

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

# IMPLEMENTACE, KALIBRACE A VYUŽITÍ PODMÍNEK TVÁRNÉHO LOMU V PROGRAMECH MKP

IMPLEMENTATION, CALIBRATION AND APPLICATION OF DUCTILE FRACTURE  
CONDITIONS IN FEM PROGRAMS

DIZERTAČNÍ PRÁCE

PhD. THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Ing. PETR KUBÍK

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

prof. Ing. JINDŘICH PETRUŠKA, CSc.

BRNO 2015

© Kubík Petr, 2015

Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky

Fakulta strojního inženýrství

Vysoké učení technické v Brně

Technická 2, 616 69 Brno

tel.: (+420) 541 142 858

fax: (+420) 541 142 876

e-mail: [ykubik05@stud.fme.vutbr.cz](mailto:ykubik05@stud.fme.vutbr.cz)

### **Čestné prohlášení:**

Prohlašuji, že jsem tuto dizertační práci zpracoval samostatně na základě konzultací s mým školitelem prof. Ing. Jindřichem Petruškou, CSc. a s použitím uvedené literatury.

V Brně dne 20. 5. 2015

.....  
Petr Kubík

### **Bibliografická citace:**

KUBÍK, P. *Implementace, kalibrace a využití podmínek tvárného lomu v programech MKP*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2015. 106 s. Vedoucí dizertační práce prof. Ing. Jindřich Petruška, CSc..

### **Poděkování:**

Tímto bych rád poděkoval kolegům z ÚMTMB na FSI VUT v Brně, kteří mi v průběhu zhotovování práce pomáhali. Především děkuji vedoucímu mé práce prof. Ing. Jindřichu Petruškovi, CSc. za cenné rady, připomínky, ochotu a čas, který mi věnoval.

Děkuji Ing. Bohumilu Jedovnickému, CSc., který ve své firmě J-VST, s.r.o. provedl experimenty dopředného protlačování.

Dále děkuji Ing. Antonínu Prantlovi, CSc. a doc. Ing. Janu Džuganovi, Ph.D. za provedení kalibračních experimentů na NT vzorcích ve firmě COMTES FHT a.s.

Děkuji Ing. Jiřímu Hůlkovi a Ing. Martinu Vaškovi Ph. D. za realizaci pěstovacích zkoušek na firmě ÚAM Brno, s.r.o. a zhotovení aparatury na detekci vzniku porušení.

Mé díky patří i prof. Ing. Rudolfu Foretovi, CSc. za provedení metalografických výbrusů zdeformovaných válečků opatřených jamkou.

Chtěl bych také poděkovat své manželce a rodině za podporu a pochopení při mém studiu.

Tato práce vznikla za podpory a na přístrojovém vybavení NETME Centre, regionálního výzkumného a vývojového centra, vybudovaného z finančních prostředků Operačního programu Výzkum a vývoj pro inovace v rámci projektu NETME Centre (Nové technologie pro strojírenství), Reg. č.: CZ.1.05/2.1.00/01.0002 a podporovaného v navazující fázi udržitelnosti prostřednictvím projektu NETME CENTRE PLUS (LO1202) za finančního přispění Ministerstva školství, mládeže a tělovýchovy v rámci účelové podpory programu „Národní program udržitelnosti I“.

**Abstrakt:**

Předkládaná práce se zabývá problematikou tvárného porušování při monotónním zatěžování, které je výsledkem postupné degradace materiálu za rozsáhlých plastických deformací. V současné době se pro jeho popis a predikci používá velká řada modelů, jejichž kalibrace není jednoduchá.

V rešeršní části jsou popsány mechanismy tvárného porušování a oblast bez porušení. Dále je uveden přehled kritérií, které jsou založeny na různých přístupech k poškozování. V rámci této dizertační práce byla navržena a použita kritéria KHPS a KHPS2. V poslední části rešerše je popsán postup stanovení křivky napětí-přetvoření a kalibrace kritérií tvárného porušování.

V experimentální části je uveden přehled zkoušek, které byly provedeny za účelem kalibrace vybraných kritérií. Pomocí těchto testů bylo dosaženo různých napěťových stavů v širokém rozsahu triaxiality napětí a Lodeho parametru. V rámci této práce byl navržen speciální typ vzorku, pomocí něhož je dosahováno velmi nízké hodnoty triaxiality napětí. Všechny vzorky byly vyrobeny z oceli 12 050. Jako polotovar byly použity tažené tyče kruhového průřezu o průměru 27 mm, vyrobené z jedné tavby.

Pomocí výše uvedených zkoušek byla provedena kalibrace vybraných kritérií tvárného porušování. Tato kritéria byla autorem implementována do explicitního konečnoprvkového programu ABAQUS/Explicit pomocí uživatelského podprogramu VUMAT.

Vybraná kritéria byla použita pro simulaci vícestupňového protlačování, u kterého dochází k tvorbě vnitřních centrálních trhlin. Tato kritéria byla také použita na simulaci stříhání tyčí kruhového průřezu. Výsledky ze simulací byly porovnány s experimenty, které provedl průmyslový partner J-VST.

**Klíčová slova:**

tvárné porušování, lomová kritéria, kalibrace, kritérium KHPS, dopředné protlačování

**Abstract:**

The presented work is concerning with ductile fracture problematic under monotonic loading which is result of gradual material degradation at large plastic deformation. At present, a large number of models, which calibration is not trivial, are used for its prediction.

Ductile fracture mechanisms and cut-off region are described in the literature search part. Next, there is given a summary of criteria which are based on different approaches to ductile fracture. There were proposed and used KHPS and KHPS2 criteria within this PhD thesis. Procedure of assessment of the stress-strain curve and ductile fracture criteria calibration are described in last part of the literature search.

A summary of tests, which were done in order to calibrate chosen criteria, is given in experimental part. Various stress states within broad range of stress triaxiality and Lode parameter were reached using these tests. Special type of specimen, by which very low stress triaxiality value is reached, was designed within this work. All specimens were made from the steel 12 050. Wrought rods of one melt with circular cross-section of 27 mm in diameter were used as semi-product.

