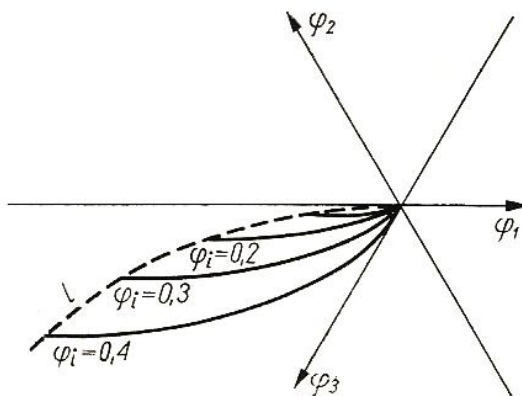
kde veličiny pravé strany se vztahují na mezilehlý průřez C – C. Abychom zjistili napětí σ_{2A} v průřezu A – A, musíme do rovnice (29) za zbývající hodnoty dosadit hodnoty konečného průřezu B – B, což jsou $\sigma_2 = 0$, $\varphi_i = \varphi_{iB}$, $\sigma_K = \sigma_{KB}$ a $\lambda = \lambda_B$. Potom dostaneme vztah:

$$-\sigma_{2A} = \frac{\lambda_B}{\eta} \sigma_{KB} \cdot \varphi_{iB}, \quad (30)$$

Tuto rovnici dosadíme do rovnice (29) a dostaneme vztah pro σ_2 , za které dosadíme rovnici (24), kde σ_K je hodnota meze kluzu v průřezu C – C a získáme následující vzorec (31) pro stanovení úhlu ω sklonu křivky vyjadřující průběh deformace v závislosti na její délce.

$$-\sin \omega = \frac{\sqrt{3}}{2\eta} \left(\frac{\lambda_B \sigma_{KB} \varphi_{iB} - \lambda \sigma_K \varphi_i}{\sigma_K} \right) \quad (31)$$

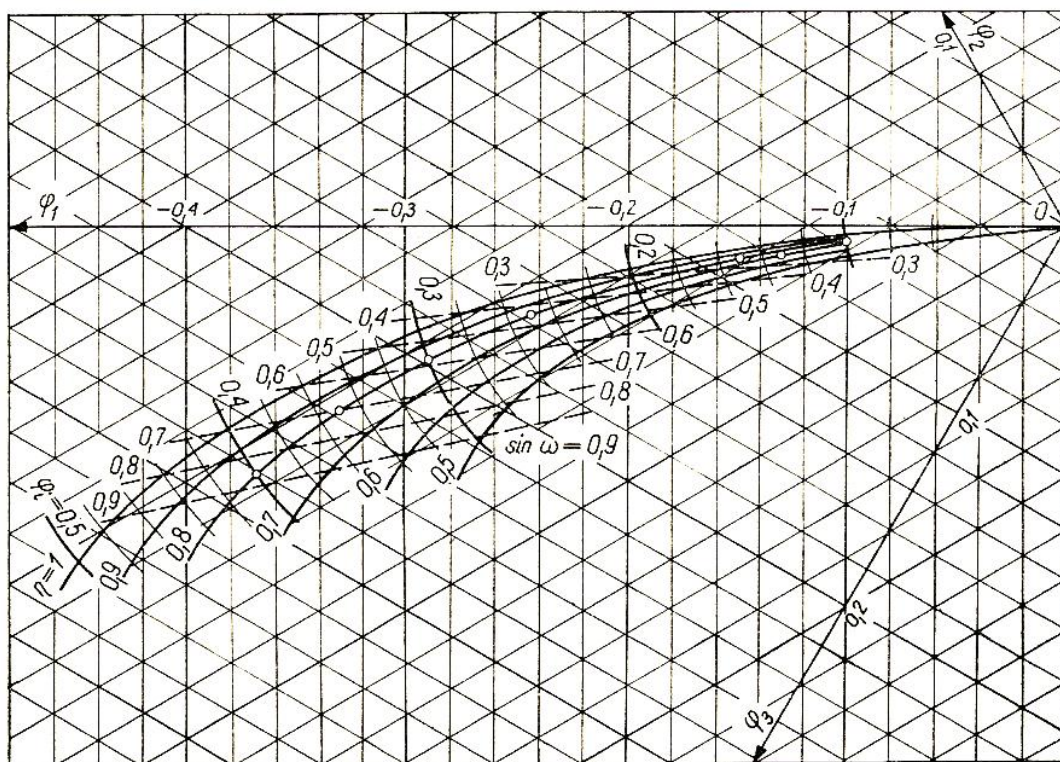
Následně můžeme určit přibližný tvar této křivky, např. postupným přechodem od bodu k bodu. Sklon tečny k ose 1 je největší ve výchozím bodě $\varphi_i = 0$, naproti tomu v konečném bodu této čáry bude $\omega_B = 0$ a to proto, že konec trubky je bez osových napětí.



obr. 12 – Průběhy deformací za stacionárních pochodů zužování při různých hodnotách celkové deformace

Pokud již známe průběh křivky deformace, můžeme stanovit změny tloušťky stěny, ke které dochází podél osy tvářené trubky a také rozložení napětí. Na obr. 12 je vidět rozložení napětí při zužování mosazné trubky s hodnotami $\varphi_i = -0,4; 0,3; 0,2$.

Spojením koncových bodů křivek, patřících k svazku vzniklého z předcházejících hodnot, dostaneme přerušovanou hraniční čáru l , jejíž jednotlivé body jsou odpovídající konečným stavům deformace trubky, při různých hodnotách φ_{iB} (intenzity deformace). Čáry deformace při protahování a při tažení s rozšiřováním se vztahují k čáře l . Jestliže zakreslíme takovou řadu čar, dostaneme pracovní diagram (viz obr. 13), sestavený pro žíhanou mosaz.



obr. 13 – Konečné stavy deformace ve stacionárních pochodech zužování

Stejný diagram může být použit na pochody rozšiřování, akorát musí dojít ke změně znaménka obvodové deformace φ_1 a k záměně os φ_2 a φ_3 .

2.5 Technické požadavky na tlakové nádoby

[2],[3]

Za tlakové nádoby na přepravu plynů se považují přenosné tlakové nádoby, v nichž může být dosažen nebo vyvinut přetlak větší než 0,05 MPa.

Rozlišujeme je především na následující 3 druhy:

- svařované lahve na plyny z nelegované oceli, vyráběné z několika částí
- bezešvé ocelové lahve na plyny, vyráběné z jednoho kusu (naš případ)
- bezešvé lahve na plyny z nelegovaného hliníku a hliníkových slitin, vyráběné z jednoho kusu

Technické požadavky pro bezešvé ocelové lahve na plyny

2.5.1 Použité oceli

Správně použitá ocel je jednou z hlavních podmínek pro správnou funkčnost dané tlakové lahve. Výběr je ovlivněn především způsobem své výroby, tepelným zpracováním, kterému se podrobují daná láhev, svým chemickým složením a mechanickými vlastnostmi. Dále musí být použita ocel uklidněná a odolná vůči stárnutí. Zhotovená láhev musí být podrobena tepelnému zpracování. A to buď normalizačnímu žíhání a popouštění, nebo kalení a popouštění. Obsahy fosforu a síry ve vzorku tavby nesmí překročit 0,035% a v součtu 0,06%.

a) Způsob výroby

Způsob výroby je specifikován odkazem na daný použitý postup výroby, jako například kyslíkový konvertor, elektrická pec, siemens-martinská pec a také na metodu uklidnění dané oceli.

b) Chemické složení

tab. 1 – Předepsané chemické složení

| | |
|---------------|--|
| C | - 0,06%, je-li maximální obsah menší než 0,3% - 0,07%, je-li maximální obsah 0,3% nebo více |
| Mn, Si | - 0,30% |
| Cr | - 0,30%, je-li maximální obsah menší než 1,5% - 0,50%, je-li maximální obsah 1,5% nebo více |
| Ni | - 0,40% |
| Mo | - 0,15% |
| V | - 0,10% |

2.5.2 Výpočet minimální tloušťky stěny

Minimální povolenou tloušťku stěny stanovíme dle následujících tří rovnic a to tak, že nejmenší přípustná tloušťka stěny nesmí být menší, než největší z hodnot určených těmito vzorci:

$$\Rightarrow a = \frac{Ph \cdot D}{\frac{20 \cdot R}{4/3} + Ph} \text{ [mm]} \quad (32)$$

kde: D – jmenovitý vnější průměr lahve [mm]

Ph – zkušební přetlak při hydraulické zkoušce [bar]

R – je nižší hodnota z: 1) Re

2) 0,75Rm – při norm. žíhání

0,85Rm – pro kalené lahve

$$\Rightarrow a = \frac{D}{250} + 1 \text{ [mm]} \quad (33)$$

$$\Rightarrow a = 1,5 \text{ [mm]} \quad (34)$$

2.6 Výroba tlakových ocelových bežešvých lahví

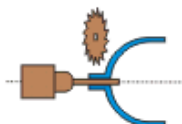
[4]

Jedná se o propracovanou technologii výroby tlakových lahví z bežešvých trubek. Tento proces se skládá z následujících operací:

- Skladování materiálu
- Dělení materiálu



- Tváření a kalibrace dna
- Tváření hrdla (naš případ)=>
- Zarovnání a předvrtání otvoru v hrdle



- Tepelné zpracování
- Tryskání vnějšího povrchu



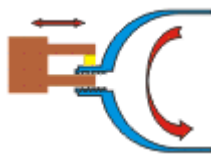
- Popisovací zařízení
- Kontrola tvrdosti
- Opracování hrdla a řezání závitu a jejich kontrola
- Kontrola opracovaných ploch



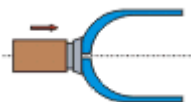
- Čištění vnitřního povrchu
- Měření vodního objemu lahví
- Tlaková zkouška
- Sušení lahví



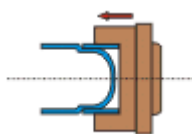
- Kontrola hrdel lahví – Eddy current test



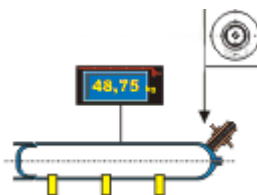
- Zalisování hrdlového kroužku



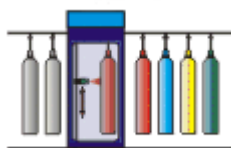
- Nalisování patky



- Vážení a značení



- Tryskání vnitřního povrchu
- Kontrola lahví (povrchu, hrdel, ultrazvuková kontrola)
- Tryskání vnějšího povrchu
- Komplexní kontrola lahví
- Antikorozní nátěr, sušení, vrchní nátěr, sušení a barevné značení



- Montáž příslušenství
- Výstupní kontrola, balení a expedice

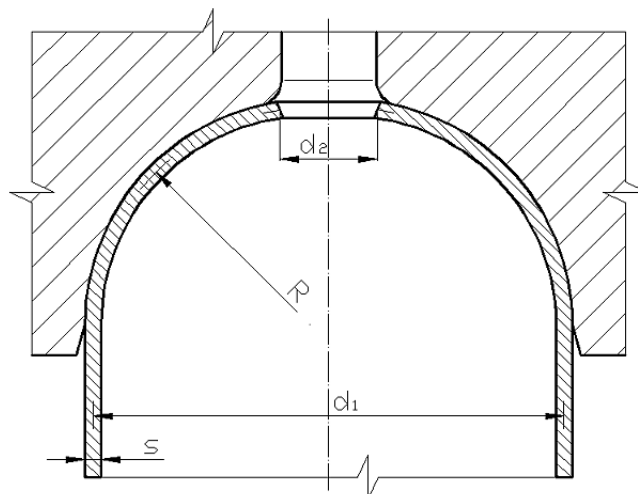


3. Metody predikce tvářecích parametrů tváření hrdel tlakových lahví

3.1 Analytická metoda řešení

[1]

U analytické metody můžeme také mluvit o tzv. klasické neboli početní metodě. Pro náš případ tváření hrdel tlakových lahví je použita tvářecí operace uzavírání (zužování) konce trubky. Tato varianta zužování je ještě dále upřesněna tím, že uzavírání je provedeno po kruhovém oblouku o poloměru R , jak je patrné na obr. 14.



obr. 14 – Zužování konce trubky

Tato varianta výpočtu nám v této práci slouží především jako kontrolní výpočet pro ověření správnosti hodnot vypočtených programem QForm, který je založen na efektivnější metodě - metodě konečných prvků.

