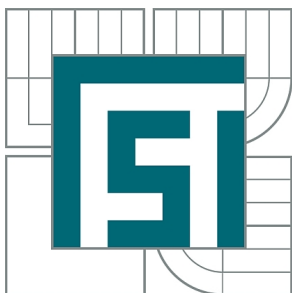


VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ
ÚSTAV MECHANIKY TĚLES, MECHATRONIKY A
BIOMECHANIKY

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING
INSTITUTE OF SOLID MECHANICS, MECHATRONICS AND
BIOMECHANICS

VÝPOČTOVÁ PREDIKCE PORUŠOVÁNÍ MATERIÁLU PŘI TVÁŘENÍ

COMPUTATIONAL PREDICTION OF MATERIAL DAMAGE IN FORMING

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. VÍTĚZSLAV KUNC

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

prof. Ing. JINDŘICH PETRUŠKA, CSc.

BRNO 2012

Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství

Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky

Akademický rok: 2011/2012

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

student(ka): Bc. Vítězslav Kunc

který/která studuje v **magisterském navazujícím studijním programu**

obor: **Inženýrská mechanika a biomechanika (3901T041)**

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Výpočtová predikce porušování materiálu při tváření

v anglickém jazyce:

Computational prediction of material damage in forming

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Pomocí výpočtového modelování (velké deformace, plasticita, kontakt) stanovte vliv základních procesních parametrů (tření, velikosti redukce, redukčního úhlu, materiálu) na vznik vnitřních trhlin při dopředném protlačování za studena. Vytvořte model umožňující výpočtově simulovat nespojitý charakter vzniku vnitřních vad v průtlačcích, který bude plně integrován do analýzy procesu protlačování.

Cíle diplomové práce:

1. Vytvoření výpočtového model dopředného protlačování, schopného simulovat nespojitý charakter porušování při dopředném protlačování.
2. Srovnání výpočtových výsledků s dostupnými experimentálními výsledky a provozními zkušenostmi

Seznam odborné literatury:

Owen, D.R.J., Hinton, E.: Finite elements in plasticity, Pineridge Press, Swansea, 1980

Ondráček, E. a kol.: Mechanika těles, Pružnost a pevnost I, II, Skriptum VUT v Brně, SNTL Praha, 1987

Vedoucí diplomové práce: prof. Ing. Jindřich Petruška, CSc.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2011/2012.

V Brně, dne 18.11.2010

L.S.

prof. Ing. Jindřich Petruška, CSc.
Ředitel ústavu

prof. RNDr. Miroslav Doupovec, CSc.
Děkan fakulty

Abstrakt

Tato diplomová práce se zabývá vznikem centrálních trhlin při dopředném protlačování. Pomocí výpočtového modelování je sledována schopnost vybraných kritérií porušování realisticky předpovídat tvorbu centrálních trhlin. Je studován vliv procesních parametrů (tření, redukce průřezu a redukční úhly) na vznik a šíření porušování. Výpočty byly provedeny v programu Abaqus pro materiál 12 050.

Klíčová slova

Dopředné protlačování, kritérium porušování, centrální trhlina.

Abstract

The purpose of this thesis is to deal with the initiation of chevron cracks in forward extrusion. Using numerical simulation, the ability of selected fracture models which prognosticates the initiation of chevron cracks is observed. The influence of process parameters is studied (friction, reductions in cross section and angles of reduction) on the initiation and diffusion of damage. Solutions was executed by Abaqus for material 12 050.

Keywords

Forward extrusion, fracture model, chevron crack.

Bibliografická citace

KUNC, V. *Výpočtová predikce porušování materiálu při tváření*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2012. 54 s. Vedoucí diplomové práce prof. Ing. Jindřich Petruška, CSc..

Prohlášení

Tímto prohlašuji, že tuto diplomovou práci sem vypracoval sám pod vedením svého vedoucího diplomové práce pana prof. Ing. Jindřicha Petrušky, CSc. s využitím uvedené literatury.

V Brně dne 25.5.2012

.....

Bc. Vítězslav Kunc

Poděkování

Tímto bych chtěl poděkovat prof. Ing. Jindřichu Petruškovi, CSc. za cenné rady a připomínky při řešení a psaní této diplomové práce.

Obsah

1. Úvod	10
2. Problémová situace.....	11
3. Formulace problému a cíle řešení	11
3.1 Formulace problému	11
3.2 Cíle řešení	11
4. Systém podstatných veličin	12
5. Tvárný lom v kovech	14
5.1 Tvárný lom v tahové oblasti	14
5.2 Tvárný lom v tlakové oblasti	15
6. Kritéria porušování	16
6.1 Kritérium redukovaného přetvoření	16
6.2 Kritérium Cockcroft-Latham-Oh	16
6.3 Kritérium Rice-Tracey	17
6.4 RTCL	17
6.5 Johnson-Cook	17
6.6 Xue-Wierzbicki	18
7. Explicitní MKP	20
7.1 Výhody a nevýhody explicitních metod	20
7.2 Kritická hodnota časového kroku	21
7.3 Jednobodová integrace prvků	22
7.4 Hourglassing	23
7.5 Vliv zaokrouhlovací chyby	24
8. Geometrický model.....	25
8.1 Tření	26
8.2 Síť	26
8.3 Okrajové podmínky	27
8.4 Model materiálu	28
9. Kalibrace kritérií porušování	32
10. Porovnání kritérií	35

11. Vliv procesních parametrů	38
11.1 Vliv velikosti součinitele tření.....	38
11.2 Studie vlivu velikosti redukčního úhlu.....	40
11.3 vliv velikosti redukce	44
12. Porovnání simulace s experimentem.....	46
12.1 Experiment	46
12.2 Simulace	47
13. Závěr	50
Seznam použitých symbolů	51
Použitá literatura	54

1. Úvod

Tváření kovů a slitin je proces, při kterém dochází k trvalé změně geometrie a fyzikálních vlastností materiálu polotovarů bez odebrání třísek. Přináší do procesu výroby součástí úsporu času, materiálu, energie a tím výrazně snižuje náklady na jejich výrobu. Změna tvaru je docílena působením vnějších sil od tvářecích strojů. Zhotovují se tak různé polotovary určené k dalším úpravám, ale i hotové výrobky. [3]

Do této technologie se řadí operace stříhání, kování, lisování, protlačování, válcování, tažení atd. Probíhat může buď za tepla (nad rekrytalizační teplotou) a nebo za studena (pod rekrytalizační teplotou). Rozdělit jej lze na objemové a plošné. [3]

Tváření za studena probíhá pod 30% teploty tání materiálu. Dochází ke zpevňování, zrna se deformují ve směru tváření, zvyšuje se mez pevnosti a kluzu, naopak klesá tažnost. Díly lze obvykle vyrábět s poměrně vysokou přesností a velkým využitím materiálu. Protlačování za studena je technologie známá přes sto let, byla využívána při výrobě nábojnic a tub z lehkých a barevných kovů. Dělíme jej podle vzájemného pohybu nástroje a materiálu na dopředné, zpětné, kombinované, stranové a radiální. [5]

Při dopředném protlačování dochází k pohybu materiálu ve stejném směru, jako se pohybuje nástroj. Nejčastěji se používá pro výrobu rotačně symetrických součástí, které nemají po své délce konstantní průřez. Jako výchozí polotovary se používají kaloty vzniklé lisováním z plechu nebo upichováním a odřezáváním z tyčí. Při dopředném protlačování v určitých případech vznikají vnitřní centrální trhliny, což je způsobeno existencí tahového napětí v ose průtlačku vlivem nehomogenního rozložení plastické deformace po průřezu.

Problematikou vzniku a šíření centrálních trhlin se zabývá tato práce, jejím hlavním cílem je vytvořit výpočtový model a simulovat nespojitý charakter porušování. Výpočtové výsledky následně porovnat s experimentálními výsledky.

2. Problémová situace

Výskyt osových trhlin v průtláčcích při dopředném protlačování za studena. Nejedná se o častý jev, avšak přítomnost těchto defektů může být velmi nebezpečná, protože na první pohled zvnějšku je nelze zpozorovat. Jsou odhalitelné pouze kontrolováním rentgenovými nebo ultrazvukovými metodami. Riziko vzniku osových trhlin se výrazně zvyšuje při použití vícenásobného protlačování.

Již dříve bylo zjištěno, že vnitřní osově trhliny mají miskovitý nebo tvar hrotu šípů se špičkou směřující ve směru tečení materiálu. Tyto trhliny se vytvářejí díky existenci tahové napjatosti, která souvisí s nehomogenním průběhem deformace v průřezu průtláčku.

3. Formulace problému a cíle řešení

3.1 Formulace problému

Pomocí výpočtového modelování (velké deformace, plasticita, kontakt) stanovte vliv základních procesních parametrů (tření, velikosti redukce, redukčního úhlu, materiálu) na vznik vnitřních trhlin při dopředném protlačování za studena. Vytvořte model umožňující výpočtově simulovat nespojitý charakter vzniku vnitřních vad v průtláčcích, který bude plně integrován do analýzy procesu protlačování.

3.2 Cíle řešení

Vytvoření výpočtového modelu dopředného protlačování, schopného simulovat nespojitý charakter porušování při dopředném protlačování. Srovnání výpočtových výsledků s dostupnými experimentálními výsledky a provozními zkušenostmi.

4. Systém podstatných veličin

S0 – Okolí objektu:

Průtlačky jsou lisovány pomocí lisu. Na horní část působí beran lisu a po stranách je obklopen vnitřní plochou průtlačnice.

S1 – Geometrie a topologie objektu:

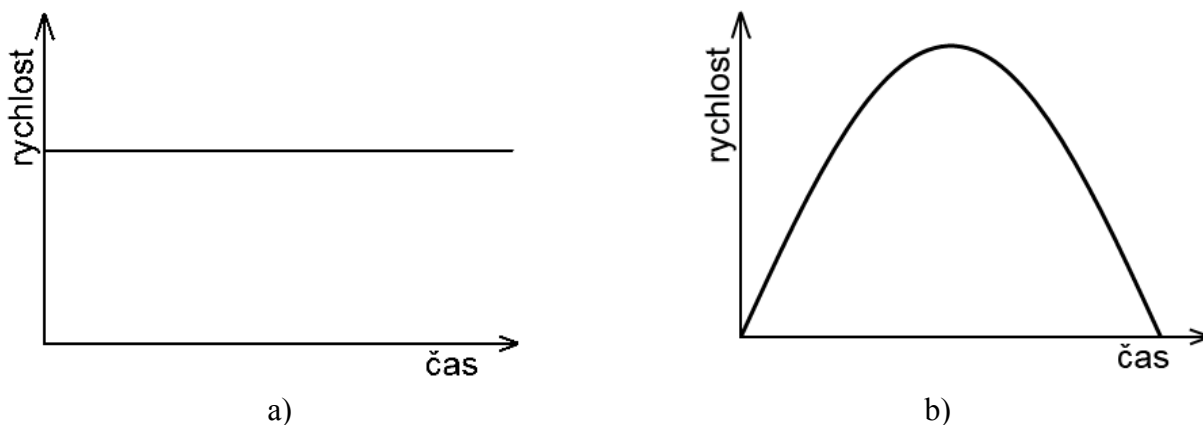
Průtlaček má výchozí tvar válce, který je postupně několikrát protlačováním redukován na menší průměry. Geometrie redukce je popsána těmito parametry: redukčním úhlem, velikostí redukce a poloměry zaoblení hran.

S2 – Podstatné vazby objektu k okolí:

Průtlaček je v kontaktu s vnitřní plochou průtlačnice, horní část je ve styku s beranem lisu.

S3 – Aktivace objektu z okolí:

Na průtlaček působí deformační zatížení v podobě posuvu od beranu lisu. Zatímco při simulování je průtlaček zatěžován posuvem o konstantní rychlosti 1 000 mm/s, ve skutečnosti průběh rychlosti na klikovém lisu je sinusového tvaru (obr. 1).



Obr. 1 Průběh rychlosti zatěžování v čase a) simulace, b) realita.

S4 – Ovlivňování objektu z okolí:

Objekt je ovlivňován několika faktory, jejichž nepříznivá kombinace má za následek vznik centrálních trhlin. Nejvýznamnější je vliv tvaru průtlačnice (velikost redukce průřezu a redukčního úhlu). Nezanedbatelná je také kvalita povrchu kontaktních ploch, případně

použití maziva projevující se velikostí součinitele tření. Méně významné jsou velikosti poloměrů zaoblení hran průtlačnice.

S5 – Vlastnosti prvků struktury objektu:

Veličiny popisující vlastnosti struktury jsou hustota oceli (7850 kg/m^3), Youngův modul pružnosti v tahu ($196\,000 \text{ MPa}$), poissonův poměr ($0,3$), specifické teplo (502 J/kgK) a materiálová charakteristika vyjádřena grafem závislosti napětí na přetvoření.

S6 – Procesy a stavy:

V objektu se vyskytují napěťově-deformační stavy, které jsou popisovány veličinami: triaxialitou, Lodeho parametrem a redukovaným plastickým přetvořením. Zároveň dochází k disipaci energie při plastické deformaci.

S7 – Projevy chování objektu:

Při dopředném protlačování se za rozsáhlých plastických deformací redukuje průřez průtlačku. V některých případech se na ose průtlačku začnou vytvářet centrální trhliny šípovitého tvaru.

S8 – Důsledky projevů:

Vznik nežádoucích trhlin v ose průtlačku má za následek razantní snížení životnosti a pevnosti součásti, která je z průtlačku vyrobena. Toto může vést k fatálním poruchám strojů a zařízení.

Známé jsou příčiny, neznámé jsou důsledky. Jedná se tedy o přímý problém.

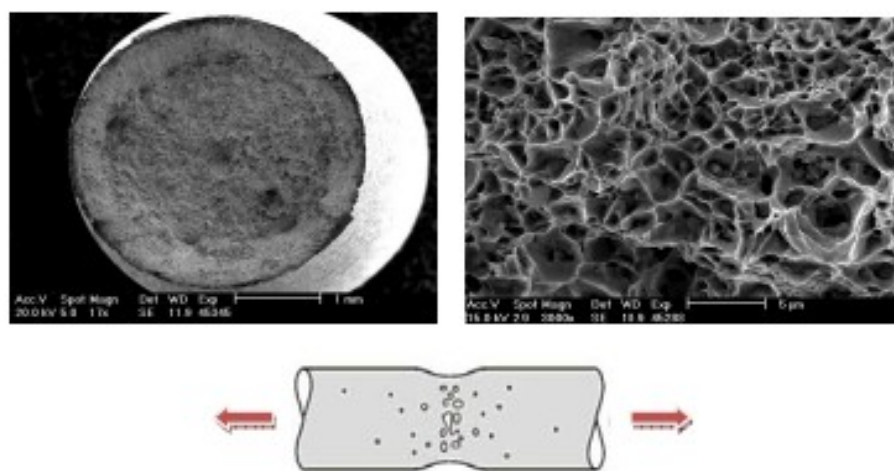
5. Tvárný lom v kovech

5.1 Tvárný lom v tahové oblasti

Ke tvorbě tvárného lomu v tahové oblasti dochází při vysokých hodnotách triaxiality (vyšších jak 0,3). Nejprve začnou vznikat drobné plošné trhliny, které se vyvíjejí v jednotlivé dutiny (kavity) a koalescencí poruch vzniká lom. Můžeme tedy pozorovat 3 stadia růstu trhliny:

1. nukleace mikroporuch,
2. růst mikroporuch,
3. koalescence mikroporuch.