Calibration of chosen ductile fracture criteria was performed using foregoing tests. These criteria were implemented by author into explicit finite element software ABAQUS/Explicit using user subroutine VUMAT.

Chosen criteria were used for simulation of multistep extrusion at which formation of internal central cracks occurs. These criteria were also used for simulation of cutting of circular cross-section rods. Results from simulation were compared to experiments which were done by industrial partner J-VST.

**Key words:**

ductile fracture, fracture criteria, calibration, KHPS criterion, forward extrusion

## OBSAH

1. Úvod.....	8
1.1. Motivace .....	8
1.2. Přehled metod predikce tvárného porušování .....	8
1.3. Implementace v MKP modelu .....	9
1.4. Cíle dizertační práce .....	10
2. Mechanismy tvárného porušování .....	11
2.1. Mechanismus v oblasti vysokých hodnot triaxiality napětí.....	11
2.2. Mechanismus v oblasti nízkých a záporných hodnot triaxiality napětí.....	11
2.3. Oblast bez porušení „cut-off“ .....	12
3. Kritéria tvárného porušování.....	13
3.1. Charakterizace napěťových stavů v prostoru hlavních napětí.....	13
3.2. Přehled kritérií tvárného porušování .....	15
3.3. Kalibrace kritérií tvárného porušování .....	29
3.3.1. Křivka napětí-přetvoření.....	29
3.3.2. Kalibrační tělesa .....	32
3.3.3. Stanovení parametrů kritérií porušování .....	33
4. Porovnání kritéria KHPS s vybranými kritérii.....	35
4.1. Identifikace konstant a rozbor lomového přetvoření.....	35
4.2. Simulace vybraných kalibračních testů .....	39
4.3. Shrnutí .....	42
5. Program kalibračních experimentů oceli 12 050.....	43
5.1. Tahové zkoušky.....	43
5.2. Pěchovací zkoušky se speciálním typem vzorku.....	45
5.3. Tahové/tlakové-krutové zkoušky .....	48
6. Kalibrace vybraných kritérií tvárného porušování pro ocel 12 050.....	52
6.1. Simulace kalibračních experimentů.....	52
6.1.1. Model materiálu.....	52
6.1.2. Tahové zkoušky.....	52
6.1.3. Pěchovací zkoušky se speciálním typem vzorku.....	55
6.1.4. Tahové/tlakové-krutové zkoušky .....	57
6.2. Identifikace konstant a rozbor lomového přetvoření.....	59
7. Dopředné protlačování za studena .....	65
7.1. Experiment víceúhňového protlačování oceli 12 050.....	65
7.2. Simulace experimentu víceúhňového protlačování oceli 12 050 .....	68

7.2.1.	Výpočtový model .....	68
7.2.2.	Prezentace a rozbor výsledků .....	69
8.	Stříhání tyčí .....	77
8.1.	Experiment.....	77
8.2.	Simulace experimentu .....	78
8.2.1.	Výpočtový model .....	78
8.2.2.	Prezentace a rozbor výsledků .....	79
9.	Závěr.....	82
	Literatura .....	84
	Seznam použité symboliky.....	91
	Dodatek .....	96

# 1. ÚVOD

## 1.1. Motivace

V současné době má tváření nezastoupitelnou roli při výrobě strojních součástí. Nejvíce je využíváno při sériové výrobě, zejména v leteckém a automobilovém průmyslu. Jeho největší výhodou je malý výrobní čas, vysoká produktivita a kvalita vyráběných součástí. V průběhu tohoto procesu dochází k rozsáhlým plastickým deformacím, které mohou zapříčinit porušení součásti tvárným lomem. Dalším významným výrobním procesem je stříhání a třískové obrábění, při nichž dochází k porušení soudržnosti materiálu opět při velkých plastických deformacích. S rozvojem výpočetní techniky je stále větší snaha tyto procesy simulovat pomocí numerických modelů a dosáhnout tak optimálních procesních parametrů, které mají vliv na životnost nástroje a na spolehlivost, bezpečnost a životnost vyráběné součásti. Ve většině případů jsou tyto modely schopny více či méně dobře predikovat nejen vznik, ale i následný růst trhliny v tvárném materiálu.

## 1.2. Přehled metod predikce tvárného porušování

Nejstarší kritéria empirického charakteru bylo možno používat jen na procesy, ze kterých byla tato kritéria odvozena. Například kritérium, podle kterého dojde k porušení, když redukované plastické přetvoření dosáhne své kritické hodnoty. Toto kritérium má zcela omezenou použitelnost, protože redukované plastické přetvoření při lomu je závislé na stavu napjatosti. V současné době existuje mnoho jednodušších i sofistikovanějších přístupů, které lze rozdělit do následujících kategorií:

### **Modely vzniku, růstu a propojování dutin**

První teoreticky podložené kritérium uvedl v roce 1968 McClintock [1], který použil 2D model mikrostruktury pomocí pole válcových dutin umístěných v tvárné matici rovnoběžně se směrem hlavních napětí. O rok později na něj navázali Rice a Tracey [2], kteří použili 3D model simulující růst kulové dutiny v matici podrobené obecné trojosé napjatosti. Jejich výsledky ukázaly, že růst dutin je závislý na triaxialitě napětí. Potvrdili tak výsledky Bridgmana, který v roce 1952 [3] ukázal, že redukované plastické přetvoření při lomu je silně závislé na triaxialitě napětí. Leroy a kol. [4] modifikovali kritérium Rice-Tracey tak, že do modelu zahrnuli vznik dutin, jejich změnu tvaru a následné propojení.

### **Modely plasticity poréznicích kovů**

Tyto modely jsou typické tím, že obsahují veličinu vyjadřující objemový podíl dutin v materiálu. Prvním průkopníkem tohoto přístupu byl Oyane [5], který vytvořil dvouparametrické a tříparametrické kritérium. Uvažoval, že k porušení dojde při dosažení kritické hodnoty objemového podílu dutin, který je závislý na porezitě materiálu. Nejznámějším představitelem v této kategorii je Gursonův [6] model, který svazuje plasticitu s porušováním. Gurson vytvořil funkci plasticity, která má souvislost s Misesovou funkcí a zahrnuje objemový podíl dutin jako vnitřní proměnnou. Existuje mnoho modifikací tohoto modelu. Tvergaard a Needleman [7, 8] uvažovali více dutin než jednu a na základě experimentálních měření Gursonův model rozšířili o další parametry, které zlepšily jeho popis poškození těsně před

lomem. Tento model je velmi často nazýván G-T-N. Jackiewicz [9] uvedl přehled modifikací, které umožňují zahrnout efekt smykového propojování dutin.