Za předpokladu, že část tvářecího pochodu je stacionární, můžeme celkovou intenzitu deformace a maximální sílu stanovit z následujících dvou rovnic:

$$\varphi_{i\text{ celk}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\ln \frac{d_1}{d_2} + \frac{s}{4R} \right) \quad (35)$$

$$P_{\max} = \pi d_1 s \sigma_K \quad (36)$$

Kde je: d_1 – střední počáteční průměr trubky [mm]
 d_2 – střední konečný průměr trubky [mm]
 s – tloušťka zužované trubky [mm]
 R – poloměr oblouku zužování [mm]
 σ_k – mez kluzu [MPa]

3.2 Metoda konečných prvků (MKP)

[5],[6],[7]

Mezi moderními metodami napětově-deformační analýzy v dnešní době dominuje metoda konečných prvků (MKP) – Finite Element Method (FEM). Jedná se o numerickou metodu pro analýzu struktur a těles. MKP je postavena na zcela odlišném principu než analytické metody pružnosti. U těchto analytických metod se vychází z diferenciálního a integrálního počtu, kdežto MKP je založena na obecně méně známém variačním počtu, který hledá minimum tzv. funkcionálu. Tento funkcionál bývá v deformačně-napětové analýze pružných těles jejich energií napjatosti.

Počátky MKP sahají do roku 1906, kdy šlo o pokus nahradit těleso soustavou elastických prutů. Tento model se postupně vyvinul na metody analýzy struktur, které poprvé popsal roku 1941 Courantem. A v roce 1953 byla rovnice tuhosti poprvé popsána v maticovém tvaru. Nyní je na trhu velké množství programů, které této MKP využívají.

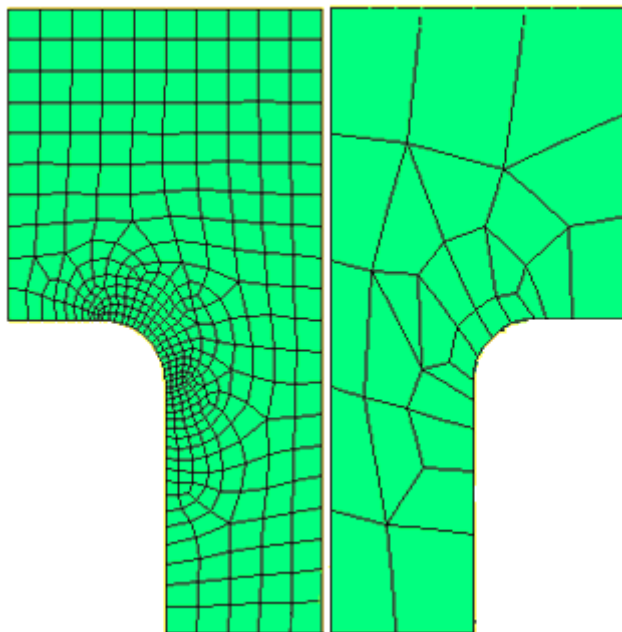
Metodu konečných prvků můžeme rozdělit na tři základní fáze a to jsou:

- Diskretizace
- Aproximační funkce
- Interpolace

3.2.1 Diskretizace

Diskretizace je základní princip MKP, při kterém se těleso rozděluje na malé části, které jsou snadno matematicky popsatelné. Jedná se o tzv. prvky nebo elementy viz obr. 15. Při rozkládání rozlišujeme, jestli se jedná o

rovinné, či prostorové oblasti. U rovinných oblastí se rozkládají na troj nebo čtyřúhelníkové prvky a prostorové na čtyřstěny, kvádry atd.



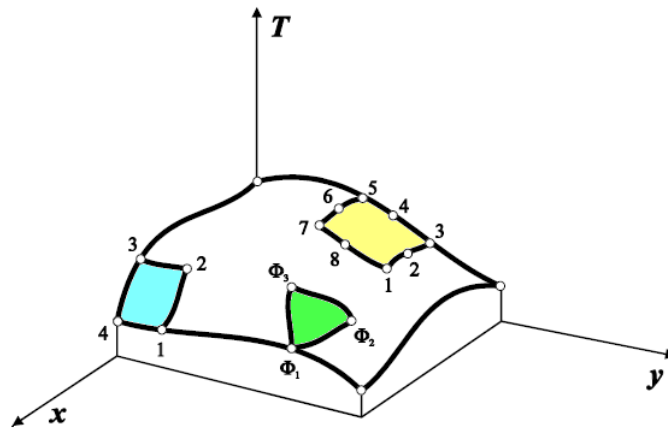
obr. 15 – Rozložení tělesa na konečné prvky

Diskretizace je základem tzv. deformační metody a jejím zobecněním vznikla nejpoužívanější varianta MKP. A Lagrangeův variační princip je vlastně jakýmsi teoretickým základem MKP.

3.2.2 Aproximační funkce

Aproximační funkcí neboli funkcí tvaru, jak je nazývána funkce prostorových souřadnic, můžeme nahradit fyzikální vlastnosti tělesa, posunutí, teplotu, napětí atd. To si můžeme ukázat na příkladu funkce $T(x,y)$. Rozložení této teploty na rovinné obdélníkové desce je patrné na obr. 16. Neznámou funkci teploty nahradíme v jednotlivých uzlech aproximační funkcí o tolika členech, kolik má prvek uzlů. Pro trojúhelníkový prvek tak vznikne polynom třetího stupně viz rovnice (37), který lze rozepsat na soustavu tří rovnic a třech neznámých a následně vyřešit.

$$\Phi = a_1 + a_2x + a_3y \quad (37)$$

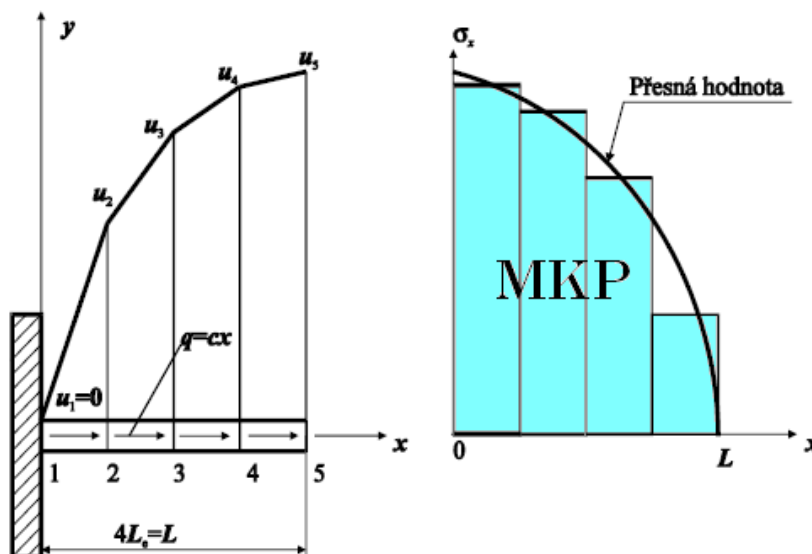


obr. 16 – Rozložení funkce teploty

Rozhodnutí o tom, který prvek s kterou aproximační funkcí použít, není pevně stanoveno. Obecně však platí pravidlo, že přesnost aproximační funkce i celkového výsledku analýzy roste, jestliže roste počet uzlů prvku.

3.2.3 Interpolace

Interpolace je základem metody konečných prvků. Jedná se o postup přibližného určení hodnoty funkce $f(x)$ v bodě $x \in (a, b)$, jsou-li známy její hodnoty v jiných bodech intervalu $\langle a, b \rangle$. Podstatou je, že malá část složitého pole může být modelována jednoduchým polem. Na obr. 17 je vidět lineární interpolační pole, které lze použít při dostatečně velkém počtu prvků.



obr. 17 – Lineární interpolační pole

3.3 QForm - simulace tváření pomocí MKP

[8],[9]

QForm neboli **Quick Metal Forming Simulation** představuje novodobý software pro simulaci tváření. Jedná se o nástupce simulačního programu FORM-2D. Tento program je založen na propracovaných algoritmech metody konečných prvků. Technika FEM je pro každého uživatele transparentní. Správná funkčnost aplikace QForm je ověřena praxí a také mezinárodními zkouškami.

Používání programu QForm je velmi intuitivní a snadné. Uživatel je veden průvodcem pro přípravu dat, který mu také pomáhá specifikovat technologická data. Numerický model v QFormu pracuje jako tzv. černá skříňka – nevyžaduje pozornost uživatele. Uživatel má možnost si v režimu přehrávání animovat výsledky simulace. Model tváření kovů v QFormu odpovídá 1:1 reálnému procesu tváření. Tzn., jestliže uživatel zadá skutečná technologická data, poskytne mu QForm realistické informace o teplotách, deformacích, síle a různých dalších parametrech procesu.

Tento program je vhodný především pro stanovení vhodného polotovaru, vyhodnocení kapacity lisu, teploty polotovaru, navržení vhodného výronku, stanovit vliv tření a zvolit vhodné mazivo, analyzovat napětí v nástroji atd.