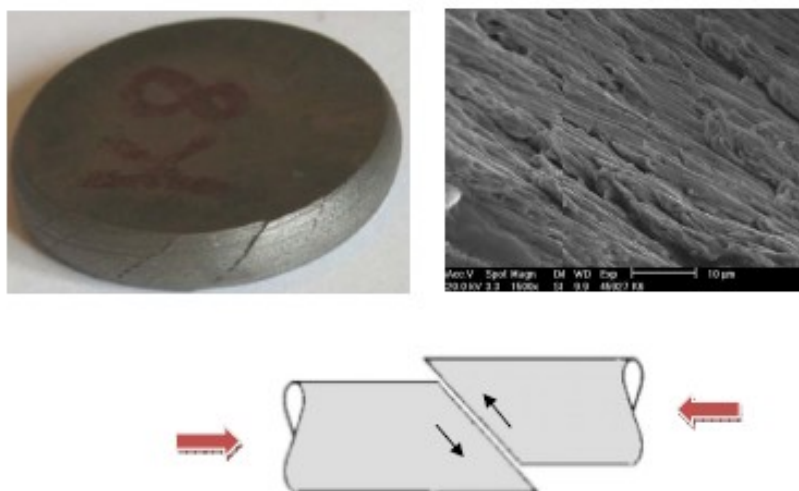
První mikroporuchy se začnou objevovat v místě s největší koncentrací napětí, bývá to na rozhraní mezi poddajnou matricí a druhou, mnohem tužší, fází. K porušení může také docházet dislokací krystalografických rovin materiálu. Po pokračujícím zatěžování jednotlivé poruchy rostou a mění se v dutiny, které se začnou spojovat. Spojení nastává prostým dotykem povrchů kavit mezi sebou, křehkým prasknutím matrice anebo tak, že na hranici mezi dvěma dutinami vzniká nejprve krček, který se nadále zužuje, až praskne. Přitom i nadále vznikají a rostou nové dutiny. Jejich další vznik a rozložení závisí na dalším průběhu napětí a přetvoření. Lomová plocha je pak tvořena spoustou malých jamek, které jsou pozůstatkem původních dutin (obr. 2). [1][10]



Obr. 2 Lom tahového hladkého vzorku vznikl nukleací, růstem a koalescencí dutin.[1]

5.2 Tvárný lom v tlakové oblasti

Trhliny vznikající v místě se zápornou a nízkou triaxialitou jsou odlišné od lomu vzniklých v tahové oblasti. Z pěchovacích zkoušek víme, že lom při tlakovém zatížení vzniká pod úhlem 45° vzhledem k hlavnímu směru napětí, tedy ve směru působení největších smykových napětí. Na rozdíl od lomu v tahové oblasti, kde se vytváří trhлина kolmo na směr hlavního napětí. Při porovnání vzorků z pěchovací a tahové zkoušky je vidět zřejmý rozdíl mezi těmito lomy. Povrch lomové plochy vzorku z pěchovací zkoušky je mnohem hladší než povrch lomu z tahové zkoušky (obr. 3). [1] [4]



Obr. 3 Lom v tlakové oblasti [1]

6. Kritéria porušování

6.1 Kritérium redukovaného přetvoření

Kritérium redukovaného přetvoření bylo zformulováno na počátku 20. století tak, že k tvárnému porušení, dojde v době, kdy redukované přetvoření dosáhne v určitém místě své kritické hodnoty

$$\bar{\varepsilon} = \bar{\varepsilon}_f. \quad (1)$$

V současné době je stále obsaženo ve všech hlavních komerčních programech pro svoji jednoduchost a snadnou kalibraci materiálu, ke které postačí výsledky pouze z jediné tahové zkoušky např. na válcovém vzorku s vrubem nebo bez vrubu. Mezi nevýhody lze zařadit velmi omezenou použitelnost. Pro správnou predikci tvárného porušování je zapotřebí, aby napěťové stavy v materiálu byly blízké napěťovým stavům při kalibraci, tedy stavům při tahové zkoušce. U tohoto kritéria také neexistuje limita pro zápornou triaxialitu $\eta = -1/3$. Z těchto důvodů se jedná o velmi primitivní kritérium.[4]

6.2 Kritérium Cockcroft-Latham-Oh

Nejprve bylo definováno kritérium Cockcroft – Latham [2] pro použití při záporné a nízké triaxialitě napětí. K porušení dojde v okamžiku, kdy integrál redukovaného přetvoření vynásobený prvním hlavním napětím, se bude rovnat kritické hodnotě

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \langle \sigma_1 \rangle d\bar{\varepsilon} = C_{CL}, \quad (2)$$

kde $\langle \sigma_1 \rangle$ je při kladné hodnotě σ_1 roven σ_1 a při záporné je nulový.

Toto kritérium bylo modifikováno Ohem [6] tak, že první hlavní napětí σ_1 je normalizováno redukovaným napětím $\bar{\sigma}$

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{\langle \sigma_1 \rangle}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon} = C_{CLO}. \quad (3)$$

Při použití kritéria dochází k nepřesným výsledkům hlavně u velkých rychlostí, nicméně své uplatnění nalezlo v oblasti objemového tváření.

6.3 Kritérium Rice-Tracey

Při použití kritéria, které sestavili Rice a Tracey [7] dojde k porušování, když následující vztah dosáhne kritické hodnoty

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{1}{1,65} \exp\left(\frac{3}{2}\eta\right) d\bar{\varepsilon} = C_{RT}, \quad (4)$$

kde η je parametr triaxiality rovnající se poměru středního a redukovanému napětí HMH

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}. \quad (5)$$

Předností je, že toto kritérium obsahuje pouze jednu materiálovou konstantu. Výhodně se dá použít při simulacích porušování v tahové oblasti.

6.4 RTCL

Zkombinováním dvou předcházejících kritérií Rice-Tracey (vhodné pro tahovou oblast) a Cockcroft-Lathman-Oh (pro tlakovou oblast) Törnqvistem [9] a následnou modifikací Wierzbickiho a Wernera [12] bylo získáno kritérium RTCL. Je definováno vztahem

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} f(\eta)_{RTCL} d\bar{\varepsilon} = C_{RTCL}, \quad (6)$$

kde f je váhová funkce porušení definována na třech intervalech

$$f(\eta)_{RTCL} = \begin{cases} 0 & \text{pro } \eta \leq -\frac{1}{3} \\ 2 \frac{1+\eta\sqrt{12-27\eta^2}}{3\eta+\sqrt{12-27\eta^2}} & \text{pro } -\frac{1}{3} < \eta < \frac{1}{3} \\ \frac{1}{1,65} \exp\left(\frac{3}{2}\eta\right) & \text{pro } \eta \geq \frac{1}{3} \end{cases} \quad (7)$$

6.5 Johnson-Cook

Tento materiálový model se používá pro vysoké rychlosti deformace a velkých přetvoření. Zpevnění tohoto materiálového modelu je popsáno vztahem

$$\sigma_y = (A + B(\bar{\varepsilon}^p)^n)(1 + c \ln \dot{\varepsilon}^*)(1 - T^{*m}) \quad (8)$$

Je tedy závislé na teplotě a nerychlosti deformace, kde A , B , c , m , n jsou materiálové konstanty. $\bar{\varepsilon}^p$ je redukované plastické přetvoření. $\dot{\varepsilon}^*$ je bezrozměrná rychlost redukovaného přetvoření pro referenční rychlost deformace $\dot{\varepsilon}^0$ podle rovnice

$$\dot{\varepsilon}^* = \frac{\bar{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}^0}. \quad (9)$$

Homologická teplota T^* je rovna

$$T^* = \frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}}, \quad (10)$$

jako T_{room} je označována referenční teplota, při které se prováděl experiment. T_{melt} je referenční teplota tavení. Lomové přetvoření ε^f je závislé na teplotě, rychlosti přetvoření a triaxialitě

$$\varepsilon^f = (D_1 + D_2 \exp(D_3 \eta))(1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*)(1 + D_5 T^*), \quad (11)$$

kde D_1 až D_5 jsou materiálové konstanty. V okamžiku, kdy $D = \sum \frac{\Delta \bar{\varepsilon}^p}{\varepsilon^f}$ dosáhne jednotkové velikosti, materiál se začíná porušovat. Toto kritérium je součástí komerčních programů a je s oblibou používáno hlavně z důvodu, že Johnsonem a Holmquistem byli zveřejněny konstanty a kritéria porušení pro modely základních materiálů. Avšak v současné době je stále více nahrazováno jinými kritérii v oblasti tvárného porušování, protože přibývají experimentální důkazy dokazující, že tvárné porušování není monotónní funkce pouze napět'ové triaxiality η . [1] [8]

6.6 Xue-Wierzbicki

Toto poměrně nové materiálové kritérium předpokládá, že k porušování dojde v okamžiku, kdy akumulované plastické přetvoření vydělené funkcí triaxiality η a Lodeho parametru ξ , dosáhne hodnoty rovné 1.

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{d\bar{\varepsilon}}{F(\eta, \xi)} = 1, \quad (12)$$

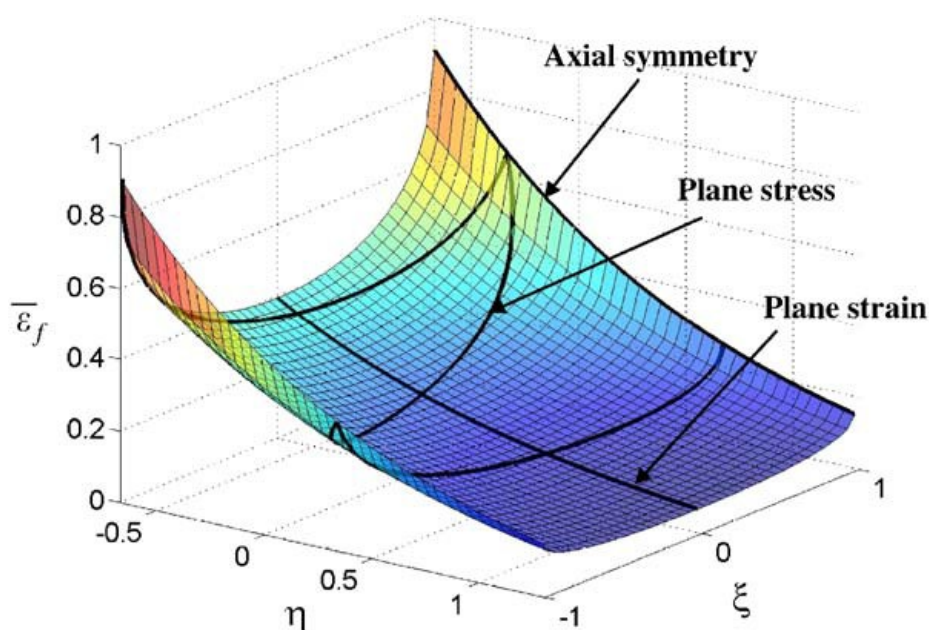
kde funkce $F(\eta, \xi)$ je definována

$$F(\eta, \xi) = C_1 e^{-C_2 \eta} - (C_1 e^{-C_2 \eta} - C_3 e^{-C_4 \eta}) (1 - |\xi|^{\frac{1}{n}})^{\frac{1}{n}}. \quad (13)$$

Lodeho parametr popisuje deviátorovou složku napětí a je popsán rovnicí

$$\xi = \frac{27 J_3}{2 \bar{\sigma}^3}, \quad (14)$$

J_3 je třetí invariant deviátorového tenzoru napětí a je definován v hlavním souřadnicovém systému součinem hlavních složek $J_3 = S_1 S_2 S_3$. Hodnota Lodeho parametru se pohybuje v intervalu $\langle -1; 1 \rangle$ podle druhu napětí. V jednoosém tlaku má hodnotu -1, v čistém smyku 0 a v jednoosém tahu 1. Vizualní představa o závislosti lomového přetvoření na triaxialitě a lodeho parametru, kterou popisuje funkce $F(\eta, \xi)$, je zobrazena na obr. 4. Tato závislost byla autory kritéria vyjádřena pro slitinu hliníku (2024-T351).



Obr. 4 Váhová funkce porušení v závislosti na triaxialitě napětí a Lodeho parametru [11]

Výhodou tohoto kritéria je, že nepotřebuje mnoho experimentálních dat a přesto dosahuje dobrých výsledků. [11]

7. Explicitní MKP

Fungování explicitních metod MKP je založeno na druhém Newtonově zákonu, který je vyjádřený v maticové formě a definovaný v určitých časových okamžicích. Pokud je splněná následující formule nastává dynamická rovnováha

$$\{a_t\} = [M]^{-1}(\{F_t^{ext}\} - \{F_t^{int}\}). \quad (15)$$

$\{a_t\}$ je vektor zrychlení v okamžiku t , $[M]$ je matice hmotnosti, $\{F_t^{ext}\}$ a $\{F_t^{int}\}$ jsou vektory aplikovaných a vnitřních sil v čase t . Vektor vnitřních sil je dán následující rovnicí:

$$\{F_t^{int}\} = \sum \left(\int_{\Omega} [B]^T \{\sigma_n\} d\Omega + \{F^{hg}\} \right) + \{F^{cont}\}, \quad (16)$$

$\{F_t^{int}\}$ je vektor kontaktních sil, $[B]$ je prvková matice tvarových funkcí přetvoření, $\{\sigma_n\}$ je prvková matice vnitřních napětí a $\{F^{hg}\}$ je vektor tlumících sil hourglassingu. Rychlosti a posuvy se potom vyjadřují ze vztahů

$$\left\{v_{t+\frac{\Delta t}{2}}\right\} = \left\{v_{t-\frac{\Delta t}{2}}\right\} + \{a_t\} \frac{\Delta t_t + \Delta t_{t+\Delta t}}{2} \quad (17)$$

$$\{u_{t+\Delta t}\} = \{u_t\} + \left\{v_{t+\frac{\Delta t}{2}}\right\} \Delta t_{t+\Delta t}. \quad (18)$$

V každém následujícím časovém kroku se změni původní geometrie tak, že se k ní přičtou posuvy

$$\{x_{t+\Delta t}\} = \{x_0\} + \{u_{t+\Delta t}\} \quad (19)$$

Po stanovení posuvu, rychlosti a zrychlení v uzlech se začne počítat z rychlosti deformace $\dot{\epsilon}$ změna přetvoření prvků $\Delta\epsilon$. Poté výpočet pokračuje vyjádřením napětí za použití konstitutivních vztahů

$$\sigma_{t+\Delta t} = f(\sigma_t, d\epsilon), \quad (20)$$

tím se dostane nový vektor vnitřních sil pro uzly. Před opakováním dalšího kroku se veličiny s označením $t+\Delta t$ přeznačí na t a výpočet pokračuje. [1]

7.1 Výhody a nevýhody explicitních metod

Výhodou explicitní metody, oproti implicitní metodě, je skutečnost, že se při výpočtu nevyskytuje matice tuhosti $[K]$. Stanovování této matice a její inverze zabere v implicitní

metodě mnoho času. Tady se pracuje pouze s maticí hmotnosti $[M]$, jejíž inverze je mnohem jednodušší, protože se většinou jedná o matici diagonální. Veškeré nelinearity jsou obsaženy ve vektoru vnitřních sil, jehož stanovení při výpočtu zabere nejvíce času. [1]

Všeobecně se dá říci, že explicitní metody jsou vhodné pro úlohy s velkými nelinearitami (geometrické, kontaktní, materiálové a deformační). Původně byly vyvinuty pro simulace rychlých dynamických dějů, které jsou nevhodné pro implicitní metody z důvodu velké časové náročnosti. Často se využívají v oblasti simulace odezvy materiálu na tlakové vlny vyvolané rázovým zatížením, např. výbuchem. [1]

Explicitní metody jsou vhodné pro post-stabilní úlohy. Jedná se o silně nelineární úlohy, kde dochází k velkým změnám tuhosti a velkým deformacím v krátkém časovém rozmezí. Lze je také výhodně použít pro kvazi-statické úlohy, které jsou v podstatě statické, ale v praxi je efektivnější využít explicitních metod.

Výhodou je také schopnost začlenit do materiálových vlastností degradaci a porušování materiálu. Tohoto se využívá při simulaci vzniku a šíření trhlin při technologických procesech, kdy je postupně snižována tuhost materiálu a při dosažení nulové hodnoty je prvek vymazán.