### **Mechanika poškození kontinua**

Tyto modely porušení jsou podobně jako Gursonův model svázány s plasticitou materiálu. Kachanov [10] jako první navrhl parametr poškození  $D$ , který vyjadřuje ztrátu tuhosti při degradaci materiálu vlivem rozvoje mikrodefektů. Na základě tohoto konceptu Rabotnov [11] zavedl efektivní napětí, které je na parametru poškození závislé. Lemaitre [12] navrhl model poškození kontinua, ve kterém je parametr poškození lineární funkcí redukovaného plastického přetvoření. Lemaitre [13] a Wang [14] tento model rozšířili o závislost parametru poškození na deformačně-napěťovém stavu a na rychlosti uvolňované deformační energie. Bonora [15] navrhl isotropní nelineární model, který je schopen popsat rozvoj porušování pro různé materiály. V současné době se touto problematikou zabývá Saanouni [16, 17] a Xue [18, 19, 20].

### **Empirické modely**

Většina relativně jednoduchých kritérií empirického charakteru byla v minulosti navržena komunitou tvářečů kovů. Tato kritéria postrádají pevné fyzikální základy a byla ověřována pouze v omezeném rozsahu napěťových stavů. Jsou založena na pozorování, zkušenostech a jednoduché matematické interpretaci. Cockcroft a Latham [21] odvodili jednoparametrické kritérium, které následně modifikoval Oh [22]. Na základě těchto kritérií se mohou tvořit trhliny pouze pro tahovou a smykovou napjatost, nikoliv pro tlakovou. Brozzo [23] uvedl kritérium pro predikci limitů tvárnosti plechů. Dalším kritériem je Norris [24], které později modifikoval Atkins [25, 26]. Jedno z nejznámějších kritérií této kategorie, které umožňuje zahrnout vliv teploty a rychlosti deformace, navrhli Johnson a Cook [27].

## **1.3. Implementace v MKP modelu**

Implicitní kódy jsou vhodné pro kalibraci a predikci vzniku porušení. Pokud ovšem vyžadujeme predikci nejen vzniku, ale i rozvoje porušení, je vhodné použít explicitní kód. U této formulace jsou jisté obtíže, např. distorze prvků, hourglassing a další. Realizaci porušování v MKP simulacích je možno provést několika způsoby:

### **Mazání prvků**

Je to velmi rozšířená metoda, díky své snadné implementaci. V okamžiku, kdy v prvku dojde k dosažení kritické hodnoty daného kritéria, dochází k odstranění prvku z modelu. Odstranění je provedeno tak, že napětí na prvku a jeho tuhost je nastavena na nulovou hodnotu. Tato velmi náhlá lokální změna tuhosti způsobuje rázové zatížení. Při mazání prvků dochází k odstranění jejich hmoty z globální matice hmotnosti nebo k úpravě této matice tak, aby ke změně celkové hmoty nedocházelo. Z tohoto důvodu je vhodné používat velmi malé prvky.

### **Rozdělování uzlů**

Další metoda je rozdělování uzlů, kterou ve svých pracích používá Komori [28, 29]. V místě, kde nabyde dané kritérium své kritické hodnoty, dojde k rozdělení jednoho uzlu na dva a pomocí přesítovacího algoritmu se vytvoří nová síť. Rozvoj porušení se tedy uskutečňuje podél hran prvků.

### **XFEM**

XFEM je metoda používající speciální prvky, ve kterých je přidán stupeň volnosti popisující šíření trhliny. Moës a kol. [30] tuto metodu poprvé představili v roce 1999. Tato metoda nevyžaduje přesítování a většinou se používá pro tělesa s vrubem nebo již s existující trhlinou.

### **Bezsítové metody**

Další možností jsou bezsítové metody, které používají pouze uzly a mají velmi účinnou adaptivní tvorbu sítě. Komerční software LS-dyna disponuje několika modely této metody, například Element free Galerkin a Smoothed particle hydrodynamics.

Ve všech simulacích s porušováním, které jsou uvedeny v této práci, je použita metoda mazání prvků.

## **1.4. Cíle dizertační práce**

Cílem práce je kritická analýza a případná vlastní modifikace stávajících kritérií tvárného porušování. Rozhodujícím hlediskem bude možnost jejich praktického využití zejména v oblasti predikce poškozování při simulaci procesů tváření či dělení materiálu. Bude přitom zohledněna nejen predikční schopnost vybraných kritérií, ale i náročnost a spolehlivost kalibračního procesu. Součástí práce je implementace vybraných kritérií do explicitního kódu MKP, provedení kalibračních experimentů včetně návrhu vhodných vzorků a aplikace kalibrovaného modelu na simulaci procesu dopředného protlačování. Výsledky budou srovnány s reálnými protlačky, u kterých došlo ke vzniku typických vnitřních defektů ve tvaru šípu, tzv. „chevron cracks“. Snahou bude nalézt kritéria, která vhodně predikují nejen vznik, ale i růst a tvar uvedených defektů.