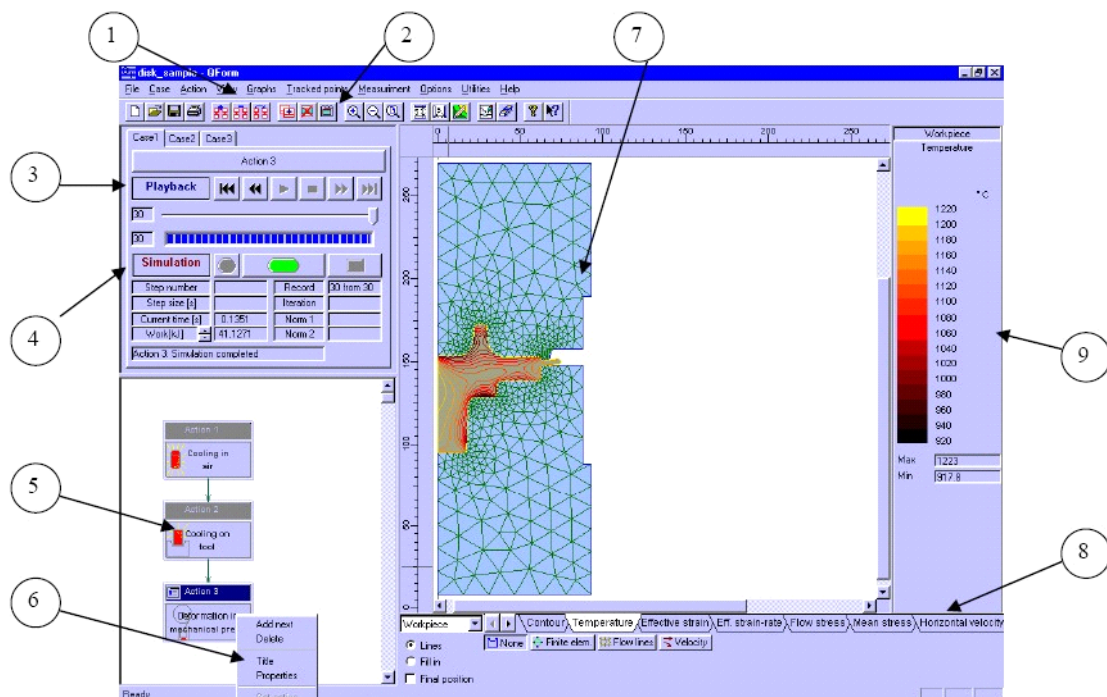
Důležitá pro simulaci jsou vstupní data. Tyto vstupní hodnoty můžeme rozdělit do 5 základních skupin:

- Tvary polotovaru a nástrojů
- Data materiálů
- Zařízení (kovací stroj)
- Maziva
- Parametry procesu (počáteční teplota polotovaru, konečná vzdálenost mezi nástroji atd.)

Popis hlavních částí programu

tab. 2 – Popis hlavního okna

| | |
|---|---|
| 1. Nabídkový pruh | Při kliknutí na kteroukoliv položku dojde k otevření nabídky příkazů. |
| 2. Hlavní panel nástrojů | Obsahuje mnoho běžných příkazů Windows, ale i často používané funkce QFormu. |
| 3. Panel pro řízení přehrávání | Umožňuje zvolení příslušného výsledku simulace a jeho následné přehrání. |
| 4. Panel pro řízení simulace | Slouží k zastavení a puštění procesu simulace. |
| 5. Okno technolog. řetězce | Zde můžeme vytvářet, modifikovat a řídit postup technolog. řetězce pro simulaci. |
| 6. Nabídka pro editaci technolog. řetězce | Slouží pro přidávání a rušení operací a ke změně vlastností operací. |
| 7. Okno výsledků simulace | Slouží k vizualizaci simulace polotovaru v nástrojích. |
| 8. Panel nástrojů výsledků polotov. nebo nástrojů | Tento panel umožňuje v závislosti na objektu (polotov. nástroj) přepínat mezi režimy vizualizace dějů v polotovaru nebo v nástroji. |
| 9. Okno legendy | Obsahuje stupnici použitých barev, kterým je přiřazena určitá hodnota. |



obr. 18 – QForm – hlavní okno

4. Sestavení konstitutivní matice a modelu procesu tvarování

4.1 Konstitutivní matice

[10], [11]

Mechanické a fyzikální vlastnosti tělesa jsou velmi různorodé, a to jak kvalitativně, tak strukturálně. Zejména závisí na charakteru procesu, ze kterého je materiál vybírán. Při konstrukci a výrobě zařízení a strojů jsou nejčastěji smluvní mez kluzu a pevnosti, kontrakce, tažnost, tvrdost, lomová houževnatost, moduly pružnosti atd. U výrobních procesů je nutno dále znát matici teplotně závislých veličin souvisejících s procesy tepelného zpracování a také hlavně konstitutivní matici.

Konstitutivní matice je vlastně maticové vyjádření přetvárného odporu. Kde jsou jednotlivé hodnoty stanoveny pro dané logaritmické deformace a další podmínky procesu, jako například teplota a deformační rychlost. Výpočet jednotlivých hodnot přetvárného odporu se provádí pomocí následujícího vzorce (38).

$$\sigma_p = k_0 \cdot A_1 \cdot e^{-m_1 T} \cdot A_2 \cdot \varphi^{m_2} \cdot A_3 \cdot \dot{\varphi}^{m_3} \quad (38)$$

Kde je: k_0 – deformační odpor [MPa]

$A_{1(2,3)}$ – termodynamické koeficienty [1]

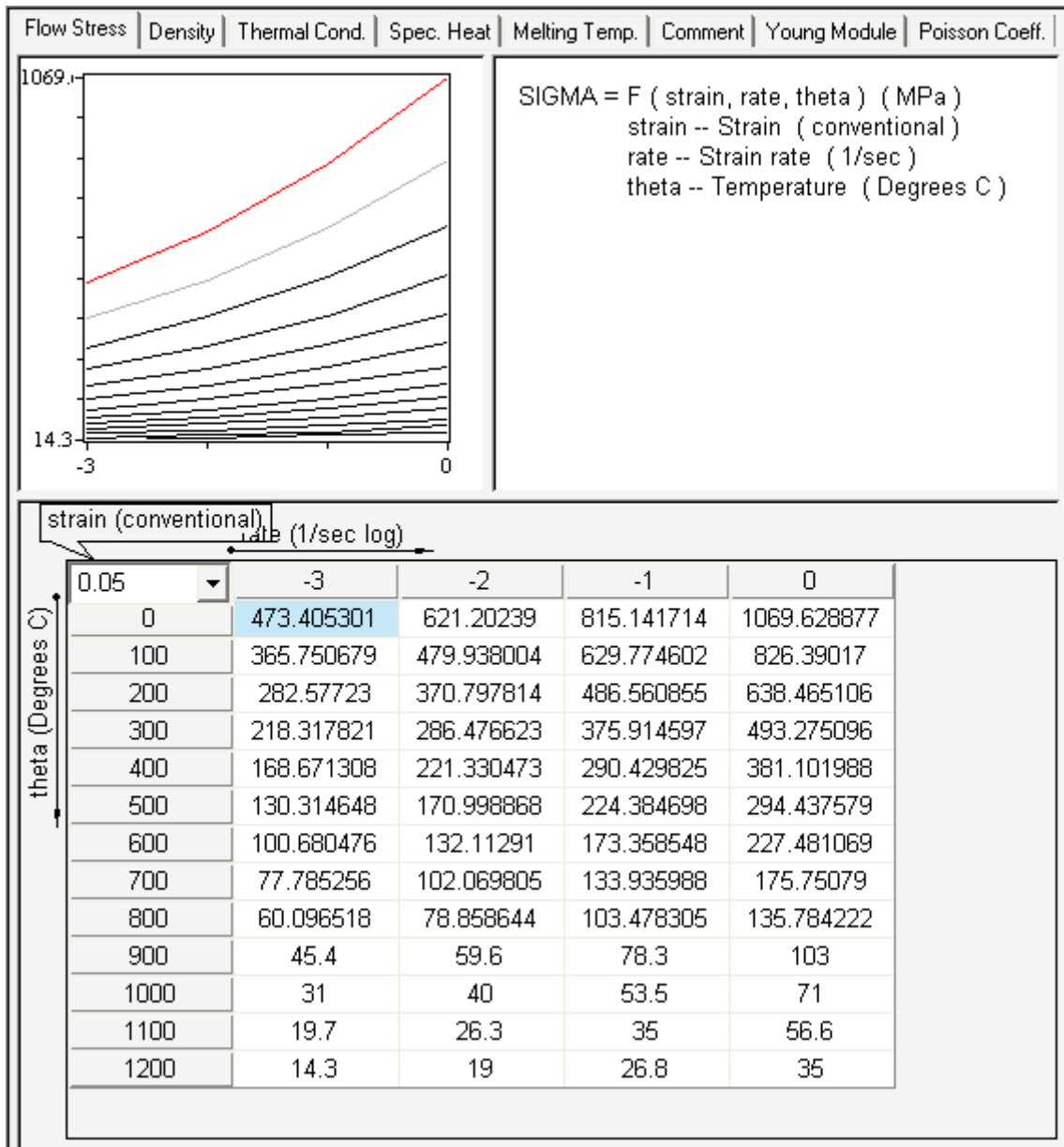
$m_{1(2,3)}$ – termodynamické exponenty [1]

T – teplota [°C]

φ – deformace [1]

$\dot{\varphi}$ – rychlost deformace [1/s]

Sestavená konstitutivní matice pro náš materiál 34CrMo4 programem QForm je znázorněna na obr. 19.



obr. 19 – QForm – konstitutivní matice

4.2 Charakteristika materiálu polotovaru

[12],[13]

Naším materiálem polotovaru je ocel 34CrMo4. Jedná se o nízkolegovanou ušlechtilou chrom – molybdenovou ocel k zušlechťování. Jejími dalšími ekvivalenty jsou ČSN 15 131, W.Nr. 1.7220. Ocel je dobře tvářitelná za tepla a je vhodná na strojní součásti v automobilovém a leteckém průmyslu vystavené vyšším teplotám jako například klikové hřídele, osy, pastorkové hřídele a bandáže. Po zakalení dosahuje přibližně tvrdosti 50 HRC. V zušlechťeném stavu dosahuje středních hodnot pevnosti,

houževnatosti a meze kluzu. Výhodou je, že není náchylná na vznik popouštěcí křehkosti. Naopak nevýhodou je její obtížná svařitelnost k vychlazovacím trhlinám po tváření za tepla iniciovaných především vruby a povrchovými vadami. Teploty používané při tepelném zpracování jsou: normalizační žíhání – (850 až 890)°C, žíhání na měkko – (680 až 720)°C a teplota kalení – (830 až 870)°C.

Tento materiál se obrábí ve stavu žíhaném na měkko. Při nižších pevnostech lze obrábět také ve stavu zušlechtěném. Při vyšším obsahu síry vykazuje ocel zlepšenou obrobiteľnosť. Součásti, které mají být zušlechtěny na vyšší pevnost, se nejdříve předhrubují ve stavu žíhaném a dokončí po zušlechtění. Pro docílení správné tvrdosti vhodné pro stříhání se ocel žíhá nebo řízeně vyhlazuje.

tab. 3 – Chemické složení materiálu

| C [%] | Si [%] | Mn [%] | P [%] | S [%] | Cr [%] | Mo [%] |
|-------------|-----------|-------------|------------|------------|-------------|-------------|
| 0,30 – 0,37 | max. 0,40 | 0,60 – 0,90 | max. 0,035 | max. 0,035 | 0,90 – 1,20 | 0,15 – 0,30 |

tab. 4 – Mechanické vlastnosti v zušlechtěném stavu

| Průměr [mm] | $R_{e\ min}$ [MPa] | R_m [MPa] | A_{min} [%] | Z_{min} [%] |
|--------------------|--------------------|-------------|---------------|---------------|
| $d \leq 16$ | 800 | 1000 – 1200 | 11 | 45 |
| $16 < d \leq 40$ | 650 | 900 – 1100 | 12 | 50 |
| $40 < d \leq 100$ | 550 | 800 – 950 | 14 | 55 |
| $100 < d \leq 160$ | 500 | 750 – 900 | 15 | 55 |
| $160 < d \leq 250$ | 450 | 700 – 850 | 15 | 60 |

4.3 Použité vstupní hodnoty

Před samotným výpočtem v programu QForm musíme do něj nutně vložit potřebná vstupní data pro výpočet. V našem případě budeme provádět simulaci dvou procesů tváření, které jsou rozlišeny rychlostí přísuvu zápustky a tím pádem také použitým kovacím strojem. Hodnoty vkládané do programu QForm jsou následující.