7.2 Kritická hodnota časového kroku

Při použití explicitní časové integrace se jedná o podmíněně stabilní úlohu. Stabilita výsledků je tedy závislá na kritické hodnotě časového kroku, která nesmí být překročena. Je stanovena jako čas, za který projde čelo napět'ové vlny skrz element

$$\Delta t \leq \Delta t^{crit} = \frac{2}{\omega_{max}}, \quad (21)$$

ω_{max} je nejvyšší vlastní frekvence prvku, je definována vztahy

$$\omega_{max} = \frac{2c}{l}, \quad (22)$$

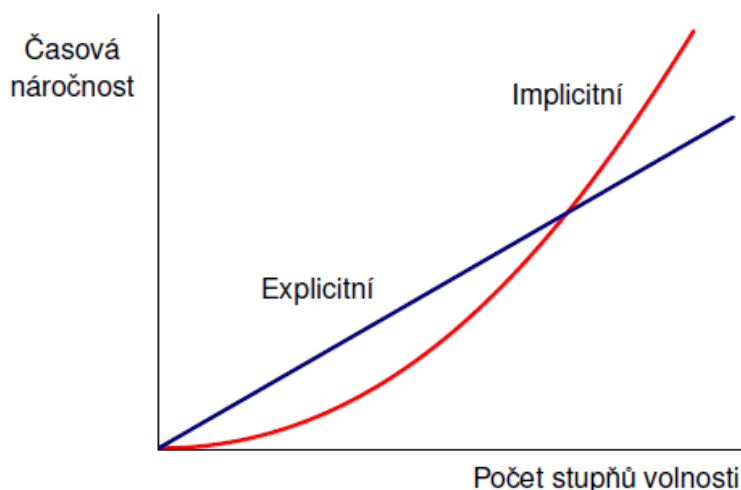
$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}, \quad (23)$$

kde c je rychlost šíření vlnění v materiálu, l je charakteristický rozměr prvku. E je modul pružnosti a ρ je hustota materiálu. Při dosazení c do ω_{max} a následně do Δt^{crit} dostaneme rovnici

$$\Delta t^{crit} = l \sqrt{\frac{\rho}{E}}. \quad (24)$$

Z tohoto vztahu je zřejmé, že velikost časového kroku a tedy i celková rychlost výpočtu je přímo úměrně závislá na rozměrech elementů, druhé odmocnině hustoty a nepřímo úměrná na druhé odmocnině modulu pružnosti v tahu. [1]

Velikost časového kroku je řešičem automaticky nastavována. Nejprve určí jednotlivé časové kroky u každého elementu, potom vybere nejnižší hodnotu a z důvodu lepší stability výpočtu jí sníží na 90%. Jestliže se tedy v síti nalézá, byť jediný, výrazně menší prvek je kvůli němu zpomalen celý výpočet. Z tohoto důvodu je důležité u explicitních řešičů mít pravidelnou síť s co nejmenšími rozdíly velikosti elementů. V praxi je důležité si uvědomit, že velikost prvku je v rovnici 24 v první mocnině. Při použití prvku o poloviční velikosti hrany se tedy časový krok sníží o polovinu. Zároveň se zvýší množství elementů 2 krát v 1D úlohách, 4krát ve 2D a 16 krát ve 3D úlohách. V případě použití 3D úlohy se délka výpočtového času prodlouží 16 krát. Srovnáme-li tuto skutečnost s implicitním kódem, tak u něho se výpočtový čas zvětšuje s druhou mocninou počtu stupňů volnosti, přibližně tedy $(2^3)^2=64$ krát. Z tohoto je zřejmé, že explicitní řešič je výhodnější s rostoucím počtem elementů (obr. 5). Toto však platí pouze za předpokladu zachování rovnoměrnosti sítě. [1]

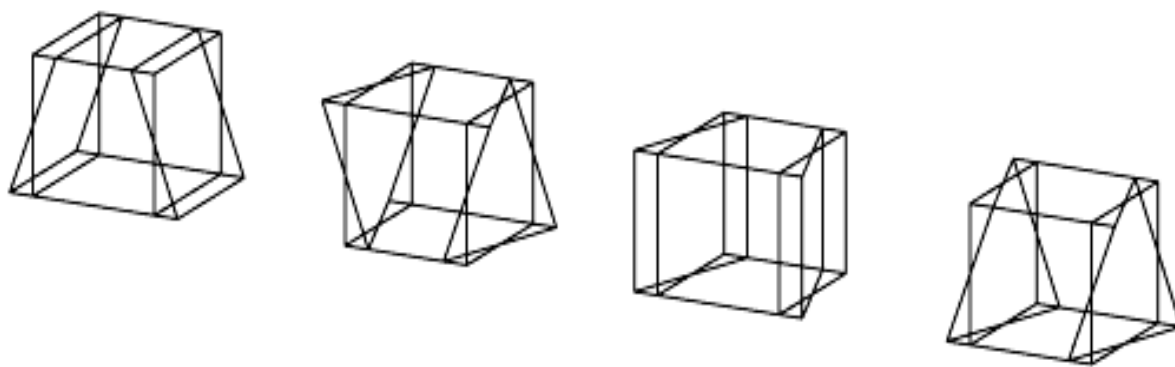


Obr. 5 Porovnání explicitní a implicitní MKP. [1]

7.3 Jednobodová integrace prvků

V explicitních úlohách se často používají elementy s jedním integračním (Gaussovým) bodem. Do tohoto bodu se zapisují velikosti napětí a vyhodnocují se zde energie. Použití jednoho bodu přináší úsporu výpočtového času a zároveň se hodí při velkých deformacích sítě. Pouze jediný integrační bod, oproti vícebodové integraci, čelí nevýhodě v podobě

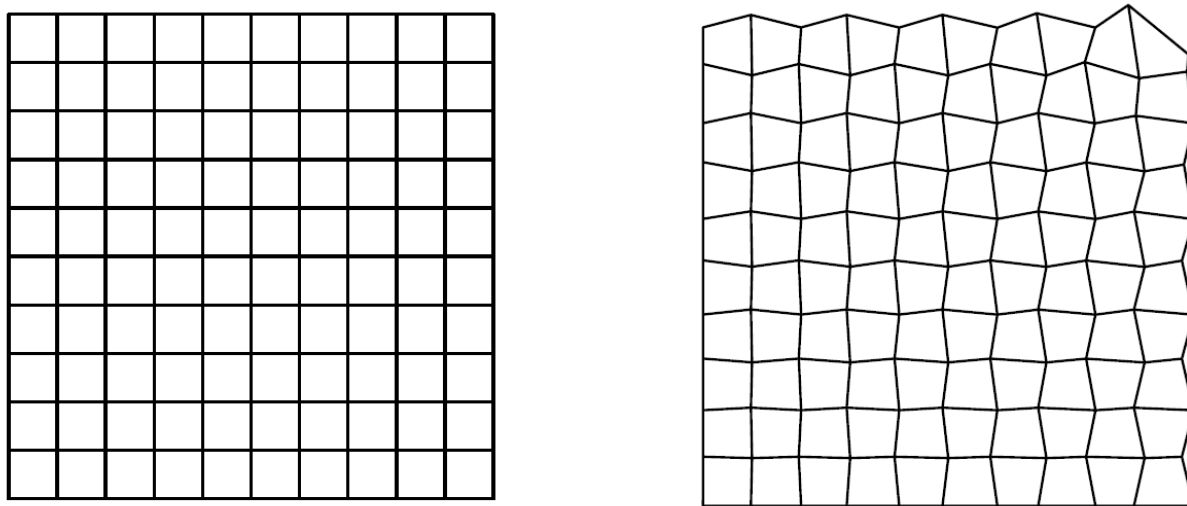
snížené numerické stability. Ta vyplývá ze skutečnosti, že prvek se deformuje symetricky kolem integračního bodu a tato deformace nemá vliv na vnitřní energii prvku, avšak tvar jednotlivých prvků a tím i geometrie celého tělesa se mění. Toto chování ve skutečnosti nenastává a je nepřirozené. Reálně totiž při deformaci dochází ke změně vnitřní energie. Jedná se tedy o čistě numerický problém, který se projevuje typickou cikcak deformací sítě. Tento jev se nazývá hourglassing. [1]



Obr. 6 Solid elementy s nulovou energií při jednobodové integraci. [1]

7.4 Hourglassing

Jedná se o deformační mód s nulovou energií. Je charakterizován kmitáním o mnohem větší frekvenci, než je celková odezva struktury a jednotlivé módy mají nulovou tuhost. Je pro ně charakteristická cikcak deformace prvků sítě. Tento jev je nepřirozený a je nutné ho co do největší míry minimalizovat. Velký hourglassing ovlivňuje přesnost výsledků a může být příčinou kolapsu výpočtu.



Obr. 7 Původní a zdeformovaná síť hourglassingem. [1]

Byla stanovena hranice, pod kterou považujeme hourglassing za zanedbatelný, na 5% vnitřní energie modelu. Při tvorbě sítě bychom měli mít na zřeteli faktory ovlivňující jeho tvorbu a velikost:

- nejčastější příčinou vzniku je bodové zatížení. Dá se omezit rozložením zatížení do alespoň několika sousedních bodů, pokud je to možné.
- Při zhušťování sítě zároveň klesá energie hourglassingu, avšak prodlužují se výpočtové časy a zvyšují se nároky na výkon hardwarového vybavení.
- Úplně vyhnout se mu dá použitím plně integrovaných prvků, tedy vícebodovou integrací v prvcích. Což znovu přináší zvyšující se nároky na hardware a výpočtový čas. Vede také k méně přesným výpočtům, protože použitím plně integrovaných elementů se zvyšuje tuhost sítě, která potom neodpovídá realitě.

Většina dnes dostupných programů umožňuje kontrolovat výskyt hourglassingu. Dokáží zvyšovat viskozitu nebo tuhost modelu. Ke kontrole viskozity se přistupuje v případech velmi vysokých rychlostí deformace (např. rázové vlny). Naopak při nižších rychlostech deformace se kontroluje, případně zvyšuje tuhost modelu. Typickou úlohou je simulace tváření. Aplikováním těchto zásad se zvyšuje nepřesnost výpočtů, protože dochází ke změnám vlastností modelu. Tyto zásady jsou příznivé pouze z důvodu matematické stability, ne z hlediska fyzikální přesnosti. [1]

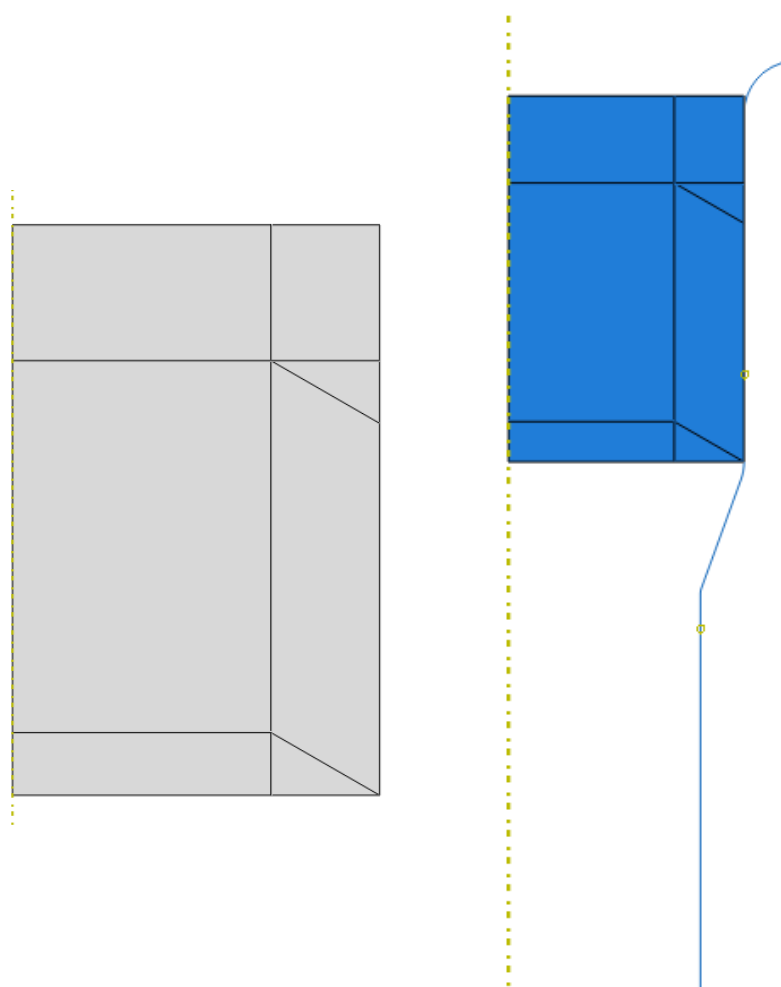
7.5 Vliv zaokrouhlovací chyby

U explicitní metody je zapotřebí velkého množství kroků, často desítky až stovky tisíc cyklů. U takto vysokého počtu kroků nasčítaná zaokrouhlovací chyba může mít zásadní vliv na přesnost výpočtu. Dokonce může vést k ukončení výpočtu nebo explozi materiálu. Tento problém řešíme eliminujícím používáním tzv. dvojité přesnosti výpočtu (double precision). Použitím dvojité přesnosti někdy docílíme konvergence výpočtu, který při jednoduché přesnosti nekonverguje, avšak při extrémních počtech cyklů (např. 3 000 000) nám ani dvojitá přesnost nemusí pomoci.[1]

8. Geometrický model

Jedná se o rotačně symetrickou úlohu a proto je řešena pomocí 2D modelu s využitím roviny symetrie (obr. 8). Průtlaček při zobrazení ve 2D má tvar obdélníku, kde jeho kratší strana představuje poloměr a delší strana délku.

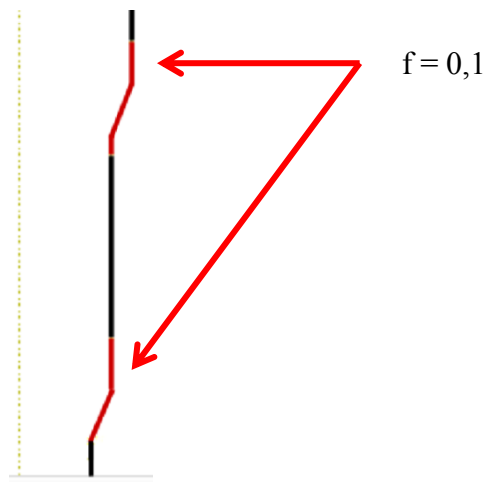
Průtlačnice byla zjednodušeně modelována pouze pomocí stykových čar s průtlačkem, jako absolutně tuhá (rigid). Protože se jedná vícestupňové protlačování, je průtlačnice vytvořena s pěti redukcemi seřazenými za sebou od největšího průměru po nejmenší. Celá průtlačnice je rozdělena na několik podčástí (surfaces), což umožňuje přiřadit různé hodnoty tření.



Obr. 8 Geometrický model.

8.1 Tření

V místech zúžení průtlačnice je předepsána konstantní hodnota součinitele tření na $f = 0,1$ (obr. 9). V částech mezi redukcemi je tření nulové, což vystihuje skutečnost, že reálně po průchodu průtlačnicí je průtlaček volný a k žádnému tření ani kontaktu nedochází.

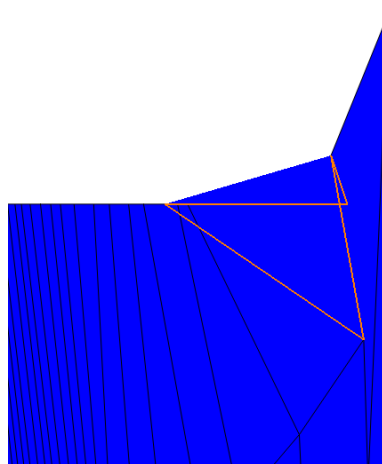


Obr. 9 Místa, kde je předepsáno tření.

8.2 Sít'

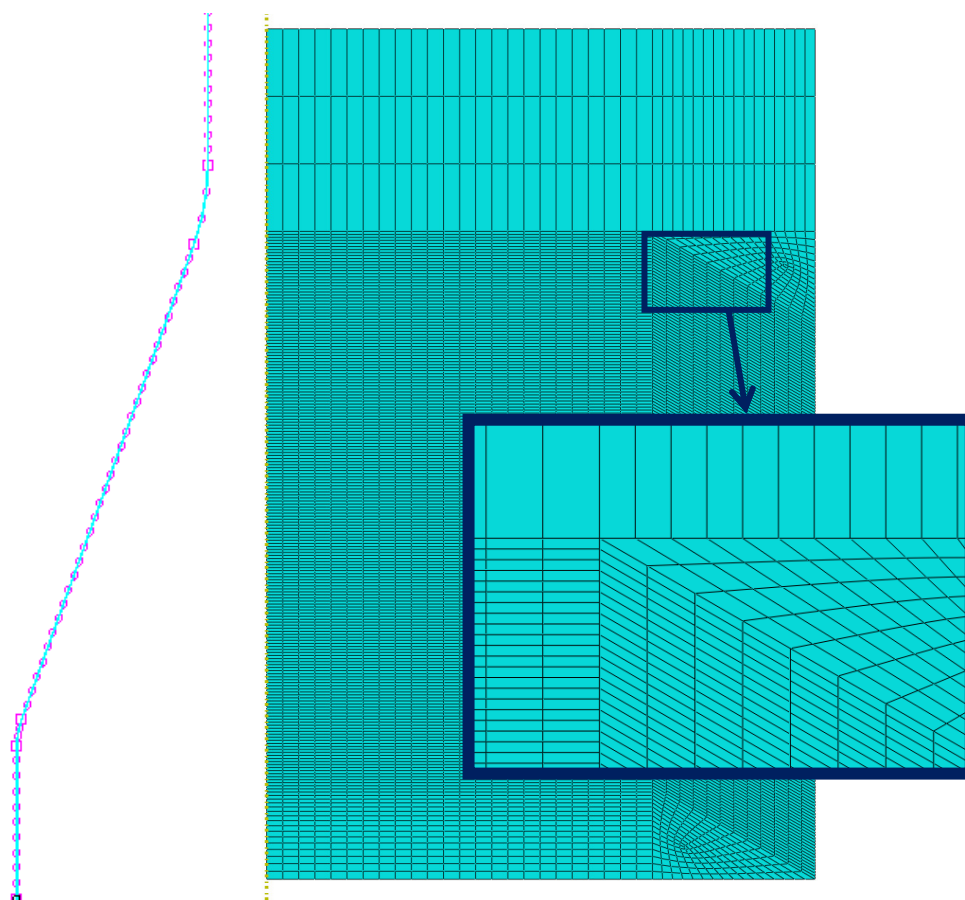
Na modelu průtlačku byla vytvořena strukturovaná síť, která má po ploše různě velké elementy (obr. 11). Snahou při tvorbě sítě bylo se co nejvíce přiblížit rozměrům sítě při kalibraci materiálových konstant.

Ve střední části je výška elementu 0,1mm a šířka 0,2mm. V pravé části jsou elementy vytvořeny šikmo směrem dolů proti směru protlačování se šířkou 0,4mm. Tyto kosoúhelníky se v průběhu simulace narovnávají a tím se snižuje riziko distorze. Při použití vodorovných



Obr. 10 Ukázka vzniku distorze u elementu na horním okraji průtlačku.

obdélníků dochází k vytváření velmi dlouhých kosoúhelníků, u kterých často dojde k distorzi a tím k předčasnému ukončení výpočtu. Oblast se šikmými elementy je shora a zdola ohraničena trojúhelníkovou přechodovou oblastí. V horní části jsou obdélníky největší z důvodu zamezení vzniku distorze elementu v průběhu simulace v pravé horní části modelu (obr.10). V dolní části je výška obdélníků postupně zvyšována na 0,2 mm, aby elementy v přechodové oblasti byly přibližně stejně velké jako prvky ve střední části a tím výrazně nezpomalovaly výpočet. Na průtláčnici byly po celé délce vytvořeny elementy o velikosti 0,2 mm, v zaoblení byly vytvořeny 3 elementy.