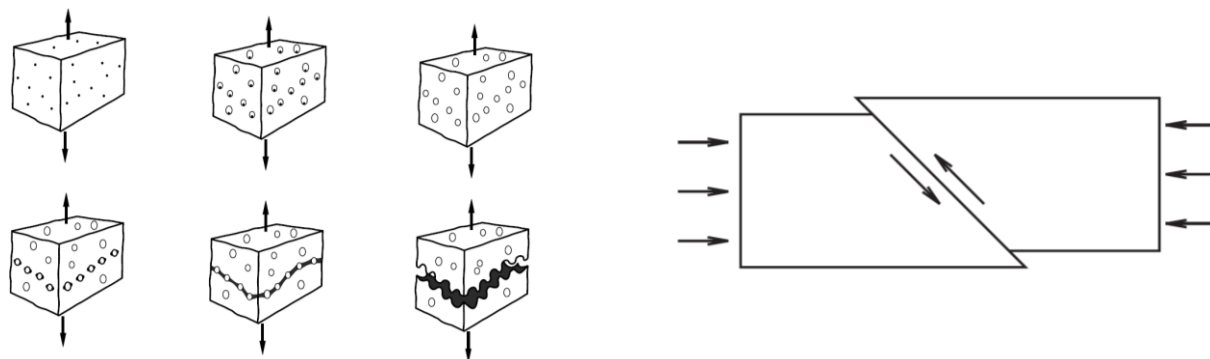
## 2. MECHANISMY TVÁRNÉHO PORUŠOVÁNÍ

Jednou z nejdůležitějších veličin ovlivňující mechanismus tvárného porušení je triaxialita napětí (3.5) [31]. Tyto závěry plynou z nezávislých studií růstu dutin [1, 2], empirických studií [23, 24, 26] a z mnoha dalších experimentálních a numerických studií [3, 32, 33].

### 2.1. Mechanismus v oblasti vysokých hodnot triaxiality napětí

V oblasti vyšších hodnot triaxiality napětí ( $\eta > 1/3$ ) dochází k mechanismu vzniku, růstu a propojování dutin, dále jen MD (Obr. 2.1). Společným charakterem tohoto mechanismu jsou hrubé lomové plochy s výraznými, okem viditelnými jamkami, které jsou pozůstatkem dutin (Obr. 2.2). Nejčastějším místem jejich vzniku je rozhraní mezi matricí a částicemi druhé fáze (karbidy, vměstky). Jelikož je matrice poddajnější než tyto částice, dochází na jejich rozhraní ke koncentraci napětí. Dutiny mohou vznikat i difúzním mechanismem.

Ke vzniku dutin dochází v celém průběhu zatěžování. Tyto dutiny rostou a následně se začínají propojovat. Jejich topologie, tvar a způsob vzniku, růstu a propojování jsou odlišné v závislosti na mikrostruktuře a deformačně-napět'ové historii.

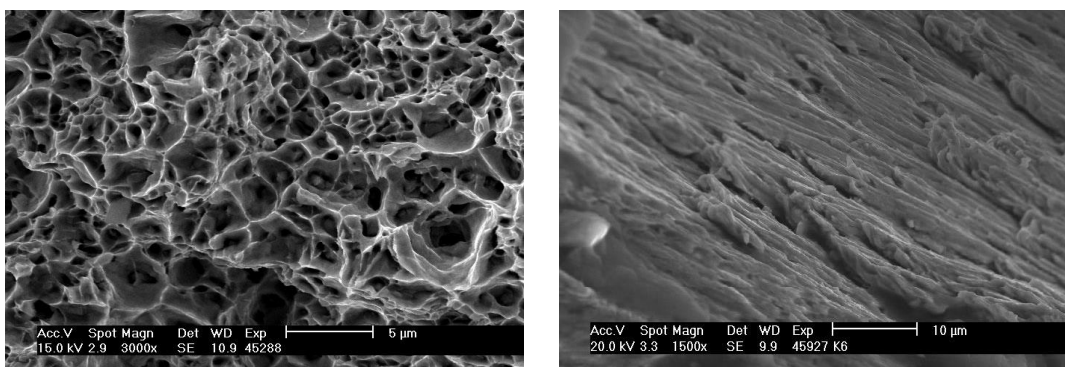


Obr. 2.1: Schématické zobrazení mechanismů tvárného porušení: (vlevo) vznik, růst a propojování dutin, (vpravo) smykový mechanismu [34]

### 2.2. Mechanismus v oblasti nízkých a záporných hodnot triaxiality napětí

V oblasti nízkých a záporných hodnot triaxiality napětí ( $\eta < 1/3$ ) dochází k mechanismu smykovému, dále jen MS (Obr. 2.1). Trhlina se šíří v rovinách největšího smykového napětí a ve srovnání s mechanismem vzniku, růstu a propojování dutin je lomová plocha hladká (Obr. 2.2).

V minulosti nebyl MS zkoumán v takovém rozsahu jako MD. Mnoho autorů provádělo experimentální měření pět'ování válcových tyčí, u kterého dochází ke smykovému mechanismu. U této operace je velmi obtížné zjistit místo a okamžik vzniku porušení a rozvoj trhliny skrz celé těleso trvá poměrně dlouhou dobu.



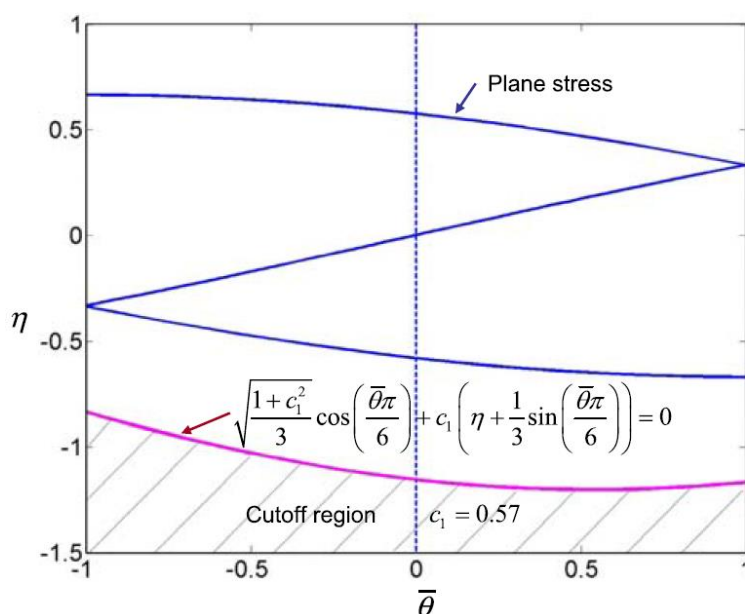
Obr. 2.2: Lomová plocha mechanismů tvárného porušování: (vlevo) vznik, růst a propojování dutin, (vpravo) smykový mechanismus [34]

### 2.3. Oblast bez porušení „cut-off“

Na existenci oblasti bez porušení poukázal Bao [35, 36]. Na základě analýzy přechovacích zkoušek válcových tyčí a experimentálního měření provedeného Bridgmanem [3] odhalili, že k lomu nedojde, pokud jsou hodnoty triaxiality napětí menší než  $\eta \leq -1/3$ . Teng [37, 38] potvrdil důležitost oblasti bez porušení při simulacích nárazů různých druhů projektilů při vysoké rychlosti do hliníkových a ocelových desek.