- **Specifikace nástrojů (Tool 1, Tool 2)**
 - počáteční teplota zápustky: 200°C
 - použité mazivo : Tool 1 – Ideal 2
Tool 2 – bez maziva

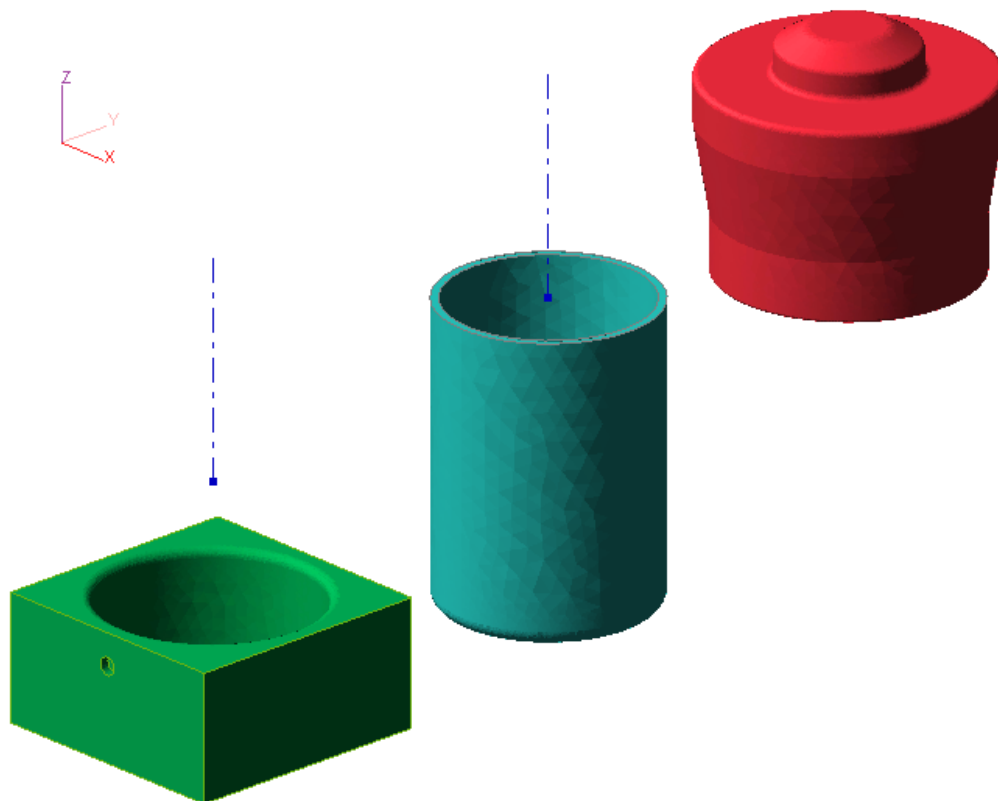
- **Parametry výkovku (Workpiece)**
 - počáteční teplota polotovaru: 1150°C
 - použitý materiál: 34CrMo4 (popsaný v bodě 4.2)

- **Finální vzdálenost nástrojů – 0,0 mm**

- **Čas chlazení na vzduchu – 5 s**

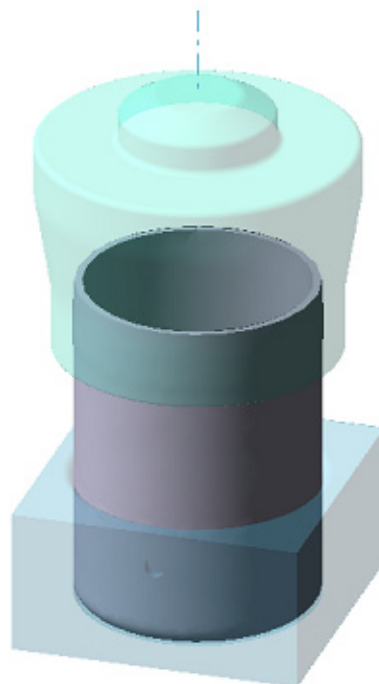
- **Čas chlazení v nástroji – 5 s**

- **Použitý kovací stroj (Kotrubčik 250, Kotrubčik 360)**
 - Kotrubčik 250: Jmenovitá rychlost – 250 mm/s
Maximální síla – 6,3 MN
 - Kotrubčik 360: Jmenovitá rychlost – 350 mm/s
Maximální síla – 6,3 MN

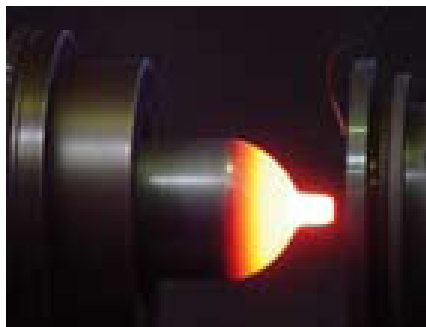


obr. 21 – Modely jednotlivých tvářecích těles

A na následujícím obr. 22 je již patrná celá sestava tvářecího procesu před započítím samotného tvarování. Praktickou ilustrací je obr. 23, kde je vidět proces tvarování hrdla v praxi.



obr. 22 – Celá sestava tvarování hrdla před započítím tvarování

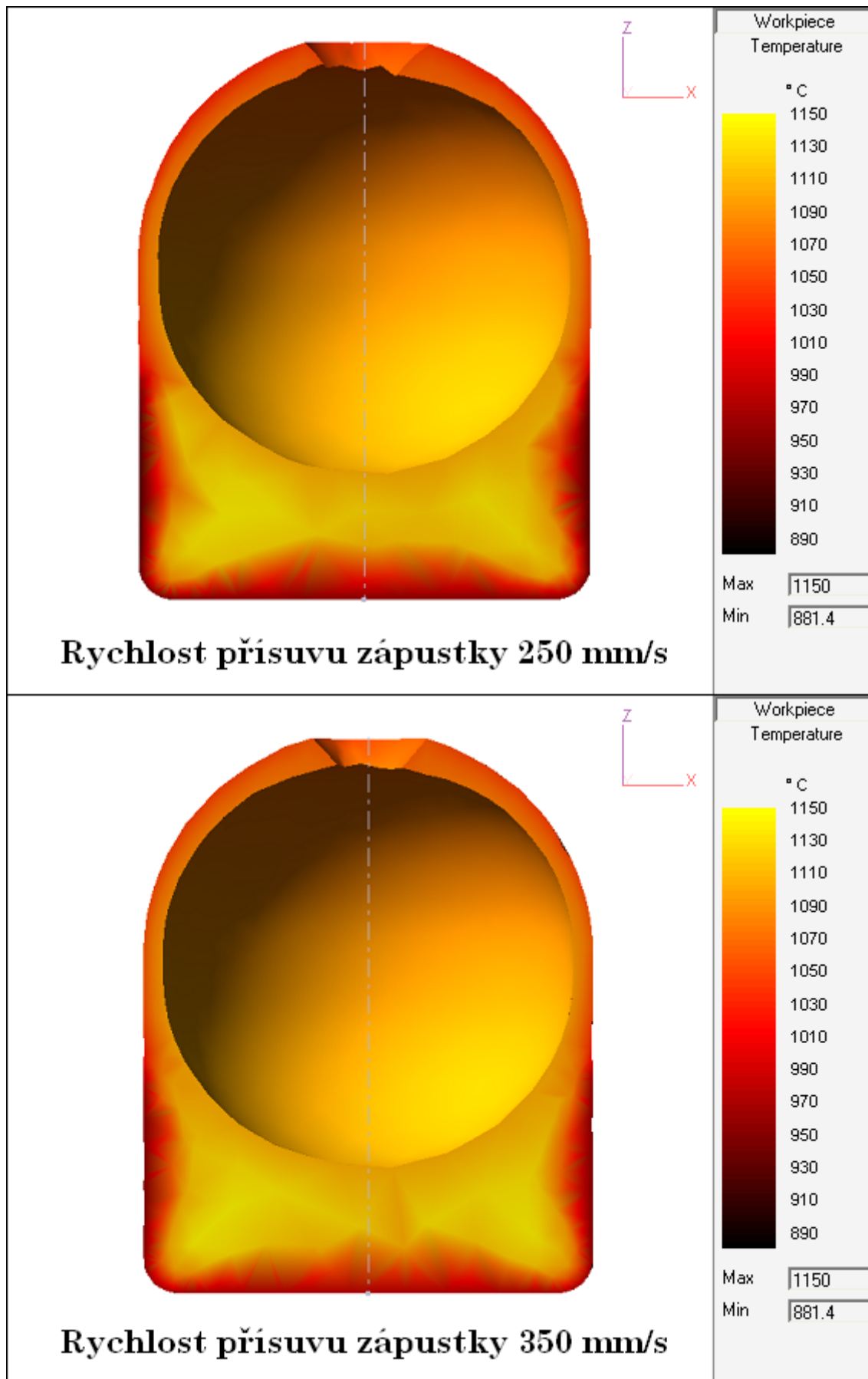


obr. 23 – Tvarování hrdla láhve v praxi

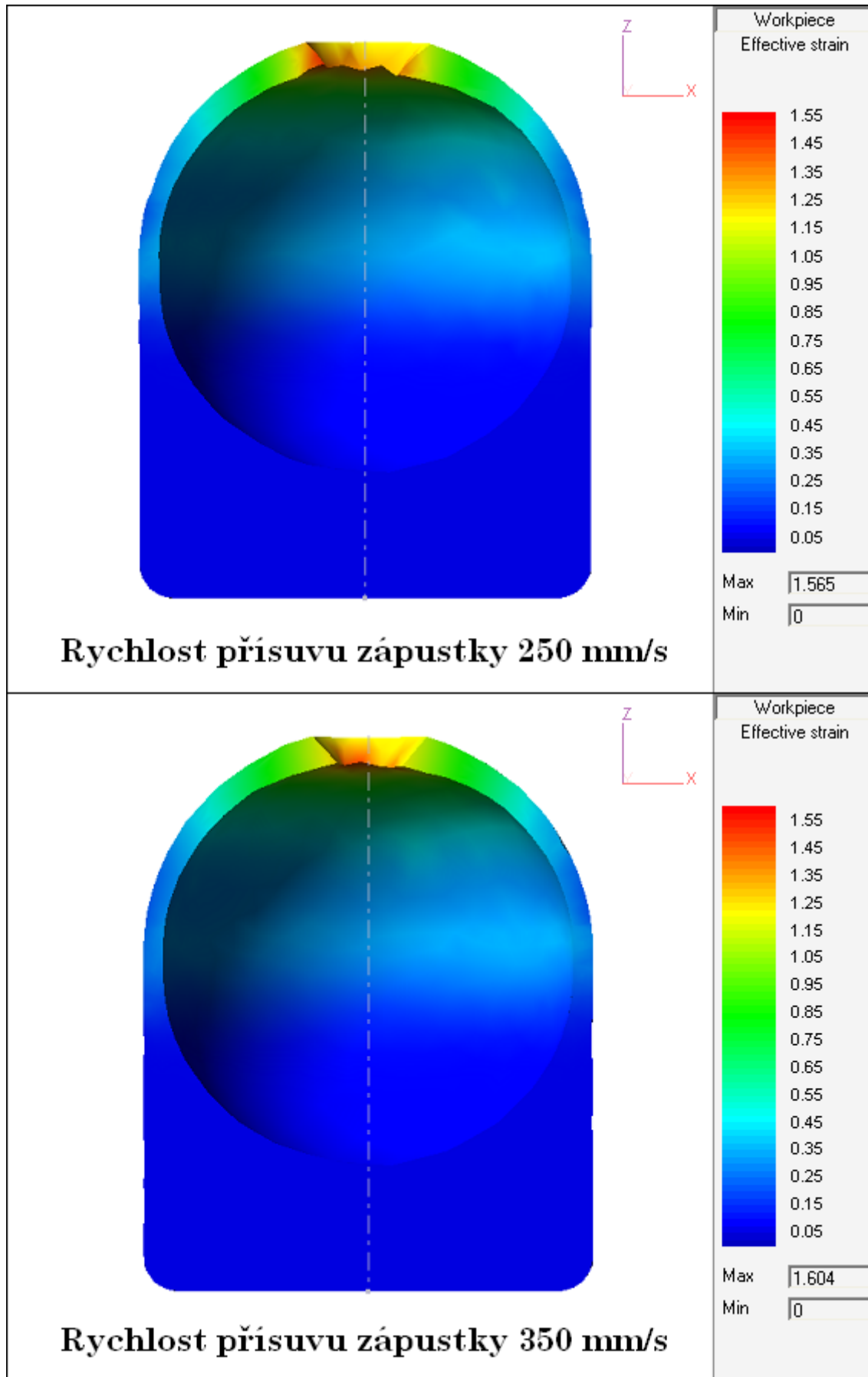
5. Analýza tvářecích parametrů výroby hrdel tlakových lahví