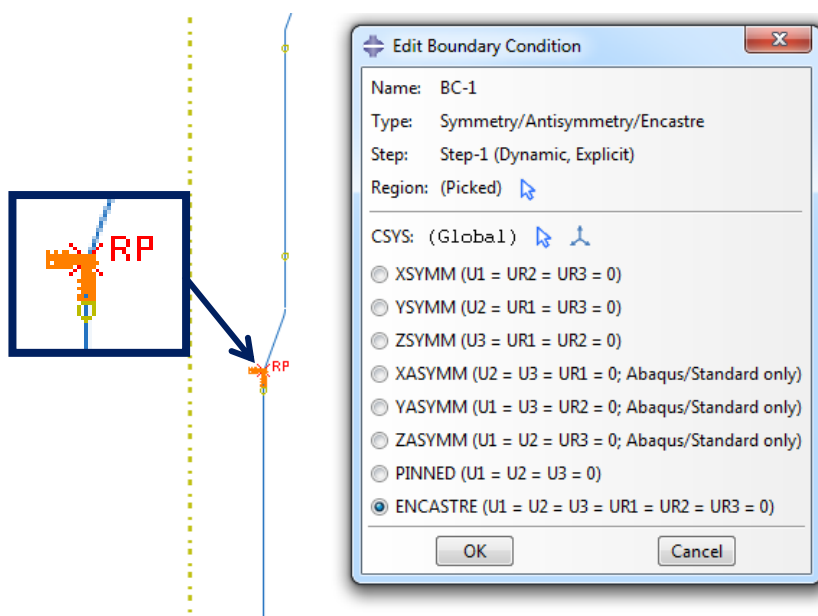
Obr. 11 Sít' vytvořená na modelu průtláčnice a průtláčku.

8.3 Okrajové podmínky

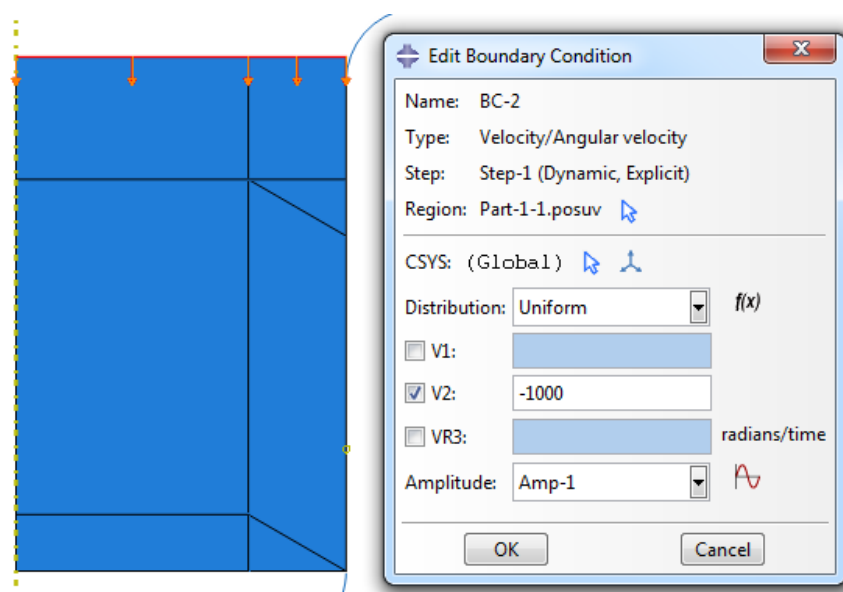
Průtláčnici byl zamezen veškerý pohyb předepsáním nulových posuvů a rotací do tzv. referenčního bodu (reprezentant celé geometrie).

Pohyb průtláčku v průtláčnici je zabezpečen předepsáním rychlost posuvu $v_y = 1000 \text{ mm/s}$ ve svislém směru (v ose Y) na horním okraji. Ve směru X je v levé části

zabezpečen nulový posuv přítomností osy symetrie a vpravo se průtláček deformuje podle tvaru průtláčnice.



Obr. 12 Okrajová podmínka předepsána do referenčního bodu.



Obr. 13 Okrajová podmínka předepsána na horní okraj modelu průtláčku.

8.4 Model materiálu

Model materiálu byl vytvořen ing. Petrem Kubíkem pro ocel 12 050. Do výpočtu vstupuje několik materiálových veličin, které byly určeny provedením tahové zkoušky: modul pružnosti v tahu $E = 196\,000\text{Pa}$, Poissonův poměr $\mu = 0,3$, specifické teplo $C = 502\text{ J/kgK}$ a křivka redukované napětí – redukované plastické přetvoření tzv. *flow curve*. Určení této křivky není v žádném případě triviální a vyžaduje náležitou pozornost.

8.4.1 Určení křivky redukované napětí – redukované plastické přetvoření

Základním podkladem pro určení křivky je výstup z tahové zkoušky hladkého vzorku, která byla provedena na čtyřech hladkých vzorcích o průměru zkušební části 6 mm.



Obr. 14 Tahový hladký vzorek o průměru zkušební části 6mm.

Křivky síla-prodloužení, které jsou jediným výstupem z tahové zkoušky, byly následně zprůměrovány v jednu křivku. Tato křivka je následně přepočítána na křivku napětí-přetvoření, která je uvedena ve smluvních hodnotách. K tomu se využívá následujících dvou vzorců

$$\sigma_{sml} = \frac{F}{S_0}, \quad (25)$$

$$e = \frac{L - L_0}{L_0}, \quad (26)$$

kde L_0 je původní délka vzorku, L je délka deformovaného vzorku, F je zatěžující síla a průřez vzorku.

Při protlačování dochází k velkým deformacím, pro což jsou smluvní hodnoty nevyhovující a musí se přistoupit k jejich přepočítání na tzv. *skutečné napětí* a *logaritmické přetvoření*. Logaritmické přetvoření je definováno přírůstkovým vztahem

$$d\varepsilon = \frac{dL}{L}, \quad (27)$$

který lze po integraci, od počátečního do koncového bodu, zapsat ve tvaru

$$\varepsilon = \ln \frac{L}{L_0}. \quad (28)$$

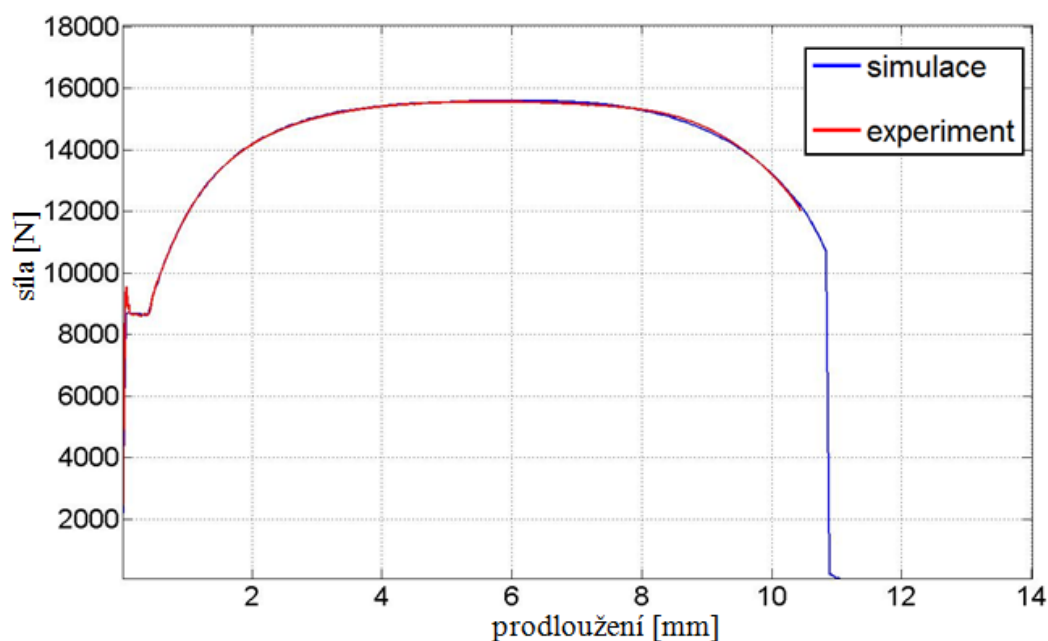
Převod mezi smluvními a skutečnými hodnotami se provádí podle vzorců:

$$\varepsilon = \ln(1 + e), \quad (29)$$

$$\sigma = \sigma_{sml} (1 + e) \quad (30)$$

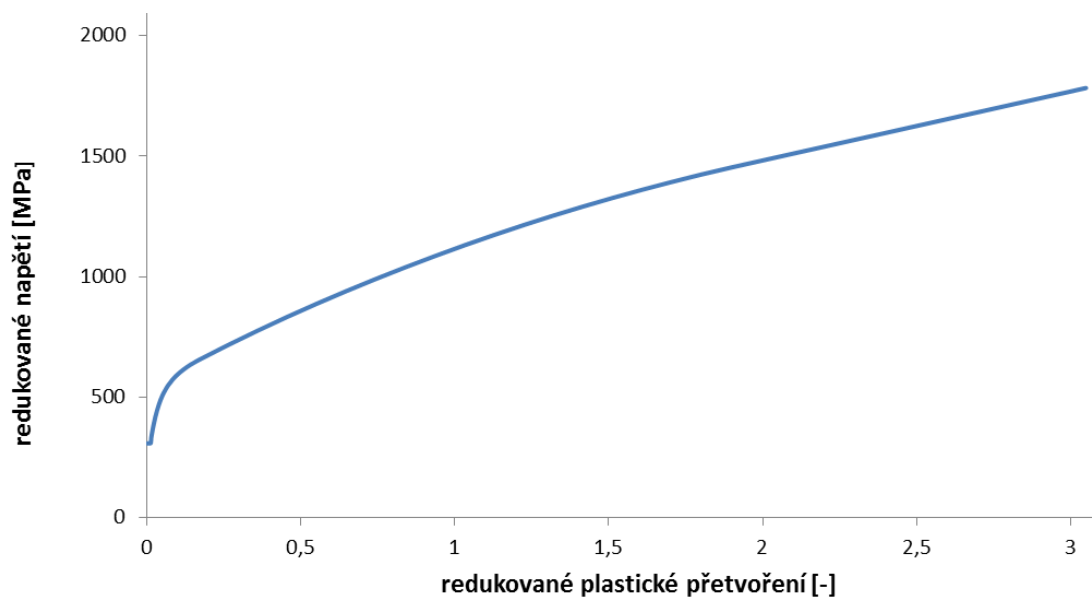
a je možný pouze při rovnoměrné deformaci. V případě tahové zkoušky je deformace rovnoměrná až do okamžiku, kdy se začne tvořit krček.

Následně se musí přistoupit k nalezení materiálové křivky flow curve. K tomu se využije simulace tahové zkoušky (v programu Abaqus), ve které se jako vstup do výpočtu použije křivka napětí-přetvoření ve skutečných hodnotách vykreslená do okamžiku vzniku krčku prodloužená o další část. Ovšem toto prodloužení je provedeno pouze odhadem je nutné ho přesněji určit, aby křivka lépe odpovídala realitě. Provede se tedy výpočet s touto odhadnutou křivkou a z výsledků se vyjme závislost zatěžovací síly- prodloužení a porovná se s křivkou získanou experimentálně (obr. 15). Podle velikosti odchylky se flowcurve optimalizuje a celý proces se opakuje do doby, než nalezneme dostatečně přesnou flowcurve (obr.16).



Obr. 15 Porovnání výsledné simulací získané křivky síla-prodloužení s experimentem.

Po nalezení správné flow curve lze považovat výsledky simulace tahové zkoušky za dostatečně přesné. Umožňuje nám to používat v dalších výpočtech veličiny, které nelze experimentálně změřit. Jedná se zejména o veličiny napětíové (střední napětí σ_m a redukované napětí $\bar{\sigma}$) a deformační (redukované plastické přetvoření $\bar{\varepsilon}^p$).

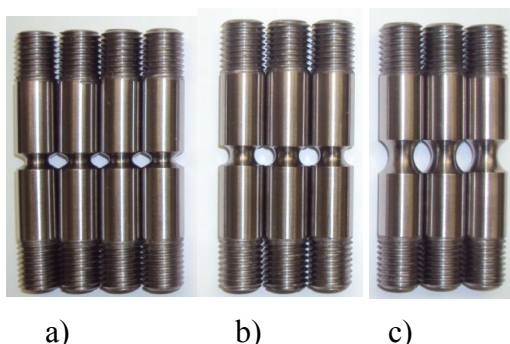


Obr. 16 Křivka redukované napětí – redukované plastické přetvoření (flow curve).

9. Kalibrace kritérií porušování

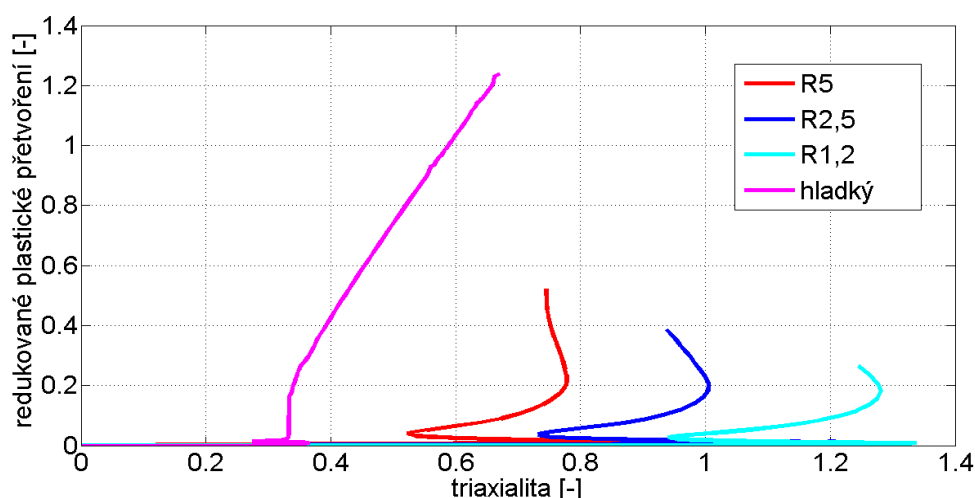
Kalibrace kritérií porušování byla provedena podle metodiky uvedené v [1] [8] ing. Petrem Kubíkem.

Pro kalibraci kritérií se využilo simulace tahové zkoušky hladkého vzorku. Dále byly vytvořeny simulace tahových zkoušek vzorků s vrubem o poloměrech vrubů 1,2 mm, 2,5 mm a 5 mm s průměrem v kořeni vrubu vždy 6 mm (obr. 17).



Obr. 17 Tahové vzorky s vrubem a) $R=1,2$ mm, b) $R=2,5$ mm, c) $R=5$ mm.

Po provedení simulací, byl u každé simulace vybrán bod ve středu vzorku, ze kterého byly odečteny průběhy redukovaného plastického přetvoření a triaxiality. Tyto průběhy jsou znázorněny na obr. 18 a budou dále použity pro určení kritických hodnoty kritérií Rice-Tracey a RTCL. Protože v kritériu Cockcroft-Latham-Oh je použito namísto triaxiality poměru prvního hlavního napětí a redukovaného napětí, je potřebné ze simulací vyjádřit průběh tohoto poměru, který je podobný průběhu triaxiality. Pro kalibraci kritéria Cockcroft-Latham-Oh nejsou použity data ze vzorku s vrubem o poloměru 1,2 mm, protože u tohoto vzorku nedochází k iniciaci trhliny ve středu, ale v kořeni vrubu.



Obr. 18 Průběh triaxiality ve středu tahových vzorků.

Průběh triaxiality a poměru prvního hlavního napětí a redukovaného napětí se během zatěžování mění a proto se přistupuje k zprůměrování těchto hodnot podle vzorců

$$\eta_{av} = \frac{1}{\bar{\varepsilon}_f} \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \eta(\bar{\varepsilon}) d\bar{\varepsilon}, \quad (31)$$

$$\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_{red}} \right)_{av} = \frac{1}{\bar{\varepsilon}_f} \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{\sigma_1}{\sigma_{red}}(\bar{\varepsilon}) d\bar{\varepsilon}. \quad (32)$$

Souhrnné výsledky tahových zkoušek jsou zobrazeny v následující tabulce. Při pohledu na tabulku je patrné, že čím je vrub ostřejší, tím více roste průměrná hodnota triaxiality a poměru prvního hl. napětí a redukovaného napětí. Také dojde k lomu dříve při nižší velikosti deformace materiálu.

	$\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_{red}} \right)_{av} [-]$	$\eta_{av} [-]$	$\bar{\varepsilon}_f [-]$
hladký	1,14	0,47	1,24
R= 5mm	1,39	0,73	0,52
R= 2,5mm	1,61	0,95	0,39
R= 1,2mm	-	1,21	0,27

Tab. 1 Souhrnná tabulka simulací tahových zkoušek.