Khan [39] provedl neproporcionální dvouosou tlakovou zkoušku hliníkové slitiny, při které došlo k porušení. Triaxialita napětí dosahovala menších hodnot než je hodnota oblasti bez porušení, kterou uvedl Bao.

Hodnota oblasti bez porušení není jednoznačně dána a potvrzení její existence vyžaduje pevné teoretické základy, které musí být dostatečně ověřeny experimentálním měřením. Některá kritéria tvárného porušení tuto oblast zahrnují. Tvar hranice oblasti bez porušení kritéria Extended Mohr-Coulomb pro konkrétní hodnotu konstanty  $c_1 = 0,57$ , lze zobrazit v rovině normalizovaný Lodeho úhel-triaxialita napětí (Obr. 2.3).



Obr. 2.3: Oblast bez porušení kritéria Extended Mohr-Coulomb [40]

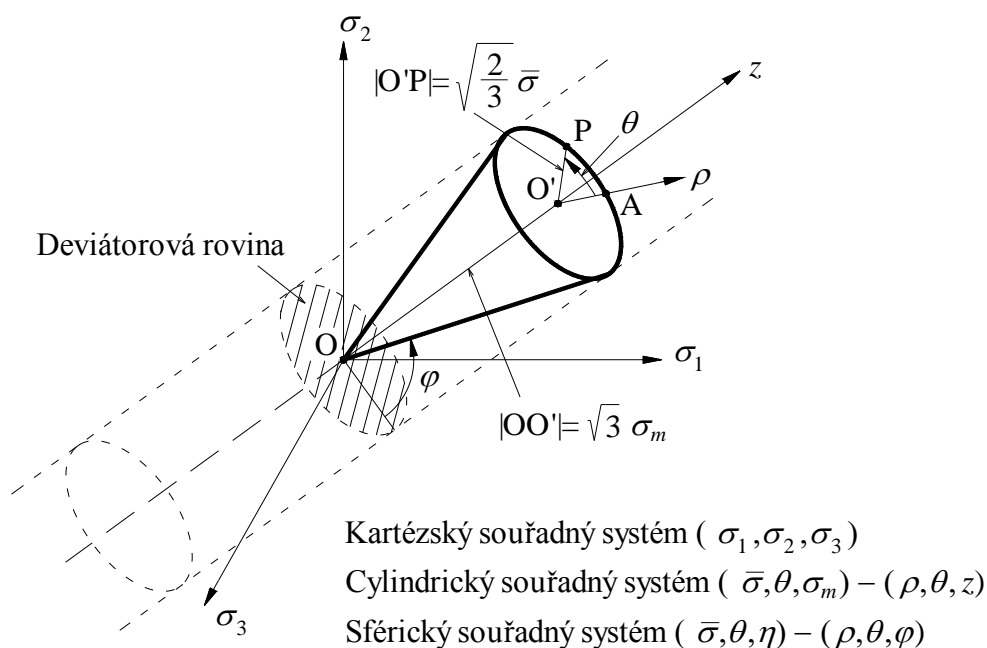
### 3. KRITÉRIA TVÁRNÉHO PORUŠOVÁNÍ

Jak již bylo uvedeno dříve, první kritéria byla empirického charakteru a měla omezenou použitelnost. Později vznikla sofistikovanější kritéria obsahující více parametrů souvisejících jak s MD, tak s MS.

Většina kritérií obsahuje triaxialitu napětí jako vnitřní proměnnou. V posledních deseti letech se začal používat pro popis porušení spolu s triaxialitou napětí i deviátorový parametr (Lodeho parametr, Lodeho úhel nebo normalizovaný třetí invariant deviátoru napětí). Velká přednost těchto kritérií je, že popisují všechny možné typy napěťových stavů, a proto jsou použitelné pro jakékoli simulace technologických operací. Kalibrace konstant pro daný materiál je ovšem nákladná. Z tohoto důvodu jsou tato kritéria vhodná pro sériovou výrobu v automobilovém a leteckém průmyslu. Dále jsou také vhodná v odvětvích s extrémními nároky na bezpečnost, např. jaderný průmysl.

#### 3.1. Charakterizace napěťových stavů v prostoru hlavních napětí

Xue, Bai a Wierzbicki [18, 41] uvedli model plasticity a modely porušování homogenního izotropního materiálu, jejichž základem je transformace kartézského souřadného systému  $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$  hlavních napětí na systém cylindrický  $(\bar{\sigma}, \theta, \sigma_m)$  a sférický  $(\bar{\sigma}, \theta, \eta)$ .



Obr. 3.1: Tři typy souřadného systému v prostoru hlavních napětí [40]

Tyto modely formulovali pomocí tří invariantů tenzoru napětí  $\boldsymbol{\sigma}$ , které jsou definované vztahy

$$p = -\sigma_m = -\frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}) = -\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3), \quad (3.1)$$

$$q = \bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{S} : \mathbf{S}} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}, \quad (3.2)$$

$$r = \left( \frac{9}{2} \mathbf{S} \cdot \mathbf{S} : \mathbf{S} \right)^{\frac{1}{3}} = \left[ \frac{27}{2} \det(\mathbf{S}) \right]^{\frac{1}{3}} = \left[ \frac{27}{2} (\sigma_1 - \sigma_m)(\sigma_2 - \sigma_m)(\sigma_3 - \sigma_m) \right]^{\frac{1}{3}}, \quad (3.3)$$

kde  $\mathbf{S}$  je deviator tenzoru napětí definovaný vztahem (3.4),  $\sigma_m$  je střední napětí a  $\bar{\sigma}$  je redukované napětí von Mises.

$$\mathbf{S} = \boldsymbol{\sigma} + p\mathbf{I}. \quad (3.4)$$

Triaxialita napětí má charakter bezrozměrného hydrostatického tlaku

$$\eta = \frac{-p}{q} = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} = \frac{\sqrt{2}}{3} \cot(\varphi) \quad (3.5)$$

a je jednou z nejdůležitějších veličin ovlivňující tvárné porušování (viz kapitola 2).