5.1 Tvářecí parametry vypočítané programem QForm

Analýza tvářecích parametrů programem QForm byla provedena pomocí dvou vynucených simulací. První simulace tohoto tvářecího procesu spočívala v simulaci procesu rotačního zakružování. Tato operace probíhala takto: Indukčně ohřátý polotovár je upnut do vřetene. Potom je roztočen na požadované otáčky (450 ot/min) a současně je roztočena tvárnice také na její požadované otáčky (300 ot/min). Poté následuje přísuv tvárnice předepsanou rychlostí a zároveň je při započetí přísuvu odpojen její pohon. Jelikož ovšem tato simulace hned z počátku zkolabovala, musel jsem danou úlohu převést do podoby plného pýchování bez rotace. Kolaps programu je způsoben tím, že u QFormu dochází při rotačním tváření tenkostěnných profilů k příliš malému rozdělení tvářené součásti na konečný počet prvků. Tento počet je příliš malý a nedostačující pro funkční výpočet procesu programem. Proto jsem byl přinucen úlohu řešit bez rotace a s dalším přepočítáním některých vypočtených hodnot na rotační úlohu a také s dopočítáním krouticího momentu. Toto pýchování bylo provedeno pro 2 rychlosti přísuvu zápustky, jejichž porovnání teploty a efektivní deformace je vidět na obr. 24 respektive na obr. 25. Uvedené hodnoty deformace i teploty se shodují pro úlohu plného pýchování i pro zjišťovanou úlohu rotačního zakružování. Z toho plyne, že je nemusíme přepočítávat.



obr. 24 – Teplota polotovaru [°C]



obr. 25 – Efektivní deformace [1]

Obr. 24 nám zachycuje teplotní průběh při rychlostech 250 mm/s a 350 mm/s a vyplývá z něj, že teplotní průběh se téměř vůbec nezmění při vyšší rychlosti přísuvu zápusťky.

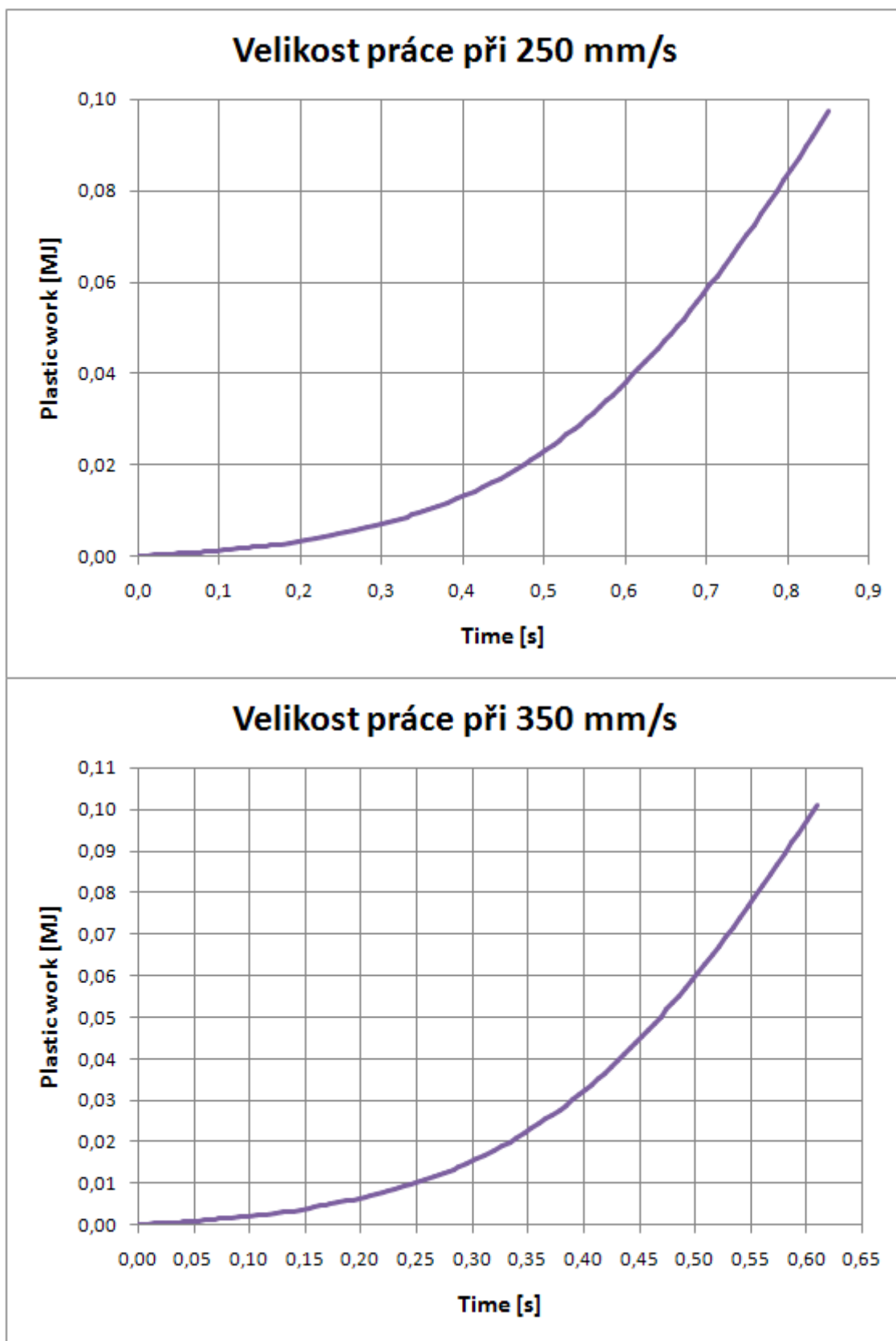
Obr. 25 ukazuje, že při vyšší rychlosti přísuvu zápusťky nastává zvýšení efektivní deformace z hodnoty 1,565 [1] na hodnotu 1,604 [1].

Nyní pomocí grafů provedu analýzu tvářecích sil a práce. Tyto grafy byly sestaveny opět pomocí hodnot získaných programem QForm. Zjištěnou sílu uvádím ve dvou provedeních - pro plné pěchování a rotační zakružování. Hodnotu síly pro rotační zakružování jsem zjistil tak, že jsem zjištěnou sílu pro nerotační pěchování vydělil šesti. Tato hodnota – 6 je odůvodněna v níže uvedeném bodě 5.2.

tab. 5 – Hodnoty práce v daném čase pro dané rychlosti

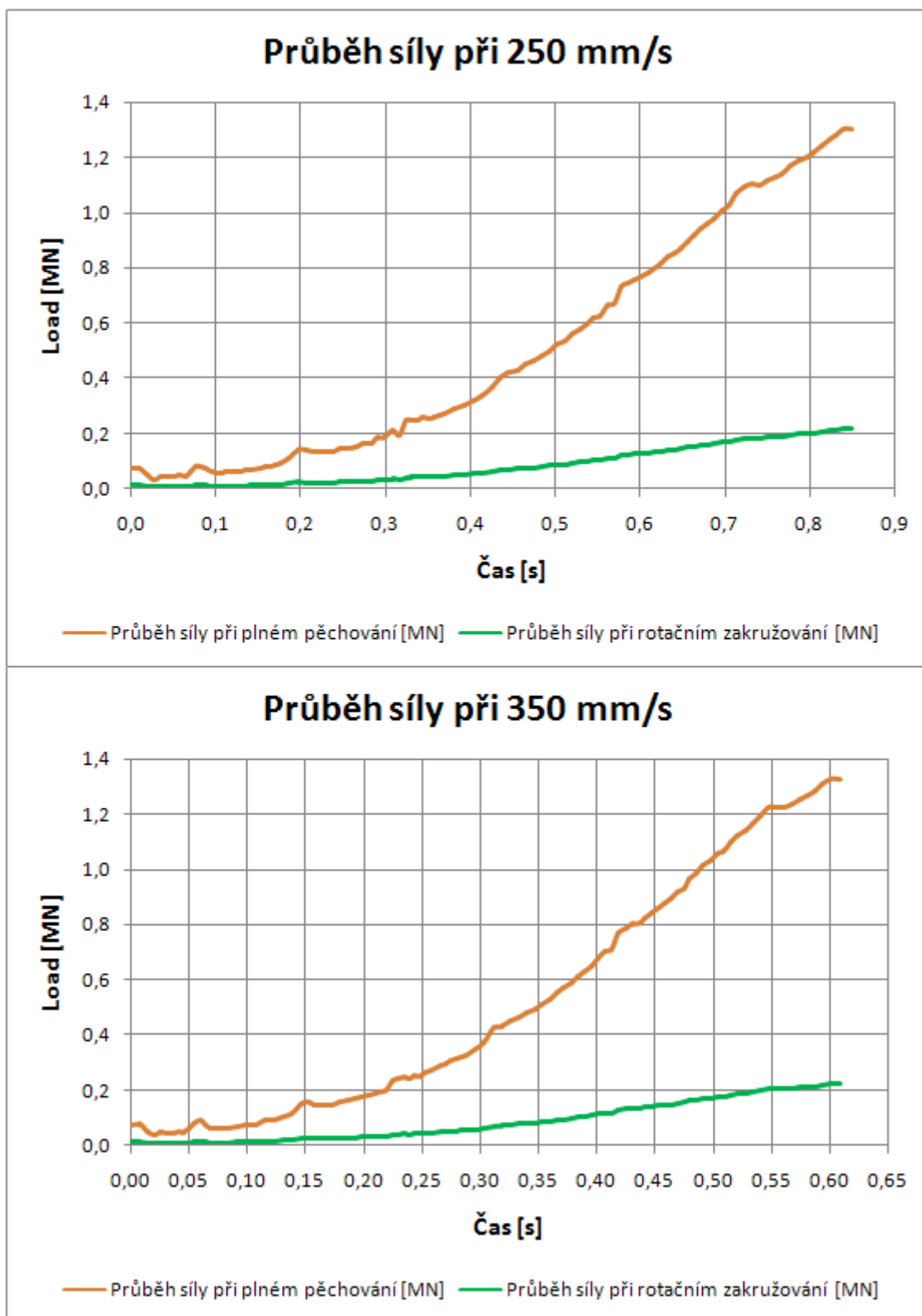
| Práce při 350 mm/s | | Práce při 250 mm/s | |
|--------------------|-------------------|--------------------|-------------------|
| Time [s] | Plastic work [MJ] | Time [s] | Plastic work [MJ] |
| 0,00 | 0,0000 | 0,00 | 0,0000 |
| 0,03 | 0,0007 | 0,05 | 0,0007 |
| 0,05 | 0,0011 | 0,10 | 0,0014 |
| 0,09 | 0,0020 | 0,15 | 0,0023 |
| 0,15 | 0,0040 | 0,20 | 0,0033 |
| 0,19 | 0,0058 | 0,26 | 0,0053 |
| 0,22 | 0,0078 | 0,31 | 0,0074 |
| 0,25 | 0,0106 | 0,35 | 0,0099 |
| 0,28 | 0,0135 | 0,40 | 0,0135 |
| 0,33 | 0,0190 | 0,46 | 0,0182 |
| 0,35 | 0,0232 | 0,51 | 0,0245 |
| 0,39 | 0,0301 | 0,55 | 0,0303 |
| 0,42 | 0,0380 | 0,60 | 0,0382 |
| 0,45 | 0,0454 | 0,66 | 0,0486 |
| 0,49 | 0,0552 | 0,71 | 0,0593 |
| 0,52 | 0,0670 | 0,76 | 0,0726 |
| 0,55 | 0,0791 | 0,81 | 0,0848 |
| 0,61 | 0,1009 | 0,85 | 0,0975 |