Pro hledání kritických hodnot vybraných kritérií byl použit program Matlab. Pomocí metody nejmenších čtverců je hledána nejmenší odchylka minimalizační funkce f_i

$$\min \sum_{i=1}^4 f_i^2(C), \quad (33)$$

kde C je kalibrační konstanta, indexy $i=1, 2, 3, 4$ odpovídají různým testům (tahovým zkouškám vzorků hladkých a s vrubem). Rovnice f_i je různá pro jednotlivá kritéria. Pro kritérium Rice-Tracey má tvar:

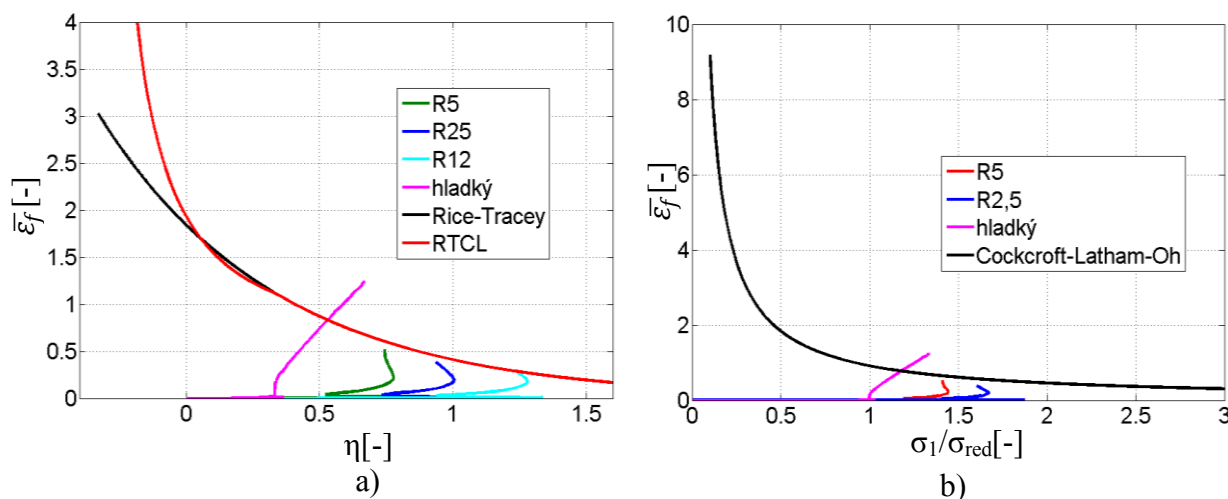
$$f_i(C_{RT}) = C_{RT} - \int_0^{\bar{\varepsilon}_i^f} e^{\frac{3}{2}\eta} d\bar{\varepsilon}_i^p, \quad (34)$$

pro kritérium Cockcroft-Latham-Oh:

$$f_i(C_{CLO}) = C_{CLO} - \int_0^{\bar{\varepsilon}_i^f} \frac{\sigma_1}{\sigma} d\bar{\varepsilon}_i^p. \quad (35)$$

Po provedení této procedury získáme kritické hodnoty pro jednotlivá kritéria. V našem případě mají hodnoty: $C_{RT}=1,117$ a $C_{CLO}=0,918$. Kritérium RTCL je definováno jako kombinace kritérií Rice-Tracey a Cockcroft-Latham-Oh, přičemž tahová větev kritéria je shodná s kritériem Rice-Tracey, proto je použito stejné kritické hodnoty ($C_{RTCL}=1,117$).

Pro představu si můžeme nechat vykreslit (obr.19) závislost lomového přetvoření na triaxialitě (pro kritéria Rice-Tracey a RTCL), respektive na poměru prvního hlavního napětí a redukovaného napětí (pro kritérium Cockcroft-Latham-Oh).

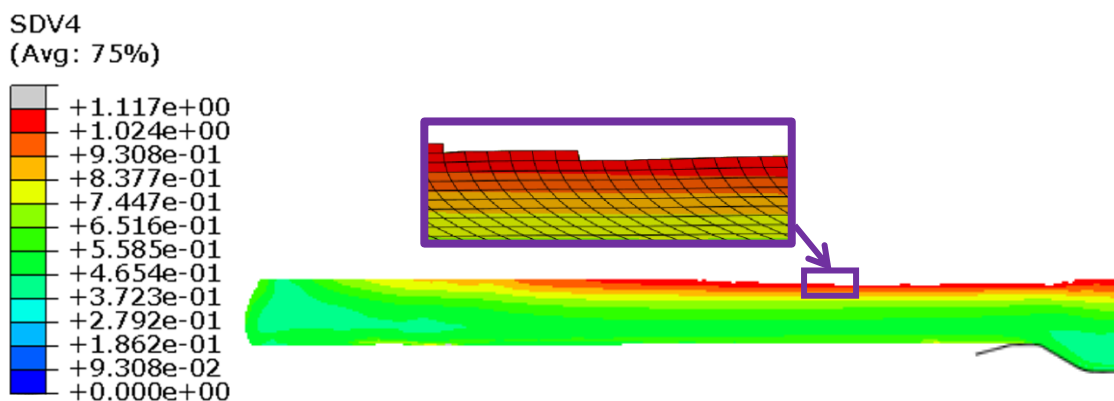


Obr. 19 a) Závislost lomového přetvoření na triaxialitě s průběhy triaxiality ve vzorcích.
b) Závislost lomového přetvoření na poměru prvního hlavního napětí a redukovaného přetvoření s průběhy poměru ve vzorcích.

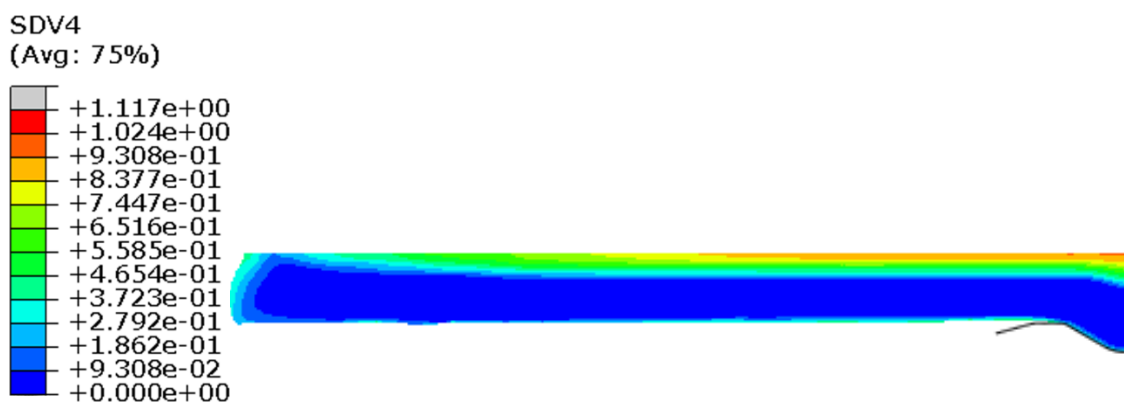
10. Porovnání kritérií

Kritéria Rice-Tracey, RTCL a Cockcroft-Latham-Oh byla porovnávána na vícestupňovém protlačování o pěti stupních. Průměr je redukován ze vstupního průměru 27mm na 11mm. Velikost redukcí je volena tak, aby byla u všech stupňů přibližně stejná 16,5% původního průřezu. Úhel redukce byl zvolen 30° s hodnotou součinitele tření 0,1. Kritická hodnota u kritérií Rice-Tracey a RTCL je shodná 1,117 a u kritéria CLO 0,918.

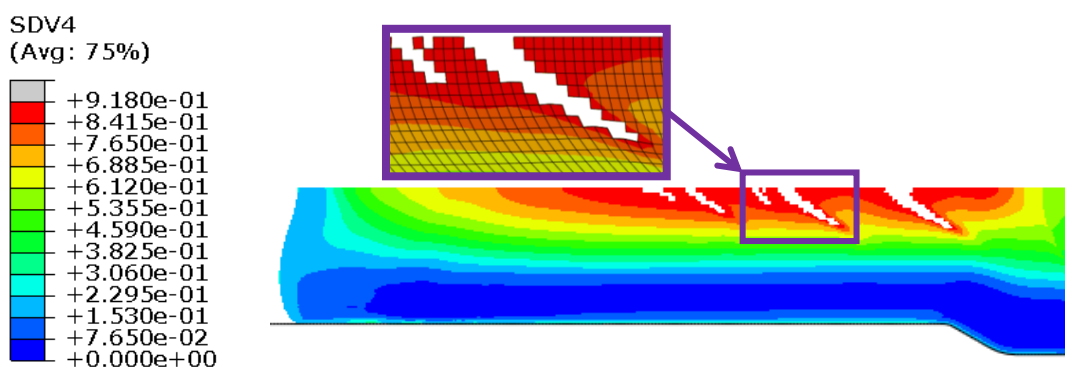
Na následujících třech obrázcích je zobrazeno rozložení parametru poškození po průřezu průtlačku u jednotlivých kritérií. Zároveň je vidět na obrázcích 20 a 22, velikost a tvar porušování materiálu v místech, kde hodnota parametru poškození dosáhne kritické hodnoty. Při vyhodnocování musíme mít na zřeteli, že horní část je ovlivněna výraznou změnou velikosti sítě a vazbami předepsanými na horní okraj průtlačku. V této horní části je také zamezeno vymazávání elementů. Z těchto důvodů jsou průtlačky na obrázcích zobrazeny ve fázi, kdy je protlačena pouze jeho neovlivněná část.



Obr. 20 Rozložení velikosti parametru poškození při použití kritéria Rice-Tracey po průchodu pěti redukcemi.



Obr. 21 Rozložení velikosti parametru poškození při použití kritéria RTCL po průchodu pěti redukcemi.

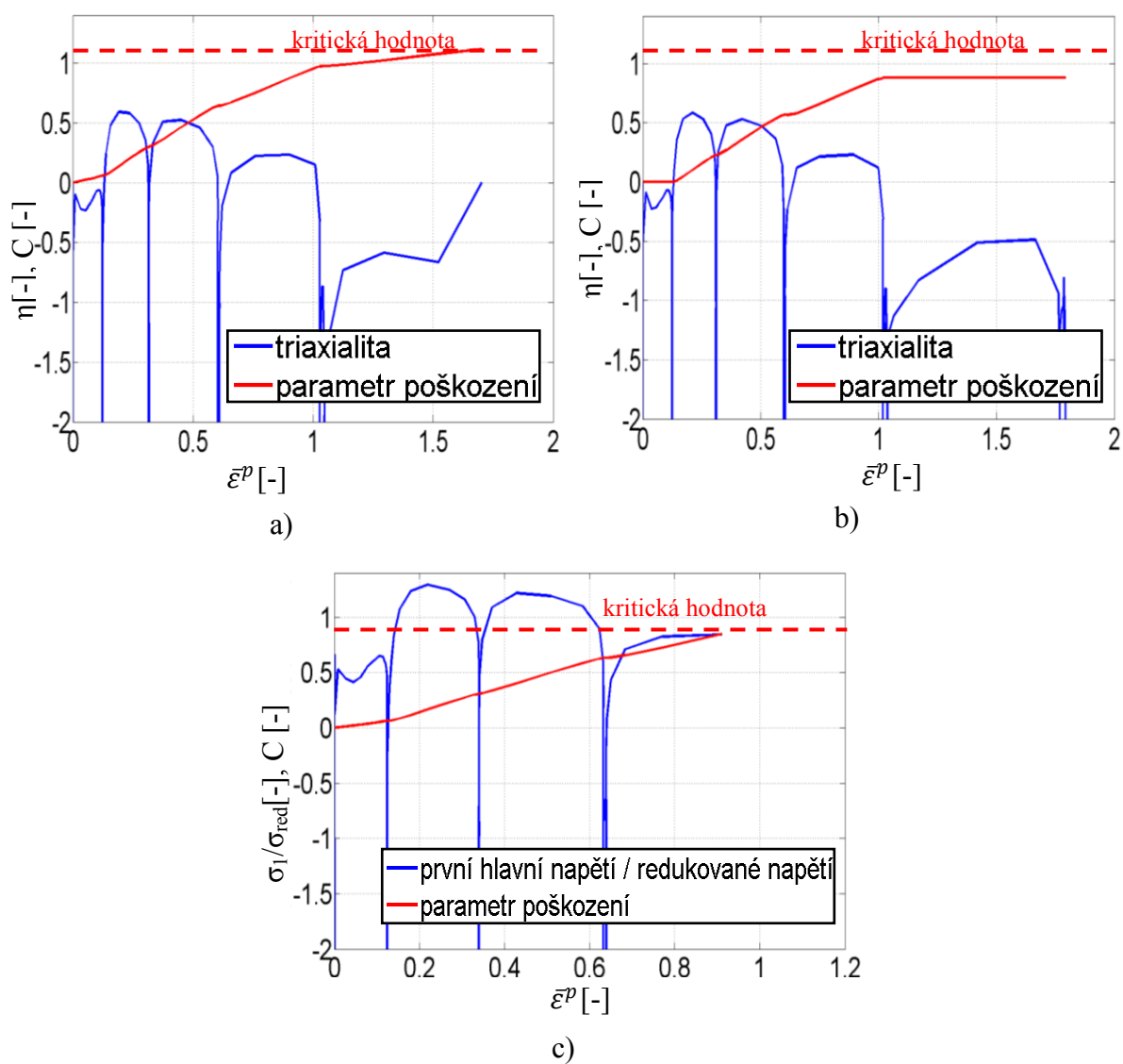


Obr. 22 Rozložení velikosti parametru poškození při použití kritéria Cockcroft-Latham-Oh po průchodu čtyřmi redukcemi.

Z obrázku 20 je patrné, že při použití kritéria Rice-Tracey dochází k vymazávání několika řad elementů podél osy a nedochází k tvorbě šípovitých trhlin. Oproti tomu u kritéria Cockcroft-Latham-Oh, z obr. 22, se vytvářejí trhliny šípovitého tvaru již po průchodu 4. redukcí o průměru 15,5mm. Při použití kritéria RTCL nedochází k vymazávání elementů, protože hodnota parametru porušení nedosáhne kritické hodnoty (obr. 21).

Na obr. 23 jsou zobrazeny grafy závislostí veličin, které ovlivňují hodnotu parametru poškození. Hodnoty veličin jsou brány z bodu ležícího na ose průřezu v jeho střední části. Pro kritéria Rice-Tracey a RTCL je vykreslena závislost triaxiality na redukovaném plastickém přetvoření a hodnota parametru poškození. Hodnota parametru poškození u kritéria Cockcroft-Latham-Oh je závislá na velikosti poměru prvního hlavního napětí a redukovaného napětí. Tento poměr a hodnota parametru je vykreslena opět v závislosti na redukovaném plastickém přetvoření.

Na prvním grafu (obr.23) je vidět, že hodnota parametru porušení roste nejprve strmě, postupně roste pozvolněji a při poslední redukcí těsně dosáhne kritické hodnoty. Při použití kritéria RTCL parametr porušení nedosáhne kritické hodnoty vůbec. Toto vychází z podstaty kritéria, kdy oproti dalším kritériím nedochází ke zvyšování parametru poškození při nízkých hodnotách triaxiality (nižších jak $-1/3$). Ve třetím grafu parametr roste nejrychleji a kritické hodnoty dosáhne již při čtvrté redukcí.



Obr. 23 Porovnání kritérií a) Rice-Tracey, b) RTCL, c) Cockcroft-Latham-Oh.

11. Vliv procesních parametrů

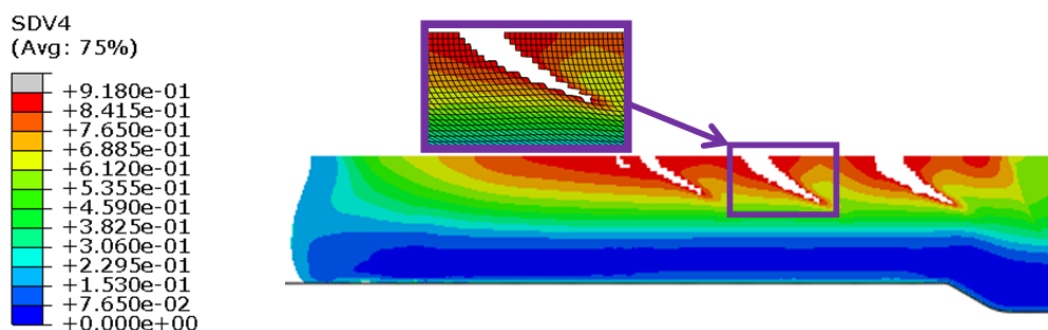
V této kapitole je studován vliv jednotlivých procesních parametrů (velikost součinitele tření, velikost redukčního úhlu, velikost redukce) na protlačování.