Dalším velmi významným parametrem je Lodeho úhel, který se začal používat pro popis porušování teprve nedávno. Lze vyjádřit pomocí normalizovaného třetího invariantu deviatoru napětí  $\xi$  [42, 43, 44] nebo Lodeho parametru  $\mu$  [45, 46]

$$\theta = -\frac{1}{3} \sin^{-1}(\xi) \quad \text{nebo} \quad \theta = \tan^{-1}\left(\frac{\mu}{\sqrt{3}}\right), \quad (3.6)$$

kde

$$\xi = \left(\frac{r}{q}\right)^3 \quad (3.7)$$

$$\mu = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}. \quad (3.8)$$

Lodeho úhel nabývá hodnot v intervalu  $-\pi/6 \leq \theta \leq \pi/6$ , zatímco normalizovaný třetí invariant deviatoru napětí  $-1 \leq \xi \leq 1$  a Lodeho parametr  $-1 \leq \mu \leq 1$ . V některých případech je vhodné Lodeho úhel normalizovat dle vztahu

$$\bar{\theta} = -\frac{6\theta}{\pi}. \quad (3.9)$$

Po této úpravě má normalizovaný Lodeho úhel stejný rozsah jako  $\xi$  a  $\mu$ .

V případě rotačně symetrického tahu nabývají parametry hodnot  $\xi = \bar{\theta} = 1$ ,  $\mu = -1$ ,  $\theta = -\pi/6$ , v případě rovinné deformace nebo čistého smyku  $\xi = \mu = \bar{\theta} = \theta = 0$  a pro rotačně symetrický tlak  $\xi = \bar{\theta} = -1$ ,  $\mu = 1$ ,  $\theta = \pi/6$ .

**Poznámka:** V dostupných literárních pramenech se často používá azimutální úhel  $\theta_A$  a označuje se jako Lodeho úhel. Azimutální úhel nabývá hodnot v intervalu  $0 \leq \theta_A \leq \pi/3$  a vztah k Lodeho úhlu je vyjádřen rovnicí

$$\theta_A = \theta + \frac{\pi}{6}. \quad (3.10)$$

### 3.2. Přehled kritérií tvárného porušování

Přestože je v současnosti řada kritérií obsažena v explicitních programech MKP jako jsou PamCrash, LS-Dyna, ABAQUS/Explicit, MSC/DYTRAN, Deform, Radioss, je jejich praktické využití pro uživatele problematické. Obvykle jsou obsažena buď elementární kritéria typu konstantního lomového přetvoření, nebo pouze vybraná víceparametrická kritéria, pro která scházejí relevantní data i zkušenosti s kalibrací materiálových parametrů.

V této práci jsou všechny simulace provedeny jednotně v programu ABAQUS/Explicit, který disponuje kritérii jako redukované plastické přetvoření, Johnson Cook a Gurson. Všechna další níže popsaná vyšetřovaná kritéria byla proto autorem implementována pomocí uživatelské subroutiny VUMAT.

#### Redukované plastické přetvoření

Přestože má toto kritérium zcela omezenou použitelnost, je k dispozici ve všech zmiňovaných programech díky své jednoduchosti. K porušení dojde, když redukované plastické přetvoření  $\bar{\varepsilon}^p$  dosáhne kritické hodnoty  $\bar{\varepsilon}_C^f$

$$\bar{\varepsilon}^p = \int_0^t \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p} dt = \bar{\varepsilon}_C^f, \quad (3.11)$$

kde  $\boldsymbol{\varepsilon}^p$  je tenzor plastického přetvoření a  $t$  je čas.

Existuje mnoho analogicky podobných kritérií, které používají jiné veličiny. Například smykové napětí, první hlavní napětí, první hlavní přetvoření, střední napětí apod.

#### Cockcroft-Latham-Oh (C-L-O)

Cockcroft a Latham [21] uvedli kritérium, které je vhodné pro MS. Aplikovali ho na zkoušku tahem, krutem a na různé technologické operace jako je válcování a protlačování.

Oh [22] toto kritérium modifikoval pro aplikaci na protlačování a tažení drátu. Parametr poškození je definován rovnicí

$$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}^p} \frac{\sigma_1}{\sigma} d\bar{\varepsilon}^p. \quad (3.12)$$

Porušení nastane, když hodnota parametru poškození dosáhne kritické hodnoty  $D_{CLO}$ .

Toto kritérium je empirického charakteru, založené na plastické práci, podobně jako kritéria Brozzo [23] a Norris [24].

#### Rice-Tracey (R-T)

Rice a Tracey [2] navázali na práci McClintocka [1], který jako první uvedl teoreticky podložené kritérium, založené na studii chování MD. Jejich výsledky ukázali, že růst dutin nejvíce ovlivňuje triaxialita napětí. Toto kritérium později modifikoval Fischer [48], který uvedl následující tvar

$$D = \frac{1}{1,65} \int_0^{\bar{\varepsilon}^p} \exp\left(\frac{3}{2}\eta\right) d\bar{\varepsilon}^p. \quad (3.13)$$

K porušení dojde, když parametr poškození dosáhne kritické hodnoty  $D_{RT}$ .

### RTCL

Na základě experimentálních výsledků Kuda a Aoiho [49], kteří prováděli pýchování válcových tyčí, převedli Wierzbicki a Werner [50] kritérium Cockcroft-Latham-Oh na tvar, ve kterém vystupuje triaxialita napětí. Pro tuto modifikaci použili  $J_2$  plasticitu, předpokládali rovinnou napjatost  $\sigma_{3j} = 0$  a zanedbali složky smykového napětí  $\sigma_{12} \approx 0$ .