Obr. 26 nám zachycuje, že při vyšší rychlosti přísuvu zápustky je zapotřebí kratšího času k dosažení stejné velikosti práce.



obr. 26 – Grafy práce v daném čase pro dané rychlosti

Obr. 27 nám poskytuje přehledný náhled na to, jak se sníží použitá tvářecí síla při užití rotačního zakružování. Dále nám ukazuje, že při vyšší rychlosti přísuvu zápustky je zapotřebí kratší čas k dosažení stejné síly.



obr. 27 – Grafy síly pro jednotlivé rychlosti a metody tvarování

tab. 6 – Hodnoty síly pro jednotlivé rychlosti a metody tvarování

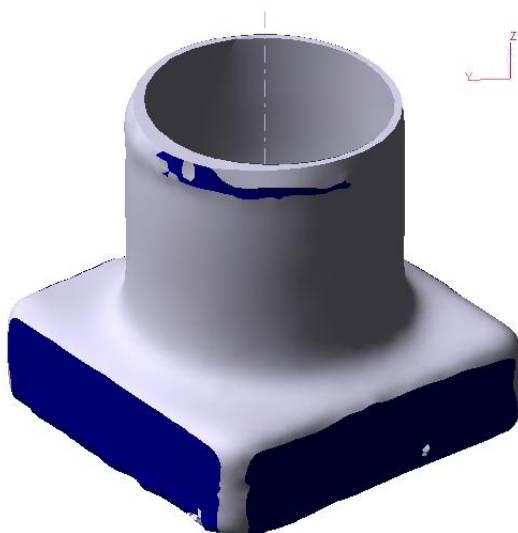
| Síla při 250 mm/s | | | Síla při 350 mm/s | | |
|-------------------|----------------------------|-----------------------------|-------------------|----------------------------|-----------------------------|
| Time [s] | Load [MN] - plné pēchování | Load [MN] - rotační zakruž. | Time [s] | Load [MN] - plné pēchování | Load [MN] - rotační zakruž. |
| 0,00 | 0,0725 | 0,0121 | 0,00 | 0,0771 | 0,0129 |
| 0,05 | 0,0431 | 0,0072 | 0,03 | 0,0466 | 0,0078 |
| 0,10 | 0,0620 | 0,0103 | 0,05 | 0,0813 | 0,0136 |
| 0,15 | 0,0748 | 0,0125 | 0,08 | 0,0621 | 0,0104 |
| 0,20 | 0,1418 | 0,0236 | 0,11 | 0,0910 | 0,0152 |
| 0,26 | 0,1488 | 0,0248 | 0,15 | 0,1585 | 0,0264 |
| 0,31 | 0,2114 | 0,0352 | 0,19 | 0,1622 | 0,0270 |
| 0,35 | 0,2538 | 0,0423 | 0,22 | 0,2019 | 0,0336 |
| 0,40 | 0,3214 | 0,0536 | 0,25 | 0,2637 | 0,0440 |
| 0,46 | 0,4295 | 0,0716 | 0,28 | 0,3208 | 0,0535 |
| 0,51 | 0,5336 | 0,0889 | 0,32 | 0,4310 | 0,0718 |
| 0,55 | 0,6259 | 0,1043 | 0,35 | 0,5114 | 0,0852 |
| 0,60 | 0,7696 | 0,1283 | 0,39 | 0,6325 | 0,1054 |
| 0,66 | 0,8970 | 0,1495 | 0,42 | 0,7875 | 0,1312 |
| 0,71 | 1,0292 | 0,1715 | 0,45 | 0,8590 | 0,1432 |
| 0,76 | 1,1285 | 0,1881 | 0,50 | 1,0591 | 0,1765 |
| 0,81 | 1,2170 | 0,2028 | 0,55 | 1,2221 | 0,2037 |
| 0,85 | 1,3021 | 0,2170 | 0,61 | 1,3280 | 0,2213 |

5.2 Dupočtené parametry procesu

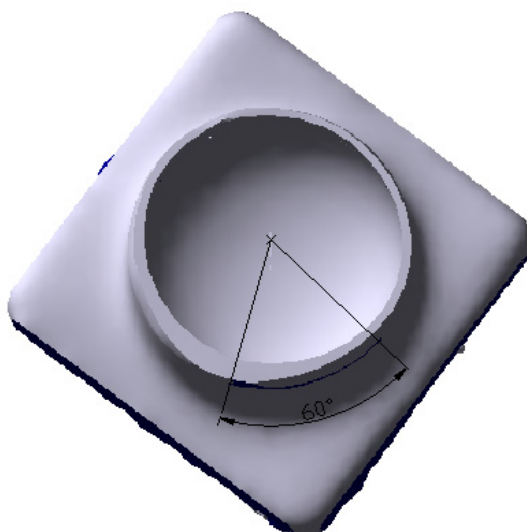
Jak je uvedeno v předchozím bodě, možnostmi programu jsem byl přinucen provést analýzu procesu pro plné pēchování bez rotace a následně tyto hodnoty převést či některé dupočítat pro původně zadaný proces rotačního zakružování. Velmi důležitým faktorem přepočtu je tzv. úhel styku, který je stanoven v následujícím bodě na hodnotu $\alpha = 60^\circ$. Z tohoto úhlu je snadno odvoditelné, že některé hodnoty procesu se liší právě tím, že působí pouze na 1/6 celkového průřezu. A právě proto musíme tyto hodnoty vypočtené v Qformu dělit číslem 6. Těmito veličinami jsou: síla (Load), výkon (Power) a moment (Torque). Naopak shodnými veličinami jsou: teplota (Temperature), deformace (Eff. strain), práce (Work) a Flow stress.

5.2.1 Stanovení úhlu styku

Pro přepočítání plného pěchování na rotační zakružování je zapotřebí zjištění tzv. úhlu styku u rotačního tvarování. Tento úhel je definován dotykem rotující zápusky a rotujícího polotovaru. V programu QForm je tento dotyk definován tmavě modrou barvou. Pro jeho zjištění jsem využil zkolabovanou simulaci procesu rotačního zakružování, která proběhla alespoň pro několik operací, ze kterých jsem schopen tento úhel přibližným odhadem stanovit. Z této simulace jsem pomocí obr. 28 a obr. 29 stávající úhel styku stanovil na hodnotu $\alpha = 60^\circ$.



obr. 28 – Zborcený proces rotačního zakružování hrdla tlakových lahví ve 3D



obr. 29 – Zborcený proces rotačního zakružování hrdla tlakových lahví ve 2D

5.2.2 Výpočet krouticího momentu

Z důvodu výpočtu celého procesu metodou plného pěchování bez rotace v programu QForm je zapotřebí dopočítat pomocí přepočtových vzorců odpovídající krouticí moment, aby byly zjištěny všechny potřebné parametry rotačního procesu zakružování. Jeho hodnoty se stanoví z následujících přepočtových rovnic (39), (40). Výpočet byl proveden v programu excel pomocí hodnot výkonu P získaných z programu Qform pro metodu plného pěchování.

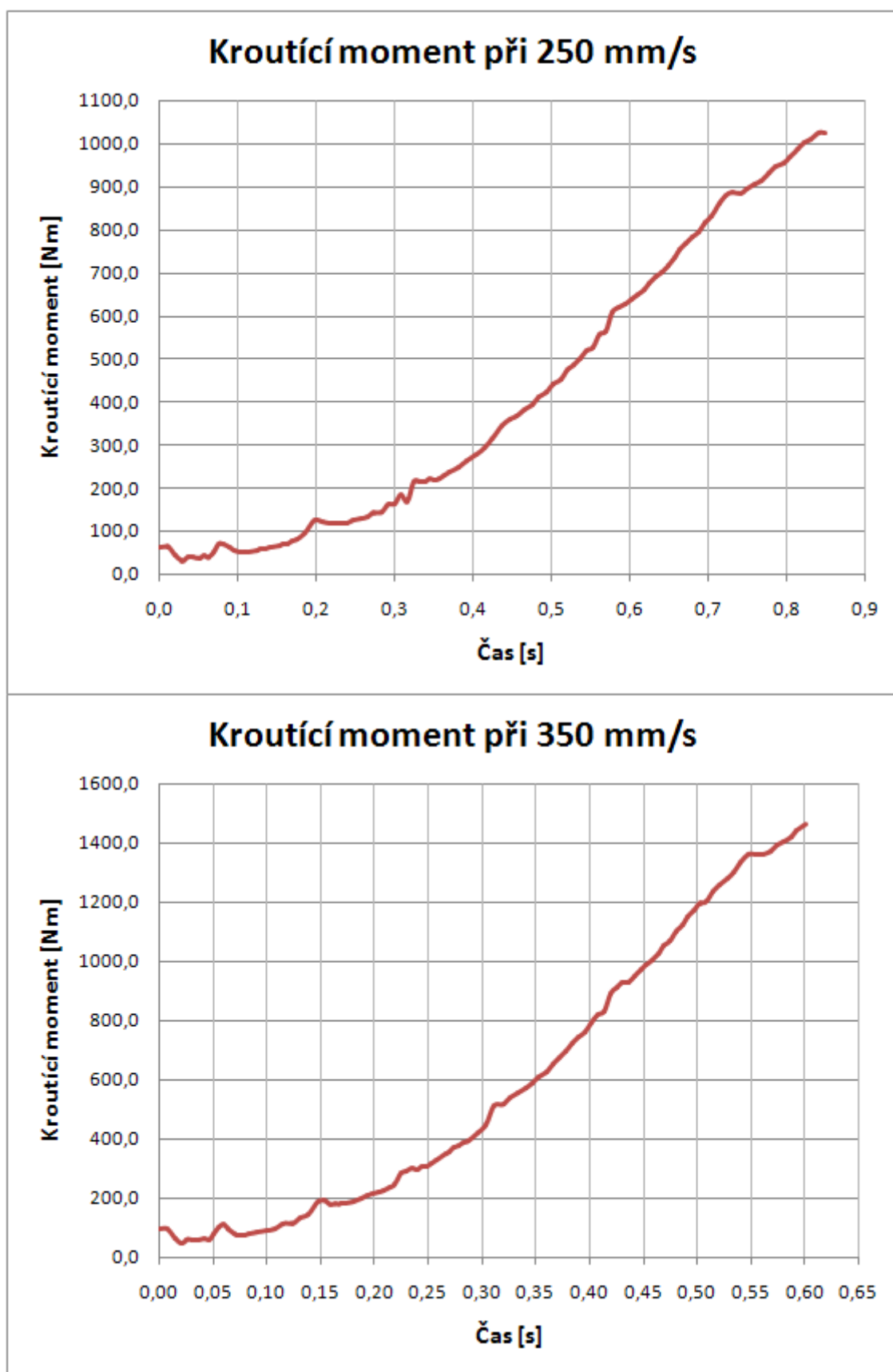
$$M_k = 60 \cdot P_{\text{deg}} \cdot \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot n} \quad (39)$$