11.1 Vliv velikosti součinitele tření

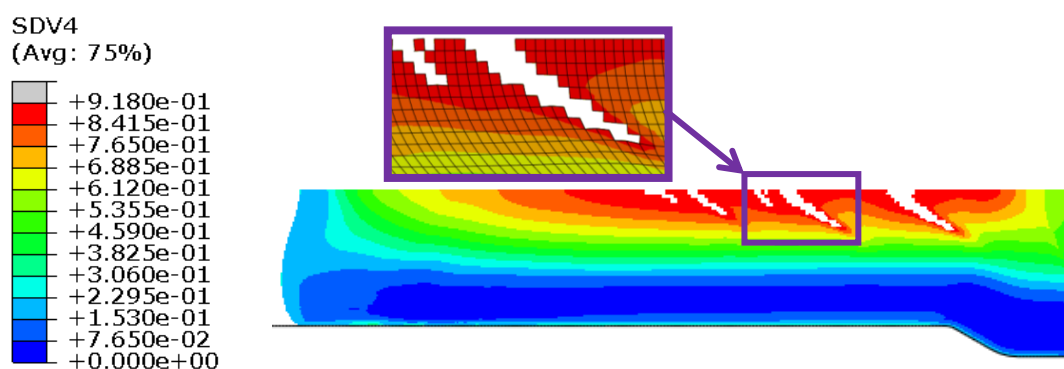
Vliv velikosti součinitele tření byl sledován na vícestupňové protlačování. Průměr průtlačku byl čtyřmi redukcemi redukován z 27 na 15,5mm. Velikost redukcí byla u všech přibližně stejná 16,5% původního průřezu, úhlu redukce 30° s použitím kritéria Cockcroft-Latham-Oh. Byl sledován vliv velikosti součinitele tření o čtyřech velikostech:

- součinitel tření 0,08
- součinitel tření 0,10
- součinitel tření 0,12
- součinitel tření 0,14

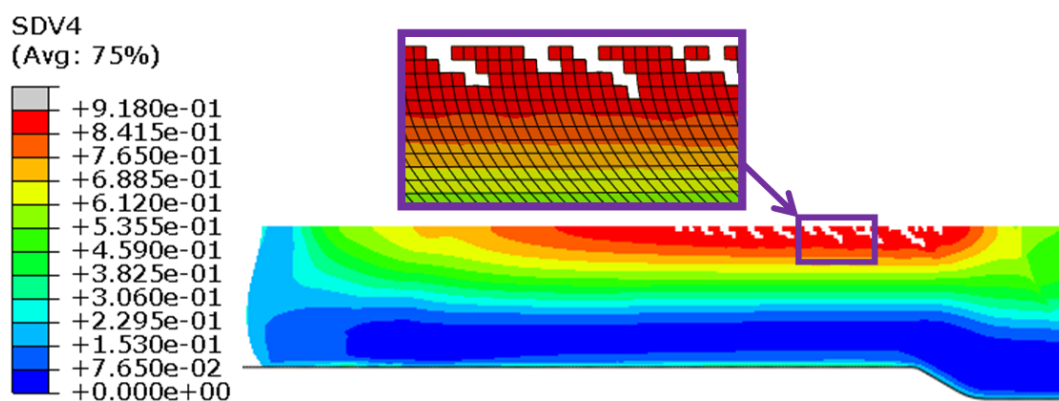
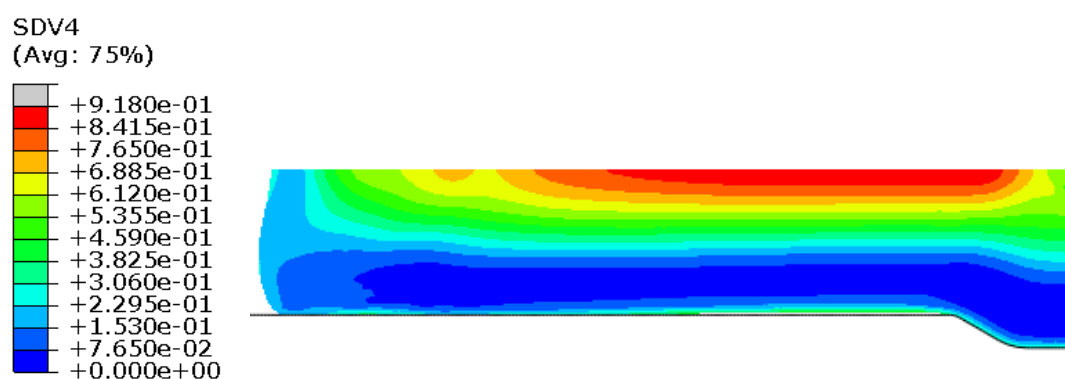
Na obr. 24, 25, 26 a 27 jsou zobrazeny průběhy hodnoty parametru porušení po průřezu, tvar a velikost vytvořených trhlin v závislosti na různých velikostech součinitele tření v redukcích.



Obr. 24 Rozložení velikosti parametru poškození při hodnotě součinitele tření $f=0,08$.

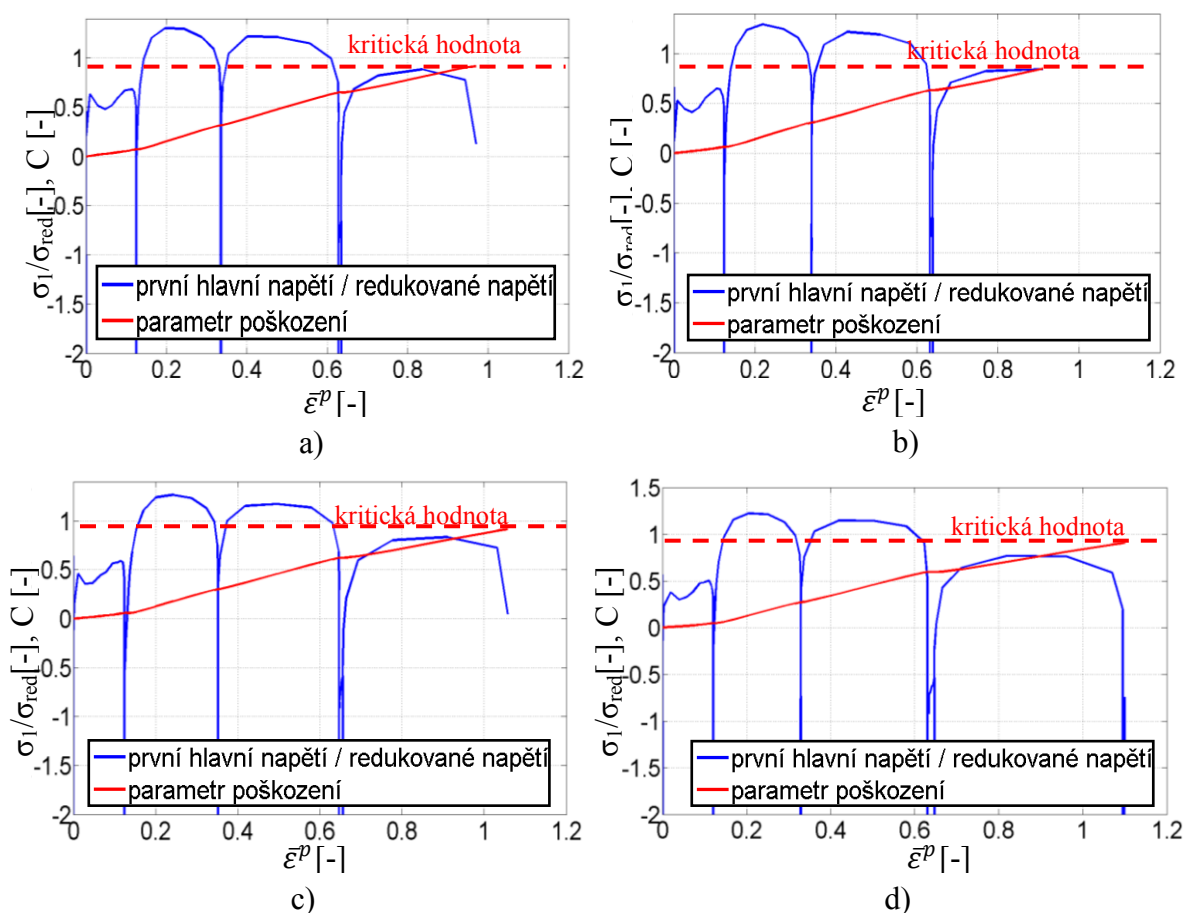


Obr. 25 Rozložení velikosti parametru poškození při hodnotě součinitele tření $f=0,10$

Obr. 26 Rozložení velikosti parametru poškození při hodnotě součinitele tření $f=0,12$.Obr. 27 Rozložení velikosti parametru poškození při hodnotě součinitele tření $f=0,14$.

Největší trhliny jsou patrné z obr. 24 při hodnotě součinitele tření 0,08, trhliny se s rostoucím součinitelem tření zmenšují, jejich počet roste a při hodnotě součinitele tření 0,14 nedojde k žádnému porušení.

Obdobně jako v předchozí kapitole jsou na obr. 28 zobrazeny grafy závislosti parametru porušení a poměru prvního hlavního napětí na redukovaném plastickém přetvoření. Na prvním grafu ($f=0,08$) hodnota parametru roste nejrychleji a dosáhne kritické hodnoty při nejnižší velikosti redukovaného plastického přetvoření. Z dalších grafů je patrné, že s rostoucím součinitelem tření hodnota parametru poškození roste pozvolněji a při hodnotě součinitele tření 0,14 těsně nedosáhne kritické hodnoty.



Obr. 28 Průběhy parametru porušení, poměru prvního hlavního napětí a redukovaného napětí s hodnotami součinitelů tření: a) $f = 0,08$, b) $f = 0,1$, c) $f = 0,12$, d) $f = 0,14$

11.2 Studie vlivu velikosti redukčního úhlu

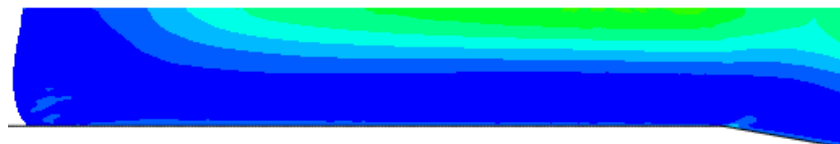
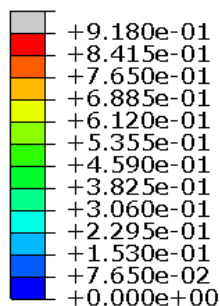
Vliv velikosti redukčních úhlů byl sledován na vícestupňovém protlačování z výchozího průměru 27mm na průměr 15,5mm. Velikost redukce byla u všech přibližně stejná 16,5% původního průřezu s využitím kritéria Cockcroft-Latham-Oh (kritická hodnota kritéria 0,918). Velikost součinitele tření 0,1. Vliv velikosti redukčních úhlů byl sledován na pěti velikostech:

- velikost redukčních úhlů 10°
- velikost redukčních úhlů 15°
- velikost redukčních úhlů 20°
- velikost redukčních úhlů 25°
- velikost redukčních úhlů 30°

Na obrázcích 29 až 33 jsou porovnávány velikosti, rozložení parametru poškození a velikost vzniklých trhlin vzhledem k měnícímu se úhlu redukce. Na obrázku 29 a 30

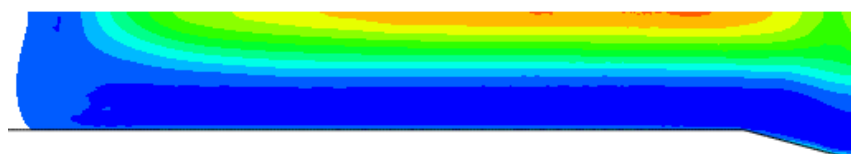
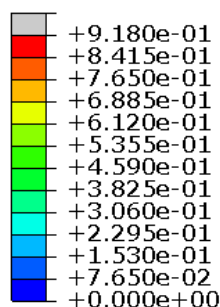
nedochází k porušování materiálu. K prvnímu porušení materiálu v podobě vymazání jednoho elementu dochází na obrázku 31 při velikosti redukčních úhlů 20° . Na dalších dvou obrázcích (pro redukční úhly 25° a 30°) jsou zřetelné typické trhliny šípovitého tvaru (obr. 32, 33). Můžeme tedy říci, že zvyšující se redukční úhel má negativní vliv na porušování materiálu.

SDV4
(Avg: 75%)



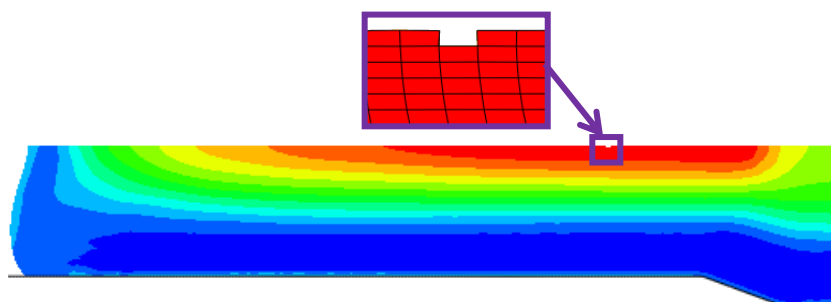
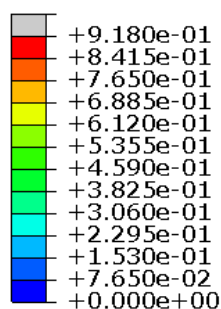
Obr. 29 Rozložení parametru poškození po průřezu při velikosti redukčních úhlů 10° .

SDV4
(Avg: 75%)



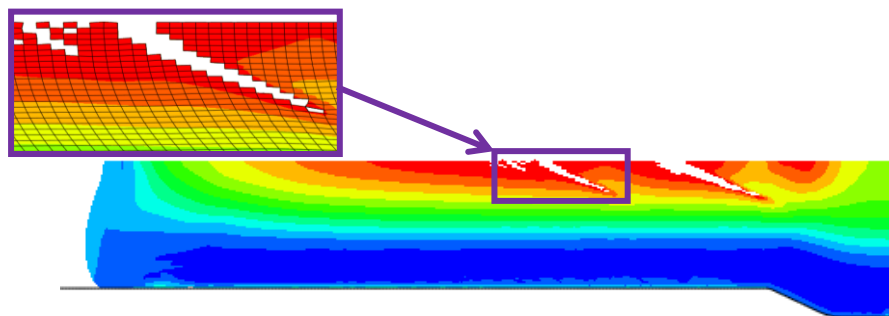
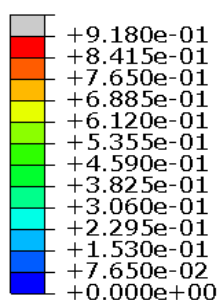
Obr. 30 Rozložení parametru poškození po průřezu při velikosti redukčních úhlů 15° .

SDV4
(Avg: 75%)



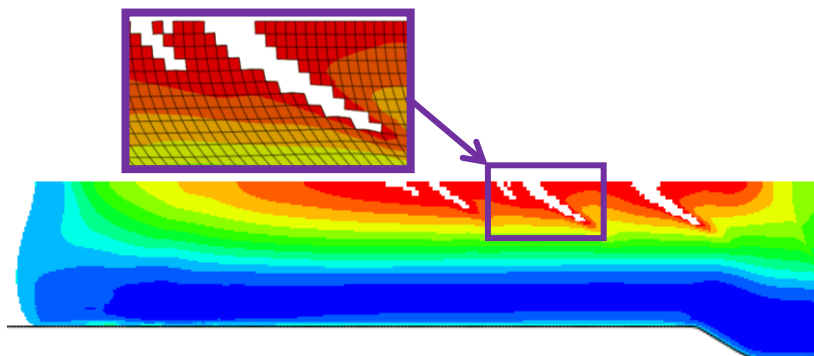
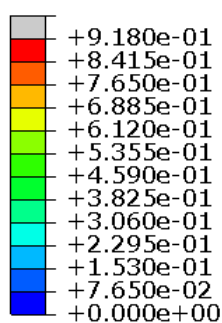
Obr. 31 Rozložení parametru poškození po průřezu při velikosti redukčních úhlů 20° .