Nového tvaru využil Törnqvist [51], který sloučil kritérium vhodné pro MS (Cockcroft-Latham-Oh) s kritériem vhodným pro MD (Rice-Tracey). Parametr poškození je určen rovnicí

$$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}^p} f(\eta)_{RTCL} d\bar{\varepsilon}^p, \quad (3.14)$$

kde je funkce triaxiality napětí rozdělena do intervalů, které odpovídají jednotlivým mechanismům porušování

$$f(\eta)_{RTCL} = \begin{cases} 0 & \eta \in \left(-\infty, -\frac{1}{3}\right) & \text{„cutoff“} \\ 2 \frac{1 + \eta \sqrt{12 - 27\eta^2}}{3\eta + \sqrt{12 - 27\eta^2}} & \eta \in \left(-\frac{1}{3}, \frac{1}{3}\right) & MS \\ \frac{1}{1,65} \exp\left(\frac{3}{2}\eta\right) & \eta \in \left(\frac{1}{3}, \infty\right) & MD \end{cases} \quad (3.15)$$

Porušení nastane, když parametr poškození dosáhne kritické hodnoty  $D_{RTCL}$ .

Kritérium RTCL má jednu kalibrační konstantu, což je velmi výhodné z hlediska kalibrace. Törnqvist ve své rozsáhlé práci, která byla zaměřena na simulace nárazů lodí, provedl verifikaci kritéria RTCL pomocí simulace několika experimentů různých kolizí.

### Johnson-Cook (J-C)

Tento model materiálu a porušení představili Johnson a Cook [27] v roce 1985. Jako jeden z mála umožňuje zahrnout vliv teploty a rychlosti deformace. Johnson a Holmquist [52] později uvedli parametry tohoto modelu pro běžně používané materiály.

Křivka zpevnění tohoto modelu materiálu je určena vztahem

$$\bar{\sigma} = \left[ A + B(\bar{\varepsilon}^p)^n \right] \left[ 1 + C \ln \dot{\varepsilon}^* \right] \left[ 1 - T^{*l} \right], \quad (3.16)$$

kde  $A, B, C, l$  jsou konstanty materiálu,  $n$  je exponent zpevnění,  $\dot{\varepsilon}^*$  je bezrozměrná rychlost redukovaného plastického přetvoření pro referenční rychlost  $\dot{\varepsilon}_0$

$$\dot{\varepsilon}^* = \frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0} \quad (3.17)$$

a homologická teplota  $T^*$  je dána vztahem

$$T^* = \frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}}, \quad (3.18)$$

kde  $T_{melt}$  je teplota tavení,  $T_{room}$  je referenční teplota a  $T$  je aktuální teplota.

Kumulaci poškození popisuje veličina nazývaná parametr poškození

$$D = \sum \frac{\Delta \bar{\varepsilon}^p}{\bar{\varepsilon}^f(\eta, \dot{\varepsilon}^*, T^*)}, \quad (3.19)$$

kde lomové přetvoření  $\bar{\varepsilon}^f$  obsahuje pět konstant materiálu  $D_{1..5}$  a je funkcí triaxiality napětí, rychlosti deformace a teploty

$$\bar{\varepsilon}^f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \eta)] [1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*] [1 + D_5 T^*]. \quad (3.20)$$

Porušení nastane, když parametr poškození nabyde jednotkové hodnoty  $D = 1$ .

### **EWK**

Wilkins [53] navrhl model, který obsahuje dvě váhové funkce. První souvisí s MD a druhá s MS. Engineering System International toto kritérium dále vyvíjí [54, 55], nyní je k dispozici v programu PamCrash pod názvem ESI-Wilkins-Kamoulakos (EWK). Parametr poškození je dán rovnicí

$$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}^p} w_{MD} w_{MS} d\bar{\varepsilon}^p, \quad (3.21)$$

kde váhová funkce  $w_{MD}$  závisí na hydrostatickém napětí

$$w_{MD} = \left( \frac{1}{1 + a_w p} \right)^\alpha \quad (3.22)$$

a váhová funkce  $w_{MS}$  závisí na asymetrii napětí

$$w_{MS} = \left[ 2 - \sup \left( \frac{S_2}{S_3}, \frac{S_2}{S_1} \right) \right]^\beta. \quad (3.23)$$

K porušení dojde, když parametr poškození  $D$  dosáhne kritické hodnoty  $D_{EWK}$  na objemu o poloměru  $R_{EWK}$ .

Kalibrace konstant materiálu  $a_w$ ,  $\alpha$ ,  $\beta$  a  $D_{EWK}$  je u tohoto modelu velmi obtížná. Inspiraci můžeme nalézt v dizertační práci Xueho [18], který toto kritérium převedl na vhodnější tvar pro kalibraci a uvedl vzájemný vztah mezi některými konstantami kritéria EWK a Johnson-Cook.

### **CrachFEM**

Skupiny výzkumníků z BMW R&D Center a MATFEM navrhli model porušování, který je implementovaný do programu PamCrash. Tento model je vhodný pro simulace tvárného porušování při tváření tenkých plechů a výlisků. Podobně jako EWK zahrnuje oba mechanismy porušování [56]. Používá však dva parametry poškození, které se kumulují odděleně. K lomu dojde, jestliže větší z nich dosáhne jednotkové hodnoty

$$D = \sup(D_{MD}, D_{MS}) = 1. \quad (3.24)$$

Parametry poškození jsou určeny integrálním vztahem

$$D_{MD,MS} = \int_0^{\bar{\varepsilon}^p} \frac{d\bar{\varepsilon}^p}{\bar{\varepsilon}_{MD,MS}^f}, \quad (3.25)$$

v kterém vystupuje lomové přetvoření odpovídající MD

$$\bar{\varepsilon}_{MD}^f = E_1 \exp(-3E_3\eta) + E_2 \exp(3E_3\eta) \quad (3.26)$$

a lomové přetvoření odpovídající MS

$$\bar{\varepsilon}_{MS}^f = E_4 \exp(-E_5\lambda) + E_6 \exp(E_5\lambda), \quad (3.27)$$

kde parametr  $\lambda$  popisuje smykový lom a je definován rovnicí

$$\lambda = \frac{\bar{\sigma}}{\tau_{\max}} (1 - 3E_7\eta). \quad (3.28)$$

Ačkoliv byl tento model vyvinut pro průmyslové aplikace, obsahuje sedm konstant materiálu  $E_{1..7}$ . To má negativní dopad na kalibraci, která je velice problematická. Parametry tohoto modelu pro běžně používané materiály se téměř nikde v literatuře nevyskytují.