$$P_{\text{deg}} = P \cdot \frac{\alpha}{360} \quad (40)$$

Kde je: P – výkon při plném pěchování [W]
 P_{deg} – přepočtený výkon pro rotační zakružování [W]
 n – otáčky polotovaru [ot/min]
 M_k – krouticí moment při rotačním zakružování [Nm]
 α – úhel styku [°]

Obr. 30 – nám zachycuje, že při vyšší rychlosti přísuvu zápusťky docílujeme vyšší hodnoty krouticího momentu v kratším časovém úseku.

Tab. 7 – nám ukazuje, že hodnoty výkonu při plném pěchování jsou v čase 6x větší než hodnoty výkonu při metodě rotačního zakružování pro rychlost 250 mm/s a také pro 350 mm/s. Z toho je patrné poměrně velké snížení velikosti výkonu i tvářecí síly.



obr. 30 – Grafy kroučícího momentu v daném čase pro dané rychlosti

tab. 7 – Hodnoty výkonu a kroutícího momentu pro jednotlivé rychlosti a metody tvarování

| Výkon a kroutící moment při rychlosti 250 mm/s | | | |
|---|------------------------------|------------------------------|----------------------|
| Time [s] | Power [MW] - plné přechování | Power [MW] - rotační zakruž. | Kroutící moment [Nm] |
| 0,00 | 0,0180 | 0,0030 | 63,697 |
| 0,05 | 0,0107 | 0,0018 | 37,950 |
| 0,09 | 0,0179 | 0,0030 | 63,238 |
| 0,15 | 0,0186 | 0,0031 | 65,713 |
| 0,20 | 0,0351 | 0,0058 | 123,999 |
| 0,26 | 0,0368 | 0,0061 | 130,012 |
| 0,31 | 0,0520 | 0,0087 | 183,736 |
| 0,35 | 0,0622 | 0,0104 | 219,846 |
| 0,40 | 0,0783 | 0,0130 | 276,859 |
| 0,46 | 0,1036 | 0,0173 | 366,552 |
| 0,51 | 0,1276 | 0,0213 | 451,434 |
| 0,55 | 0,1485 | 0,0248 | 525,211 |
| 0,61 | 0,1832 | 0,0305 | 647,973 |
| 0,66 | 0,2077 | 0,0346 | 734,624 |
| 0,71 | 0,2354 | 0,0392 | 832,522 |
| 0,76 | 0,2557 | 0,0426 | 904,177 |
| 0,81 | 0,2733 | 0,0456 | 966,707 |
| 0,85 | 0,2899 | 0,0483 | 1025,453 |
| Výkon a kroutící moment při rychlosti 350 mm/s | | | |
| Time [s] | Power [MW] - plné přechování | Power [MW] - rotační zakruž. | Kroutící moment [Nm] |
| 0,00 | 0,0268 | 0,0045 | 94,609 |
| 0,03 | 0,0163 | 0,0027 | 57,473 |
| 0,05 | 0,0283 | 0,0047 | 100,020 |
| 0,08 | 0,0216 | 0,0036 | 76,500 |
| 0,11 | 0,0316 | 0,0053 | 111,833 |
| 0,15 | 0,0548 | 0,0091 | 193,745 |
| 0,19 | 0,0560 | 0,0093 | 198,130 |
| 0,22 | 0,0695 | 0,0116 | 245,841 |
| 0,25 | 0,0903 | 0,0151 | 319,442 |
| 0,29 | 0,1195 | 0,0199 | 422,645 |
| 0,35 | 0,1716 | 0,0286 | 606,911 |
| 0,39 | 0,2100 | 0,0350 | 742,652 |
| 0,42 | 0,2521 | 0,0420 | 891,551 |
| 0,45 | 0,2794 | 0,0466 | 988,246 |
| 0,48 | 0,3115 | 0,0519 | 1101,812 |
| 0,52 | 0,3557 | 0,0593 | 1257,996 |
| 0,56 | 0,3846 | 0,0641 | 1360,280 |
| 0,61 | 0,4129 | 0,0688 | 1460,476 |

5.3 Kontrolní hodnoty deformace a maximální síly

Nyní využiji pro ověření vypočtených veličin výše zmíněné analytické vztahy v bodě 3.1. Jsou to rovnice číslo (35) a (36). Vypočtené hodnoty by se měly přibližně shodovat s dříve zjištěnými hodnotami maximální síly a deformace. Sílu musíme na závěr podělit 6, protože uvedené vztahy jsou určené pro metodu plného přechování. Deformace zůstává shodná pro obě varianty.

5.3.1 Výpočet maximální síly

Zadávané hodnoty: d_1 – střední počáteční průměr trubky $\Rightarrow d_1 = 347$ mm

s – tloušťka zužované trubky $\Rightarrow s = 13$ mm

σ_k – mez kluzu (viz QForm): 250mm/s $\Rightarrow \sigma_k = 72,70$ MPa

350mm/s $\Rightarrow \sigma_k = 77,48$ MPa

Rychlost přisuvu zápusky 250 mm/s

- **Plné přechování**

$$\begin{aligned} P_{\max} &= \pi d_1 s \sigma_K \\ P_{\max} &= \pi \cdot 347 \cdot 13 \cdot 72,7 \\ P_{\max} &= 1030284,4N = 1,03MN \end{aligned} \quad (41)$$

- **Rotační zakružování**

$$P'_{\max} = \frac{P_{\max}}{6} = \frac{1,03}{6} = \underline{\underline{0,17MN}} \quad (42)$$

Rychlost přisuvu zápusky 350 mm/s

- **Plné přechování**

$$\begin{aligned} P_{\max} &= \pi d_1 s \sigma_K \\ P_{\max} &= \pi \cdot 347 \cdot 13 \cdot 77,48 \\ P_{\max} &= 1098025,2N = 1,1MN \end{aligned} \quad (43)$$

- **Rotační zakružování**

$$P'_{\max} = \frac{P_{\max}}{6} = \frac{1,1}{6} = \underline{\underline{0,18MN}} \quad (44)$$

5.3.2 Výpočet deformace

Výpočet deformace je proveden dle vztahu (35). Jednotlivé hodnoty jsou vypočteny pro 36 velikostí průměrů d_2 , které se postupně zmenšují vlivem tvarování hrdla lahve.

Zadávané hodnoty: d_1 – střední počáteční průměr trubky => $d_1 = 347$ mm

d_2 – střední konečný průměr trubky [mm]

s – tloušťka zužované trubky => $s = 13$ mm

r – poloměr oblouku zužování => $r = 180$ mm

R – střední poloměr oblouku zužování

$$R = r - \frac{s}{2} = 180 - \frac{13}{2} = 173,5 \text{ mm}$$

tab. 8 – Analytické řešení deformace při rychlosti 250 mm/s

| Deformace při rychlosti 250 mm/s | | | | | |
|----------------------------------|-------|-----------------------------|------|-------|-----------------------------|
| č.o. | d_2 | $\varphi_{i \text{ celk.}}$ | č.o. | d_2 | $\varphi_{i \text{ celk.}}$ |
| 1 | 347,0 | 0,022 | 19 | 212,0 | 0,591 |
| 2 | 339,5 | 0,047 | 20 | 204,5 | 0,632 |
| 3 | 332,0 | 0,073 | 21 | 197,0 | 0,675 |
| 4 | 324,5 | 0,099 | 22 | 189,5 | 0,720 |
| 5 | 317,0 | 0,126 | 23 | 182,0 | 0,767 |
| 6 | 309,5 | 0,154 | 24 | 174,5 | 0,815 |
| 7 | 302,0 | 0,182 | 25 | 167,0 | 0,866 |
| 8 | 294,5 | 0,211 | 26 | 159,5 | 0,919 |
| 9 | 287,0 | 0,241 | 27 | 152,0 | 0,975 |
| 10 | 279,5 | 0,271 | 28 | 144,0 | 1,037 |
| 11 | 272,0 | 0,303 | 29 | 136,0 | 1,103 |
| 12 | 264,5 | 0,335 | 30 | 128,0 | 1,173 |
| 13 | 257,0 | 0,368 | 31 | 120,0 | 1,248 |
| 14 | 249,5 | 0,403 | 32 | 112,0 | 1,327 |
| 15 | 242,0 | 0,438 | 33 | 104,0 | 1,413 |
| 16 | 234,5 | 0,474 | 34 | 96,0 | 1,505 |
| 17 | 227,0 | 0,512 | 35 | 88,0 | 1,606 |
| 18 | 219,5 | 0,550 | 36 | 80,0 | 1,716 |

tab. 9 – Analytické řešení deformace při rychlosti 350 mm/s

| Deformace při rychlosti 350 mm/s | | | | | |
|----------------------------------|----------------|----------------------|------|----------------|----------------------|
| č.o. | d ₂ | φ _{i celk.} | č.o. | d ₂ | φ _{i celk.} |
| 1 | 347,0 | 0,022 | 19 | 203,0 | 0,641 |
| 2 | 339,0 | 0,049 | 20 | 195,0 | 0,687 |
| 3 | 331,0 | 0,076 | 21 | 187,0 | 0,735 |
| 4 | 323,0 | 0,104 | 22 | 179,0 | 0,786 |
| 5 | 315,0 | 0,133 | 23 | 171,0 | 0,839 |
| 6 | 307,0 | 0,163 | 24 | 163,0 | 0,894 |
| 7 | 299,0 | 0,194 | 25 | 155,0 | 0,952 |
| 8 | 291,0 | 0,225 | 26 | 147,0 | 1,013 |
| 9 | 283,0 | 0,257 | 27 | 139,0 | 1,078 |
| 10 | 275,0 | 0,290 | 28 | 131,0 | 1,146 |
| 11 | 267,0 | 0,324 | 29 | 123,0 | 1,219 |
| 12 | 259,0 | 0,359 | 30 | 115,0 | 1,297 |
| 13 | 251,0 | 0,396 | 31 | 107,0 | 1,380 |
| 14 | 243,0 | 0,433 | 32 | 99,0 | 1,470 |
| 15 | 235,0 | 0,472 | 33 | 91,0 | 1,567 |
| 16 | 227,0 | 0,512 | 34 | 84,0 | 1,660 |
| 17 | 219,0 | 0,553 | 35 | 77,0 | 1,760 |
| 18 | 211,0 | 0,596 | 36 | 70,0 | 1,870 |