SDV4
(Avg: 75%)



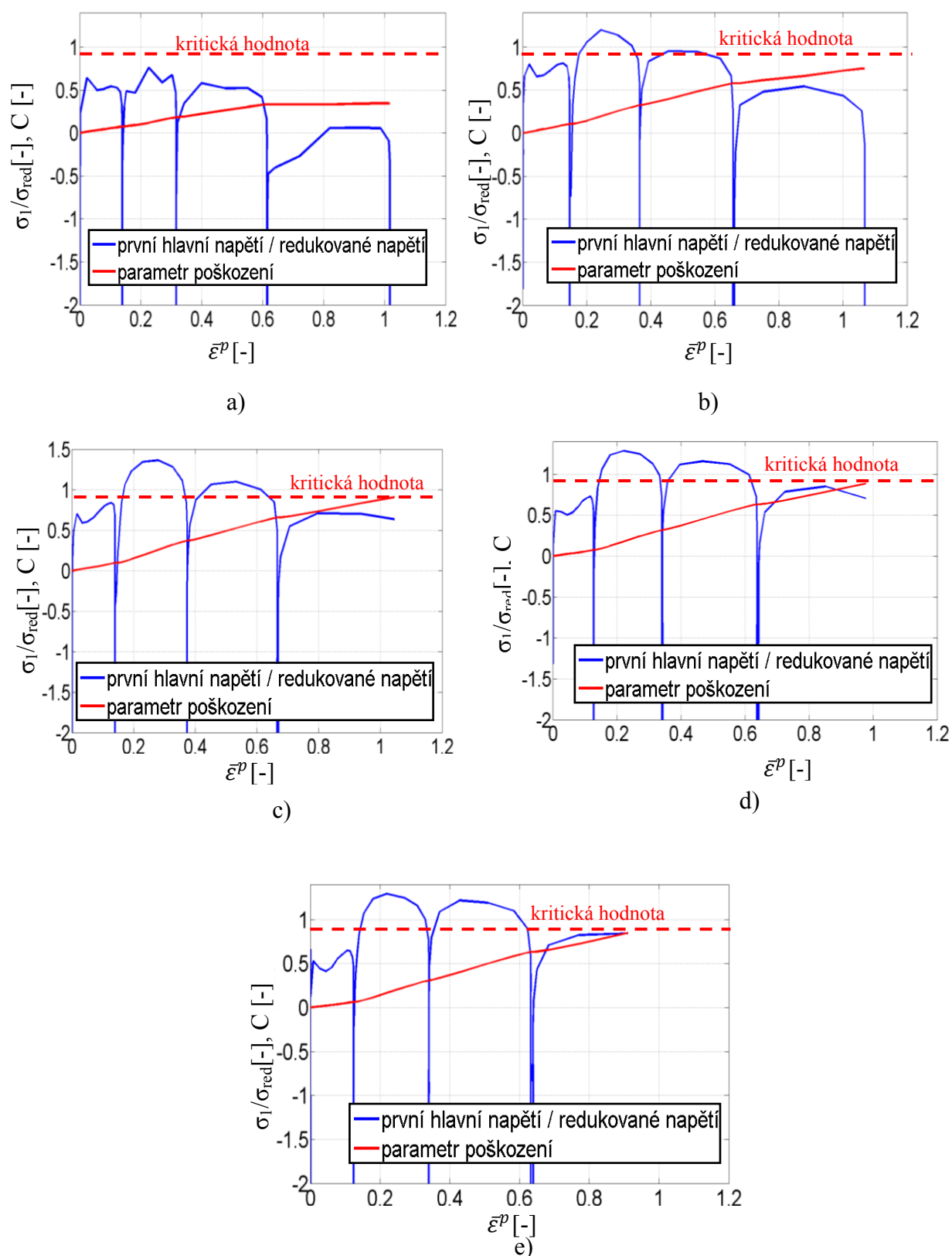
Obr. 32 Rozložení parametru poškození po průřezu při velikosti redukčních úhlů 25°.

SDV4
(Avg: 75%)



Obr. 33 Rozložení parametru poškození po průřezu při velikosti redukčních úhlů 30°.

Na prvním grafu z obr. 34 je vidět pozvolna rostoucí hodnota parametru poškození, která nedosahuje kritické hodnoty. V každém dalším grafu parametr roste rychleji v závislosti na zvětšujícím se redukčním úhlu. Kritické hodnoty poprvé dosáhne parametr poškození při velikosti redukčních úhlů 20° na hodnotě $\bar{\varepsilon}^p = 1,0$. Na posledním grafu parametr dosáhne kritické hodnoty na hodnotě $\bar{\varepsilon}^p = 0,9$.



Obr. 34 Průběhy parametru porušení, poměru prvního hlavního napětí a redukovaného napětí s velikostmi redukčních úhlů a) redukční úhly 10°, b) redukční úhly 15°, c) redukční úhly 20°, d) redukční úhly 25°, e) redukční úhly 30°.

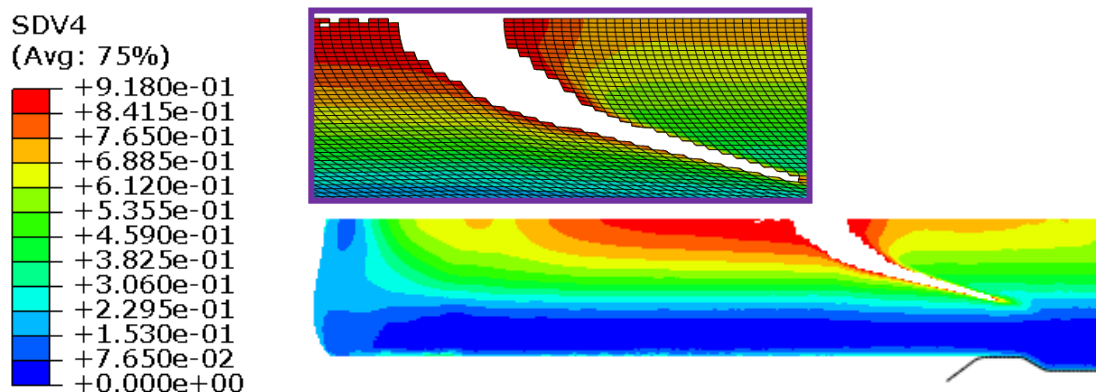
11.3 vliv velikosti redukce

Na následujících úlohách je sledován vliv různých velikostí redukce. Opět byla zvolena simulace vícestupňového protlačování. Průměr je postupně redukován z 27mm na 15,5mm pomocí 4 redukcí s velikostí redukčních úhlů 30° , kritériem porušování Cockcroft-Latham-Oh a velikostí součinitele tření 0,1. Pro porovnání byly vytvořeny 2 úlohy, ve kterých jsou jednotlivé velikosti redukcí seřazeny nejprve sestupně, ve druhém případě vzestupně (viz tab. 2).

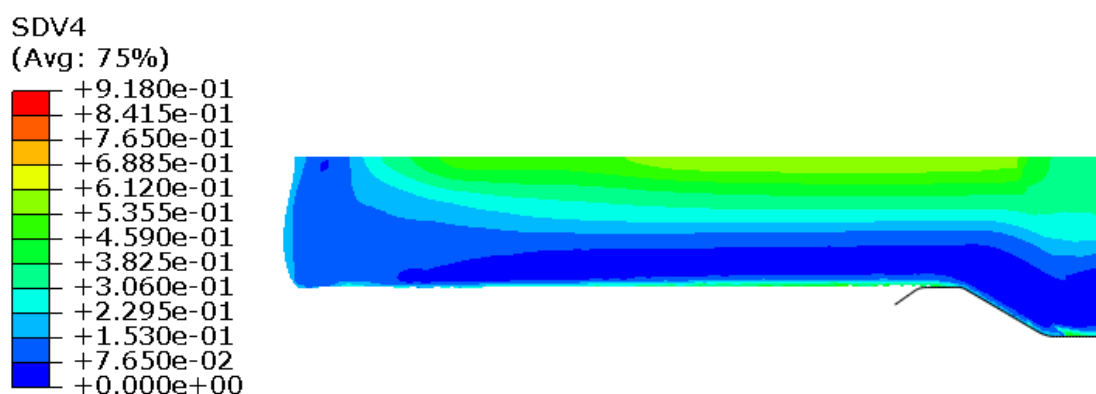
	1. redukce	2. redukce	3. redukce	4. redukce
1. případ	30%	20%	10%	7%
2. případ	7%	10%	20%	30%

Tab. 2 Velikosti jednotlivých redukcí.

Na obr. 35 a 36 je opět zobrazeno rozložení velikosti parametru poškození po průřezu průtlačku. Na obrázku 35 je vidět poměrně velká centrální trhлина šípovitého tvaru. Oproti tomu v 2.případě nedošlo k porušení materiálu s velkou rezervou.



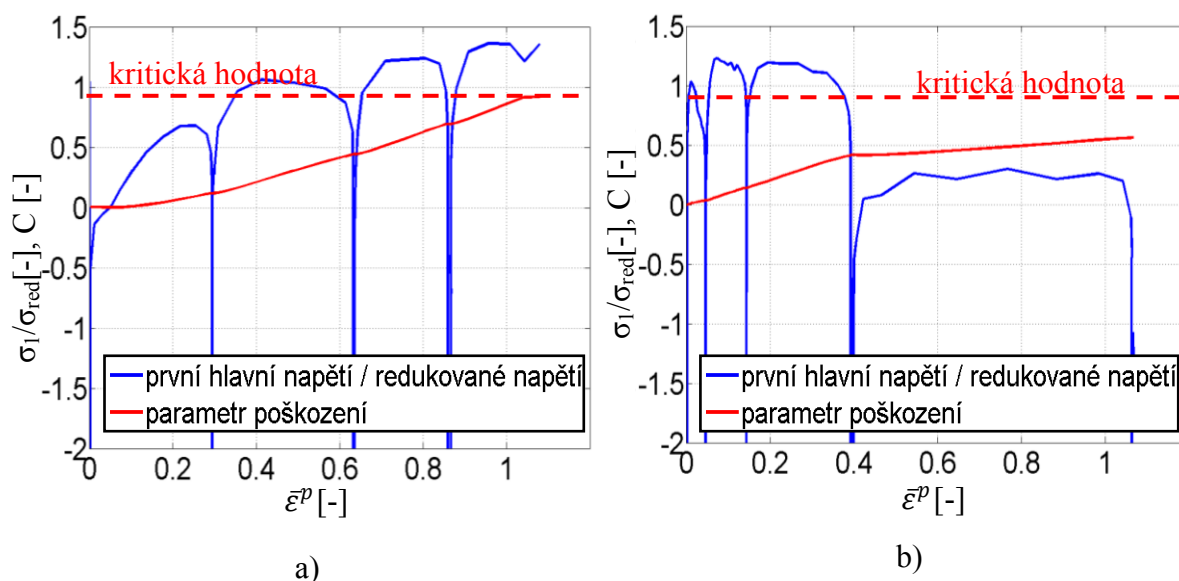
Obr. 35 Rozložení parametru poškození po průřezu pro 1. případ.



Obr. 36 Rozložení parametru poškození po průřezu pro 2. případ.

Průběh parametru poškození a poměru prvního hlavního napětí v závislosti na redukováném plastickém přetvoření je zobrazen na grafech obr. 37. V 1. případě parametr

dosáhne kritické hodnoty při velikosti $\bar{\varepsilon}^p = 1,0$ a hodnota parametru roste výrazně strměji než v případě druhém. V 2. případě hodnota parametru kritické hodnoty vůbec nedosáhne s velkou rezervou. Při malých úběrech dosahuje hodnota triaxiality, resp. σ_1/σ_{red} , vysokých hodnot a tím roste parametr porušení mnohem rychleji. Toto vychází z definice kritéria, kdy lomové přetvoření při vyšších hodnotách poměru σ_1/σ_{red} je nižší. Výsledky potvrzují skutečnost, že nejvíce nebezpečné jsou malé úběry v závěrečné fázi protlačování, v praxi používané jako dohlazovací či kalibrační operace.



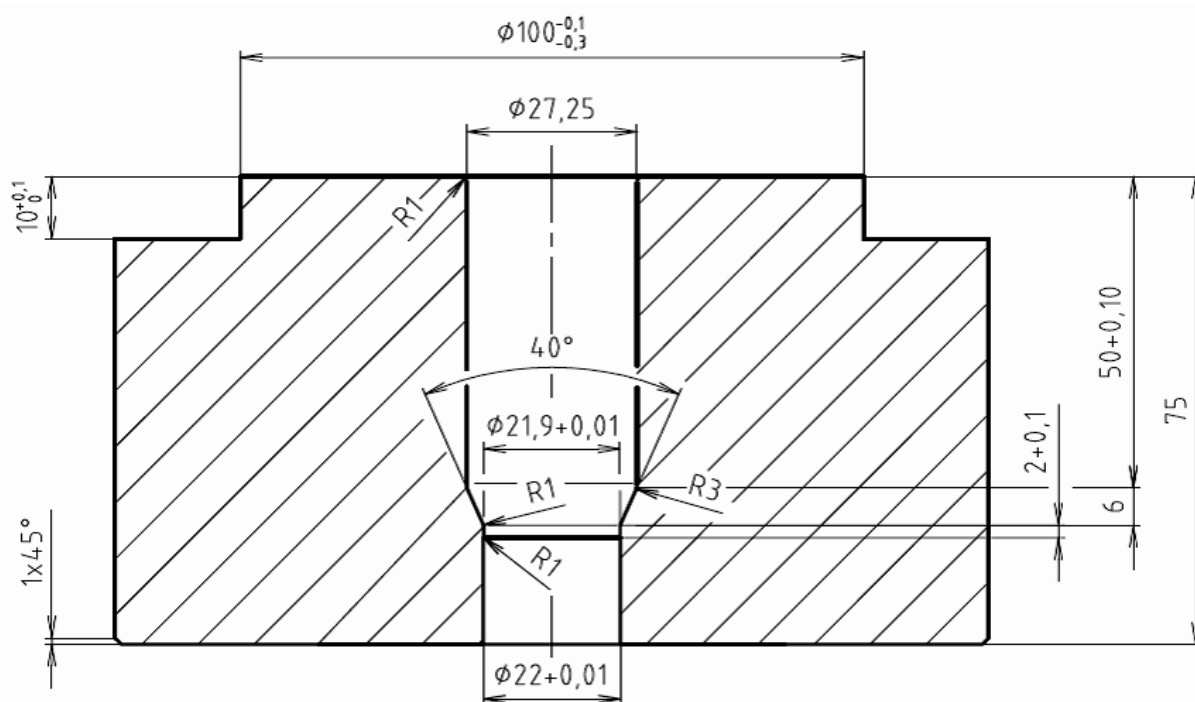
Obr. 37 Průběhy parametru porušení, poměru prvního hlavního napětí a redukovaného napětí a) 1. případ, b) 2. případ.

12. Porovnání simulace s experimentem

V této kapitole jsou porovnávány výsledky simulace s experimentálními zkouškami.

12.1 Experiment

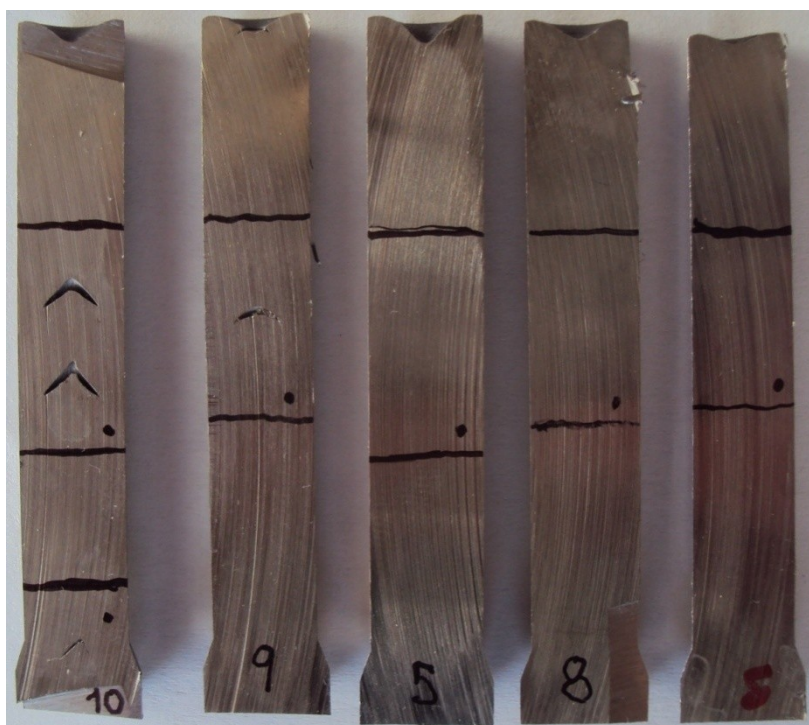
Pro výrobu vzorků byl použit materiál 12 050, který byl dodán v tyči o průměru 27h9 podle ČSN 42 6515.32. Jednotlivé válečky o délce 21 mm v počtu 10ks byly oddělovány stříháním z jedné tyče a zároveň z této tyče byly pořízeny vzorky pro tahovou zkoušku, která je potřebná ke kalibraci materiálu. Samotný experiment spočíval v pětinasobném protlačování ocelového válečku, jehož průměr byl postupně redukován z 27 mm na 22 mm, 17 mm, 15 mm, 13,2 mm a 11 mm. Vždy před každým protlačením byl povrch vzorku nafosfátován z důvodu lepšího ulpívání maziva a následně je povrch nasycen olejem. Rozměry první průtlačnice jsou vidět na následujícím obrázku 38, další čtyři se lišily pouze průměrem vstupního a výstupního otvoru, úhly a poloměry zaoblení hran zůstaly stejné.



Obr. 38 Geometrie průtlačnice.

Vzorky po průchodu všemi redukcemi byly rozřezány podél osy, kvůli analýze vzniku trhlin (obr. 39). Při pohledu na řezy průtlačku je vidět, že se vytvořily trhliny pouze u 2 vzorků z 10. Na vzorku č. 10 se vytvořily 2 trhliny ve střední části. Rozmístění těchto trhlin nepotvrzuje předpoklad, že se trhliny opakují po stejných vzdálenostech podél celé délky průtlačku. U vzorku č. 9 se vytvořila pouze jedna trhlina ve středu průtlačku. Je možné, že

trhliny jsou iniciovány v důsledku vady materiálu. Tento předpoklad by měl potvrdit metalografický rozbor.