6. Diskuze dosažených výsledků a závěr

V této diplomové práci bylo hlavním cílem stanovit potřebné parametry procesu tváření hrdel tlakových lahví, které mají být dále využity k návrhu nového tvářecího stroje pro větší průměry lahví. Celý proces tvarování měl být proveden zpočátku pouze tzv. metodou rotačního zakružování hrdla pro dvě rychlosti přísuvu zápustky, ale jak se v průběhu práce ukázalo, tak jsme museli nakonec provést také druhou variantu. Touto metodou byla metoda plného pěchování polotovaru bez rotace. Důvodem této změny byly problémy vzniklé v programu QForm. Ten nám při rotační úloze kolaboval. Pravděpodobnou příčinou kolapsu simulace je fakt, že při rotačním tvarování tenkostěnných profilů (trubky) dochází k příliš malému rozdělení objemu na konečný počet částí a díky jejich malému počtu program nedokáže správně danou simulaci dopočítat. Proto jsme museli provést simulaci procesu bez použité rotace metodou plného pěchování. U této metody nám však odpadá zjištění kroučícího momentu ze simulace, jelikož k žádnému kroučícímu momentu nedochází. Z tohoto důvodu bylo nutné kroučící moment dopočítat pomocí přepočtových rovnic (39), (40). Další komplikací metody je, že dochází k působení horní zápustky při kování na celou plochu tvářené trubky, nikoliv pouze na její část, jak je tomu v případě rotačního zakružování. Toto způsobilo, že zjištěné hodnoty výkonu, síly a kroučícího momentu se musí přepočítat za využití úhlu styku stanoveného v bodě 5.2.1 na hodnotu $\alpha = 60^\circ$.

Při samotné analýze získaných dat, ať již z programu QForm, či přepočtových rovnic, byly vyvozeny následující závěry. Dosažená teplota v průběhu procesu a její rozložení je téměř shodná pro obě rychlosti. Maximální hodnota efektivní deformace je při 250 mm/s rychlosti přísuvu zápustky 1,565 a při zvýšení rychlosti na 350 mm/s se tato hodnota zvýší na 1,604. Dalším důležitým parametrem je pro nás síla. Zde hraje vliv velikost rychlosti přísuvu zápustky a také druh tvářecího procesu. Při plném pěchování dochází při nárůstu rychlosti ke zvýšení maximální síly z 1,30 MN na 1,33 MN za kratší časový úsek. A při rotačním zakružování můžeme

říci, že hodnota se přibližně pohybuje kolem 0,22 MN. V neposlední řadě je pro nás ještě důležitá hodnota kroutícího momentu, jehož hodnoty bylo nutné dopočítat pomocí přepočtových rovnic. Maximální kroutící moment se při zvyšování rychlosti změnil následovně. Maximální hodnota 1025 Nm, která nastala za čas 0,85 s, se zvýšila na hodnotu 1460,5 Nm, která nastala za 0,61 s. Z těchto hodnot jasně vyplývá výhoda metody rotačního zakružování vůči metodě plného pěchování bez využití rotace. Touto výhodou je: Poměrně velké snížení potřebného kroutícího momentu, síly a výkonu. Řádově můžeme říci asi 6 krát.

Pro kontrolu správnosti vypočtených hodnot bylo využito výše uvedených analytických vztahů, pomocí kterých byly stanoveny kontrolní hodnoty maximální síly a deformace. Tyto hodnoty byly srovnány s výše uvedenými zjištěnými hodnotami a byla ověřena jejich přibližná shoda. Z čehož vychází, že se jedná o reálné hodnoty zadaného procesu tváření hrdel tlakových lahví.

7. POUŽITÁ LITERATURA

- [1] MARCINIAK, Zdzislaw. *Teorie tváření plechů*. Přeložil JANDURA Vševlad. 1. vyd. Praha: SNTL, 1964. 260 s.
- [2] TZB – info. *Nariadení č. 210/2001 Sb. Kterým se stanoví technické požadavky na tlakové nádoby na přepravu plynů* [online]. 2001 [cit. 2009-04-20]. Dostupné z: <<http://www.tzb-info.cz/t.py?t=15&i=134>>.
- [3] *Technické požadavky na tlakové nádoby na přepravu plynů* [online]. 1999 [cit. 2009-04-20]. Dostupné z: <http://www.portal.gov.cz/wps/portal/_s.155/701/.cmd/ad/.c/313/.ce/10821/.p/8411/_s.155/701?PC_8411_p=P%C5%99%C3%AD1.8&PC_8411_l=42/2003&PC_8411_ps=25#10821>.
- [4] VALDER, Tomáš. *Výroba ocelových bezešvých tlakových lahví z trubek* [online]. Vítkovice Cylinders. [cit. 2009-04-20]. Dostupné z: <<http://www.vitkovicecylinders.cz/technologie/ocelove-lahve-z-trubek.php>>.
- [5] HRUBÝ, Jiří. *Metoda konečných prvků – 1. panel* [online]. 18. 11. 2002 [cit. 2009-04-20]. Dostupné z: <http://www.345.vsb.cz/jirihruby/Vmt/MKP_panel1.pdf>.
- [6] PETRUŽELKA, Jiří, HRUBÝ, Jiří. *Výpočetní metody ve tváření* [online]. 2002 [cit. 2009-04-24]. Dostupné z: <<http://www.345.vsb.cz/jirihruby/Skripta/VypocetMet.pdf>>.
- [7] BURŠA, Jiří. *Metoda konečných prvků* [online]. 2008 [cit. 2009-04-24]. Dostupné z: <<http://www.umt.fme.vutbr.cz/~jbursa/MKP4.doc>>.

- [8] *QForm – verze 2.1* [online]. Nejjednodušší simulační systém. Krok za krokem. Moscow: Quantor Ltd., 2000 [cit. 2009-04-24]. 81 s. Dostupné z: <http://www.345.vsb.cz/jirihruby/Texty/QFORM_21_cz.pdf>.
- [9] HRUBÝ, Jiří. *QForm* [online]. c1991-2001 [cit. 2009-04-24]. Dostupné z: <<http://www.345.vsb.cz/jirihruby/qform.htm>>.
- [10] TOMČÍK, Petr, TROJAN, Radim. *Laboratorní cvičení pro předmět Teorie tváření* [online]. 2007 [cit. 2009-04-24]. Dostupné z: <<http://www.lit.vsb.cz/Učební%20texty/Skripta-Teorie%20Tváření.pdf>>.
- [11] HRUBÝ, Jiří. *Technologičnost konstrukce při výběru materiálu* [online]. 2002 [cit. 2009-04-24]. Dostupné z: <<http://www.345.vsb.cz/jirihruby/Tek/Tek02.pdf>>.
- [12] FERONA. *Materiálové normy* [online]. Sortimentní katalog. [cit. 2009-04-24]. Dostupné z: <http://www.ferona.cz/cze/katalog/mat_normy.php>.
- [13] BOLZANO. *Přehled vlastností oceli 34CrMo4* [online]. c1998-2004 [cit. 2009-04-24]. Dostupné z: <http://prirucka.bolzano.cz/cz/technicka-podpora/techprirI/tycovaocel/EN10083/Prehled_vlast_34CrMo4/>.
- [14] VÍTKOVICE CYLINDERS. *Ocelové lahve na CNG* [online]. 2008 [cit. 2009-04-24]. Dostupné z: <http://www.vitkovicecylinders.cz/vyroby-sluzby/stahnout/ocelove_lahve_CNG.pdf>.
- [15] LEINVEBER, Jan; VÁVRA, Pavel. *Strojnické tabulky: pomocná učebnice pro školy technického zaměření*. 1. vyd. Úvaly: ALBRA, 2003. 865 s. ISBN 80-86490-74-2.

8. SEZNAM UVEDENÝCH OBRÁZKŮ

- obr. 1 – Stacionární pochod zužování trubky
- obr. 2 – Závislost středního osového napětí na ρ_A/s
- obr. 3 – Účinnost stac. lisovacích pochodů při různých tvarech nástroje
- obr. 4 – a) zužování obruby b) zužování dna výtažku
- obr. 5 – $\varphi_{i\text{ celk}}$ při přímém tažení a přehrnování
- obr. 6 – Závislost poměrů $d_1/2s$ na d_2/d_1
- obr. 7 – Uzavírání konce trubky jako výchozí fáze stac. pochodu zužování
- obr. 8 – Uzavírání konce trubky tažnicí
- obr. 9 – Diagram deformací
- obr. 10 – Kruhový diagram
- obr. 11 – Zužování trubky
- obr. 12 – Průběhy deformací za stacionárních pochodů zužování při různých hodnotách celkové deformace
- obr. 13 – Konečné stavy deformace ve stacionárních pochodech zužování
- obr. 14 – Zužování konce trubky
- obr. 15 – Rozložení tělesa na konečné prvky
- obr. 16 – Rozložení funkce teploty
- obr. 17 – Lineární interpolační pole
- obr. 18 – QForm – hlavní okno
- obr. 19 – QForm – konstitutivní matice
- obr. 20 – Celá sestava tvarování hrdla ve 2D nákresu
- obr. 21 – Modely jednotlivých tvářecích těles
- obr. 22 – Celá sestava tvarování hrdla před započítáním tvarování
- obr. 23 – Tvarování hrdla láhve v praxi
- obr. 24 – Teplota polotovaru [°C]
- obr. 25 – Efektivní deformace [1]
- obr. 26 – Grafy práce v daném čase pro dané rychlosti
- obr. 27 – Grafy síly pro jednotlivé rychlosti a metody tvarování
- obr. 28 – Zborcený proces rotačního zakružování hrdla tlakových lahví ve 3D
- obr. 29 – Zborcený proces rotačního zakružování hrdla tlakových lahví ve 2D
- obr. 30 – Grafy kroutícího momentu v daném čase pro dané rychlosti

9. SEZNAM TABULEK

tab. 1 – Předepsané chemické složení

tab. 2 – Popis hlavního okna

tab. 3 – Chemické složení materiálu

tab. 4 – Mechanické vlastnosti v zušlechtěném stavu

tab. 5 – Hodnoty práce v daném čase pro dané rychlosti

tab. 6 – Hodnoty síly pro jednotlivé rychlosti a metody tvarování

tab. 7 – Hodnoty výkonu a kroutícího momentu pro jednotlivé rychlosti a metody tvarování

tab. 8 – Analytické řešení deformace při rychlosti 250 mm/s

tab. 9 – Analytické řešení deformace při rychlosti 350 mm/s

Děkuji prof. Ing. Jiřímu Hrubému, Csc
za metodické vedení v průběhu zpracování
celé diplomové práce a za poskytnutí
cenných rad k dané problematice.

V Ostravě 12. května 2009.