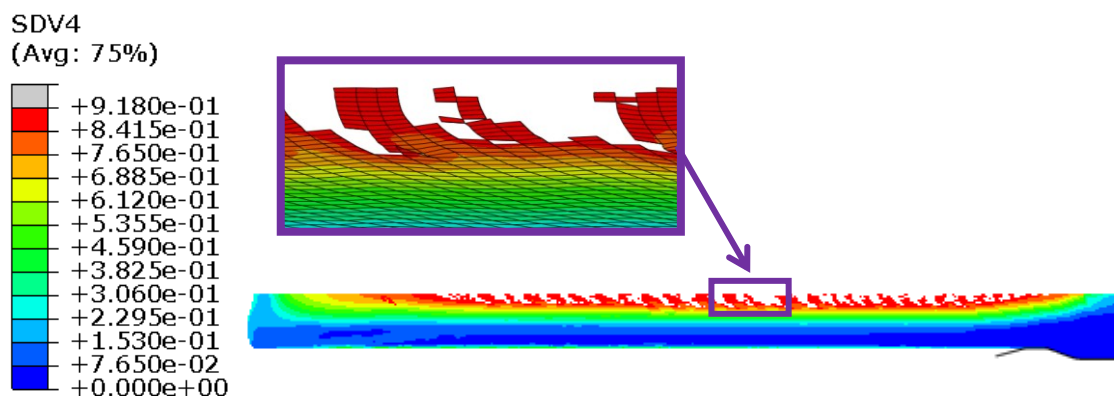


Obr. 39 Průtlačky po průchodu pěti redukcemi.

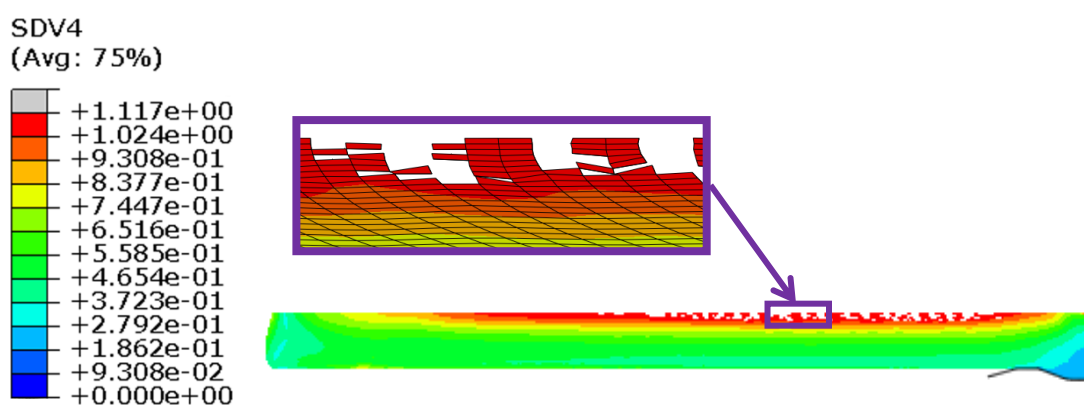
12.2 Simulace

Byl vytvořen odpovídající model experimentální zkoušky. Při simulaci byla použita postupně kritéria Rice-Tracey, RTCL a Cockcroft-Latham-Oh. Výsledky simulace jsou vyobrazeny na následujících třech obrázcích (obr. 40, 41, 42).

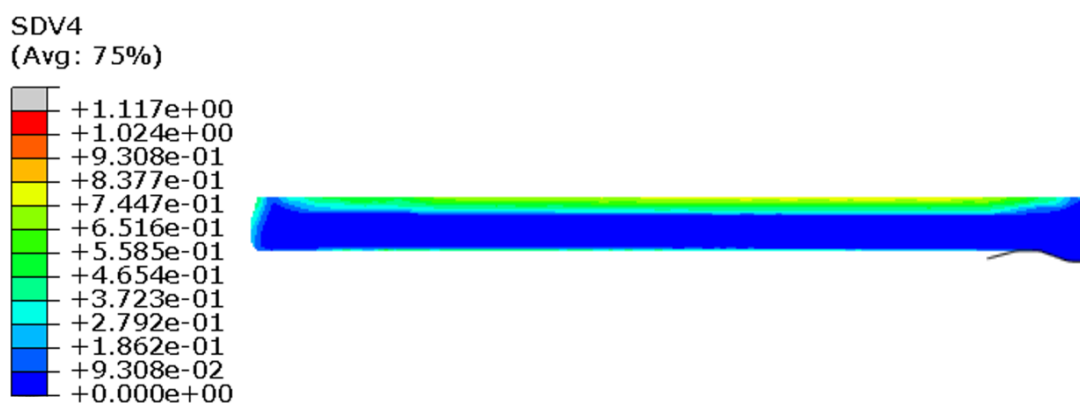
Na obr. 40 je vidět, že při použití kritéria Cockcroft-Latham-Oh dojde k porušování materiálu v ose průtlačku bez vzniku velkých centrálních šípovitých trhlin. Vznikne spousta menších trhlinek podél osy. Simulace s použitím kritéria Rice-Tracey dává podobný výsledek jako v předchozí simulaci. K tvorbě trhlin dojde o něco později a vyskytují se v druhé polovině posuzované části průtlačku. Na rozdíl od dvou předchozích případů kritérium RTCL vznik trhlin nepredikuje. Porovnáme-li toto s výsledky experimentu, můžeme říci, že při použití kritérií Cockcroft-Latham-Oh a Rice-Tracey nedostaneme věrohodné výsledky. K ověření kritéria RTCL je zapotřebí dalších experimentů, u kterých dojde k výrazné tvorbě trhlin.



Obr. 40 Rozložení parametru poškození po průřezu při použití kritéria Cockcroft-Latham-Oh.

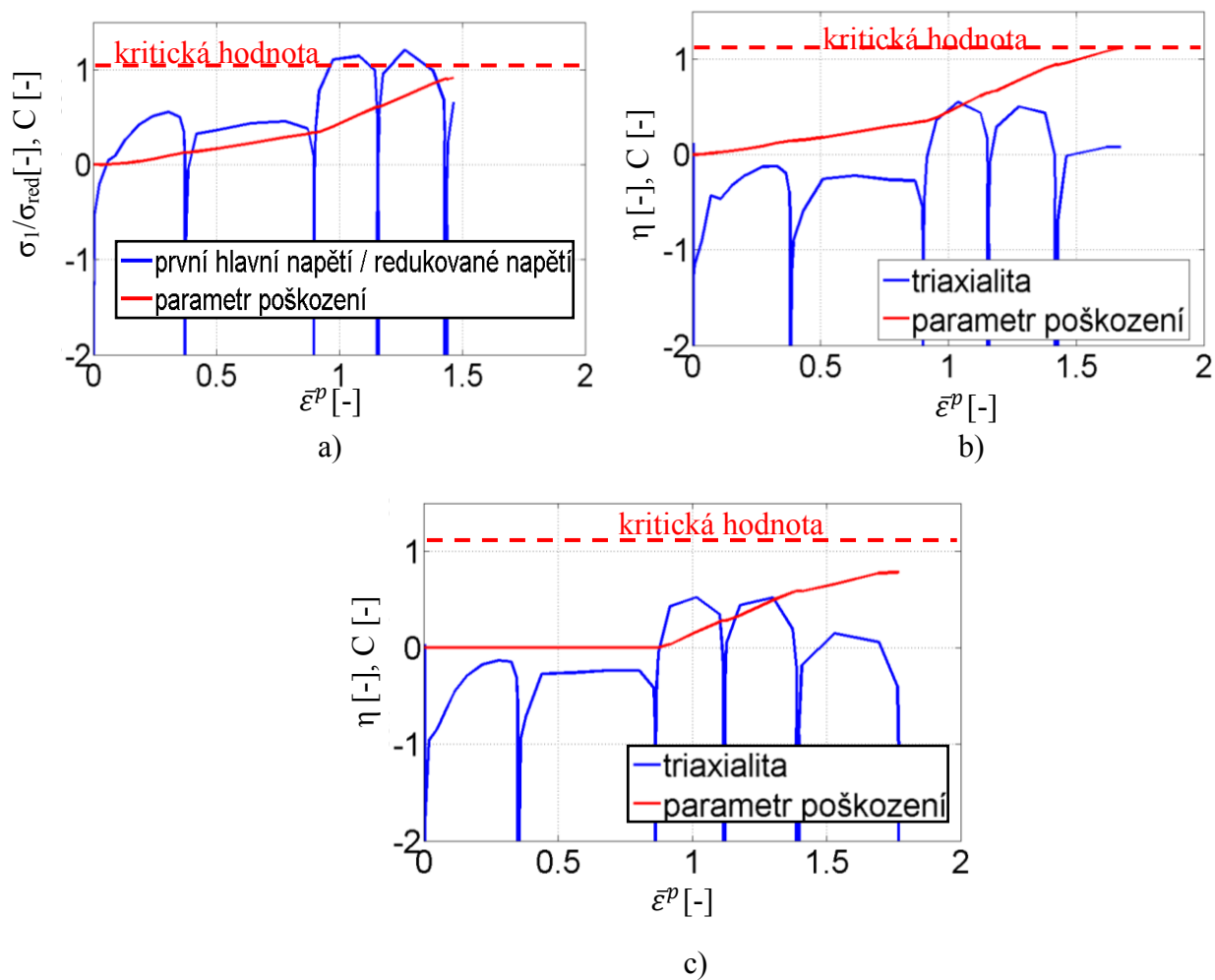


Obr. 41 Rozložení parametru poškození po průřezu při použití kritéria Rice-Tracey.



Obr. 42 Rozložení parametru poškození po průřezu při použití kritéria RTCL.

Na grafech obr. 43 jsou opět zobrazeny průběhy veličin, které definují jednotlivé kritérium v závislosti na redukovaném plastickém přetvoření. Parametr poškození dosáhne kritické hodnoty u kritéria Cockcroft-Latham-Oh při nejmenší velikosti redukovaného plastického přetvoření ($\bar{\epsilon}^p=1,4$). U kritéria Rice-Tracey se velikost $\bar{\epsilon}^p$, při které dosáhne parametr kritické hodnoty, posune se na hodnotu 1,7. Při použití kritéria RTCL parametr poškození nedosáhne kritické hodnoty s velkou rezervou.



Obr. 43 Průběhy parametru porušení, poměru prvního hlavního napětí a redukovaného napětí při použití kritéria a) Cockcroft-Latham-Oh, b) Rice-Tracey, c) RTCL

13. Závěr

Cílem této práce bylo vytvořit model dopředného protlačování schopný simulovat nespojitý charakter porušování. A následně výsledky těchto simulací srovnat s výsledky experimentálně získanými. Výpočtové modelování bylo prováděno pomocí metody konečných prvků v programu Abaqus s použitím explicitní formule. Ke zpracování výsledků bylo využito samotného programu Abaqus a programu Matlab. Veškeré simulace byly prováděny pro materiál 12 050.

Nejprve byly porovnávány vybraná kritéria (Cockcroft-Latham-Oh, Rice-Tracey a RTCL) na stejné modelové úloze. Následně byl sledován vliv měnících se procesních parametrů na vznik a šíření trhlin. Sledovanými parametry byly součinitel tření, redukční úhly a velikost redukce. V posledním případě byla sledována schopnost jednotlivých kritérií věrohodně predikovat vznik a šíření trhlin v porovnání s uskutečněným experimentem.

Po provedení těchto simulací bylo dosaženo těchto poznatků:

- Použitím různých kritérií se dosahuje odlišných výsledků. Jako nejvíce konzervativní se jeví kritérium Cockcroft-Latham-Oh, nejméně RTCL.
- Na modelové úloze bylo prokázáno, že se snižující se velikostí součinitele tření se trhliny rozevírají a zvětšují se jejich rozestupy. Naopak při zvyšování součinitele tření se zvětšuje počet trhlin a jsou menší.
- Při sledování vlivu velikosti redukčních úhlů bylo zjištěno, že se zvětšujícími se redukčními úhly se trhliny více rozevírají a jsou větší. Při zmenšování redukčních úhlů riziko vzniku trhlin klesá.
- Nejvíce nebezpečné jsou malé úběry v závěrečné fázi vícestupňového protlačování. Je-li malá redukce zařazena na začátek její nebezpečnost je mnohem menší.
- Kritérium Cockcroft-Latham-Oh a Rice-Tracey predikuje vznik trhlin předčasně. K ověření správné predikce trhlin kritéria RTCL je zapotřebí provedení dalších testů.

Z těchto výsledků vyplývá, že pokud chceme předejít vzniku trhlin, měli bychom volit malé redukční úhly, větší součinitele tření a vyvarovat se malých úběrů v závěrečné fázi protlačování.

Seznam použitých symbolů

(v pořadí podle použití v textu)

$\bar{\varepsilon}$	redukované přetvoření
$\bar{\varepsilon}_f$	kritická hodnota redukovaného přetvoření
σ_1	první hlavní napětí
C_{CL}	kritická hodnota kritéria Cockcroft – Latham
$\bar{\sigma}$	redukované napětí HMH
C_{CLO}	kritická hodnota kritéria Cockcroft – Latham – Oh
η	parametr triaxiality
C_{RT}	kritická hodnota kritéria Rice-Tracey
σ_m	střední napětí
C_{RTCL}	kritická hodnota kritéria RTCL
σ_y	napětí na mezi kluzu
A, B, c, m, n	materiálové konstanty
$\bar{\varepsilon}^p$	redukované plastické přetvoření
$\dot{\varepsilon}^*$	rychlost redukovaného přetvoření
$\dot{\varepsilon}^0$	referenční rychlost deformace
T^*	homologická teplota
T	teplota
T_{room}	pokojová teplota
T_{melt}	referenční teplota tavení
ε^f	lomové přetvoření
$D_1 \dots D_5$	kalibrační konstanty (kritérium Johnson-Cook)
ξ	Lodeho parametr
$C_1 \dots C_4$	konstanty kritéria Xue-Wierzbicki

J_3	třetí invariant deviátorového tenzoru napětí
S_1, S_2, S_3	hlavní složky invariantu deviátorového tenzoru napětí
a_t	vektor zrychlení
$[M]$	matice hmotnosti
t	čas
$\{F_t^{ext}\}$	vektor aplikovaných sil v čase t
$\{F_t^{int}\}$	vektor vnitřních sil v čase t
$[B]$	prvková matice tvarových funkcí přetvoření
$\{\sigma_n\}$	prvková matice vnitřních napětí
$\{F^{hg}\}$	vektor tlumících sil hourglassingu
v_t	rychlost v čase t
u_t	posuv v čase t
ω_{max}	nejvyšší vlastní frekvence prvku
c	rychlost šíření vlnění v materiálu
l	charakteristický rozměr prvku
E	modul pružnosti
ρ	hustota materiálu
Δt^{crit}	velikost časového kroku
f	součinitel tření
μ	poissonův poměr
C	specifické teplo
σ_{sml}	smluvní napětí
F	síla
S_0	původní průřez
L_0	původní délka vzorku
L	délka deformovaného vzorku

εlogaritmické přetvoření

e smluvní přetvoření

σ skutečné napětí

η_{av} průměrná triaxialita

Použitá literatura

- [1] BOŘKOVEC, J. *Výpočtová simulace procesu dělení materiálu*, Disertační práce. Brno: VUT v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2008.
- [2] Cockcroft, M. G., and Latham, D. J. *Ductility and the work ability of metals*. International Journal of the Institute of Metals, 1968, vol. 96, p. 33–39.
- [3] DVOŘÁK, Milan. *TECHNOLGIE II*. Brno : CERN, 2004. 238 s.
- [4] HŮLKA, J. *Aplikace modelů tvárného porušování při výpočtové simulaci technologických operací*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2008. 84s. Vedoucí diplomové práce prof. Ing. Jindřich Petruška, CSc.
- [5] Katedra strojírenské technologie, FS, TU v Liberci [online]. 2005 [cit. 2010-04-26]. Technologie plošného tváření – ohýbání. Dostupné z WWW: <http://www.ksp.tul.cz/cz/kpt/obsah/vyuka/skripta_tkp/sekce/07.htm>.
- [6] Oh, S., Chen, C. C., Kobayashi, S. *Ductile failure in axisymmetric extrusion and drawing*. Journal of Engineering for Industry, 1979, vol. 101, p. 36–44.
- [7] Rice, J. R., Tracey, D. M. *On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1969 , vol. 17, p. 201–217.
- [8] Teng, X., Wierzbicki T. *Evaluation of six fracture models in high velocity perforation*. Engineering Fracture Mechanics, in press.
- [9] Törnqvist, R. *Design of Crash worthy Ship Structures*. University of Denmark, 2003.
- [10] VLK, Miloš, FLORIAN, Zdeněk. *Mezní stavy a spolehlivost*. Brno, 2007.
- [11] Wierzbicki, T., Bao, Y., Lee, Y. W., Bai, Y. *Calibration and evaluation of seven fracture*. International Journal of Mechanical Sciences, 2005, vol. 47, p. 719– 743.
- [12] Wierzbicki, T., Werner, H. *Cockcroft and Lathamrevised*. Impact and Crashworthiness Laboratory Report no. 16, MIT, 1998.