### Gurson-Tvergaard-Needleman (G-T-N)

Tento model je nejznámějším a nejrozšířenějším zástupcem modelů plasticity poréznicích kovů, které svazují plochu plasticity s poškozením materiálu, podobně jako modely poškození kontinua. Gurson [6] modeloval materiál pomocí matrice obsahující dutiny. Množství dutin definoval objemovým podílem  $f_v$ , který vyjadřuje poškození materiálu. Tvergaard a Needleman [7, 8, 57, 58] tento model modifikovali přidáním dvou parametrů  $q_1$  a  $q_2$ , a zavedli modifikovaný objemový podíl dutin  $f_v^*$ . Tato modifikace vylepšuje popis kumulace poškození jak při začátku zatěžování (malý objemový podíl dutin), tak těsně před lomem. Funkce plasticity je popsána rovnicí

$$\Phi = \frac{\bar{\sigma}^2}{\bar{\sigma}_M^2} + 2q_1 f_v^* \cosh\left(\frac{3\sigma_m}{2\bar{\sigma}_M} q_2\right) - 1 - (q_1 f_v^*)^2 = 0, \quad (3.29)$$

kde  $\bar{\sigma}_M$  je redukované napětí matrice na mezi kluzu. Modifikovaný objemový podíl dutin je definován jako

$$f_v^*(f_v) = \begin{cases} f_{v0} & \text{„panenský“ materiál} \\ f_v & f_v \leq f_{vC} \\ f_{vC} + (q_1^{-1} - f_{vC})(f_v - f_{vC})(f_{vF} - f_{vC})^{-1} & f_v > f_{vC} \end{cases}, \quad (3.30)$$

kde  $f_{v0}$  je počáteční objemový podíl dutin před jakýmkoliv zatížením,  $f_{vC}$  je kritický objemový podíl dutin a  $f_{vF}$  je objemový podíl dutin při lomu.

Změna objemového podílu dutin je určena růstem dutin stávajících a vznikem nových dutin

$$df_v = df_{vG} + df_{vN}, \quad (3.31)$$

kde rychlost změny objemového podílu existujících dutin úzce souvisí s volumetrickým přetvořením

$$df_{vG} = (1 - f_v) d\varepsilon_{kk}^p \quad (3.32)$$

a vznik nových dutin je dán modelem, který uvedli Needleman and Rice [59]

$$df_{vN} = M_1 d\bar{\varepsilon}_M^p + M_2 d(\bar{\sigma}_M + \sigma_m). \quad (3.33)$$

Chu a Needleman [60] uvedli normální rozdělení parametrů  $M_1$  a  $M_2$ . Pro vznik dutin kontrolovaný přetvořením jsou parametry definované vztahy

$$M_1 = \frac{f_{vN}}{S_N \sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{\bar{\varepsilon}_M^p - \varepsilon_N}{S_N}\right)^2\right], M_2 = 0 \quad (3.34)$$

a pro vznik kontrolovaný napětím

$$M_2 = \frac{f_{vN}}{S_N \sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{(\bar{\sigma}_M + \sigma_m) - \sigma_N}{S_N}\right)^2\right], M_1 = 0, \quad (3.35)$$

kde  $f_{vN}$  je objemový podíl vznikajících dutin,  $S_N$  je směrodatná odchylka objemového podílu vznikajících dutin,  $\bar{\varepsilon}_M^p$  je redukované plastické přetvoření matrice,  $\sigma_N$  je napětí při vzniku dutin a  $\varepsilon_N$  přetvoření při vzniku dutin.

G-T-N je velice komplikovaný model, který spojuje mikroskopické a makroskopické hledisko. Tento model se v praxi moc neprosadil. Důvodem je osm konstant, jejichž kalibrace je velmi obtížná. Používá se v akademické obci pro různé aplikace, například určování R-křivek [61].

### Xue-Wierzbicki (X-W)

Tento model uvedli Wierzbicki a kol. v roce 2005 [56]. Porušení nastane, když parametr poškození

$$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}^p} \frac{d\bar{\varepsilon}^p}{\bar{\varepsilon}^f(\eta, \xi)} \quad (3.36)$$

dosáhne jednotkové hodnoty. Lomové přetvoření je funkcí nejen triaxiality napětí  $\eta$ , ale i normalizovaného třetího invariantu deviatoru napětí  $\xi$  (3.37). Je odvozeno z eliptické funkce v rovině se souřadnicovými osami  $\xi - \bar{\varepsilon}^f$ , která zajišťuje přechod mezi napět'ovým stavem, kdy je materiál nejvíce tvárný (rotačně symetrický tah,  $\xi = 1$ ) a nejméně tvárný (rovinná deformace,  $\xi = 0$ ). V rovině se souřadnicovými osami  $\eta - \bar{\varepsilon}^f$  je funkce exponenciální, podobně jako u kritéria Johnson-Cook nebo Rice-Tracey.

$$\bar{\varepsilon}^f(\eta, \xi) = F_1 \exp(-F_2 \eta) - (F_1 \exp(-F_2 \eta) - F_3 \exp(-F_4 \eta)) \left(1 - |\xi|^{\frac{1}{n}}\right)^n \quad (3.37)$$

Lomové přetvoření lze zobrazit v prostoru se souřadnicovými osami  $\eta - \xi - \bar{\varepsilon}^f$  jako symetrickou plochu (Obr. 3.2). Toto kritérium obsahuje čtyři konstanty materiálu  $F_{1,4}$ , které se poměrně jednoduše kalibrují.

### **Bai-Wierzbicki (B-W)**

Bai a Wierzbicki [47] uvedli lomové přetvoření, které dosahuje lepších výsledků než u kritéria Xue-Wierzbicki pro hliníkovou slitinu 2024-T351. Pro kalibraci použili výsledky experimentálních měření provedených Baem [31]. Nahradili eliptickou funkci parabolickou a normalizovaný třetí invariant deviátoru napětí  $\xi$  normalizovaným Lodeho úhlem  $\bar{\theta}$ . Lomové přetvoření je definováno vztahem

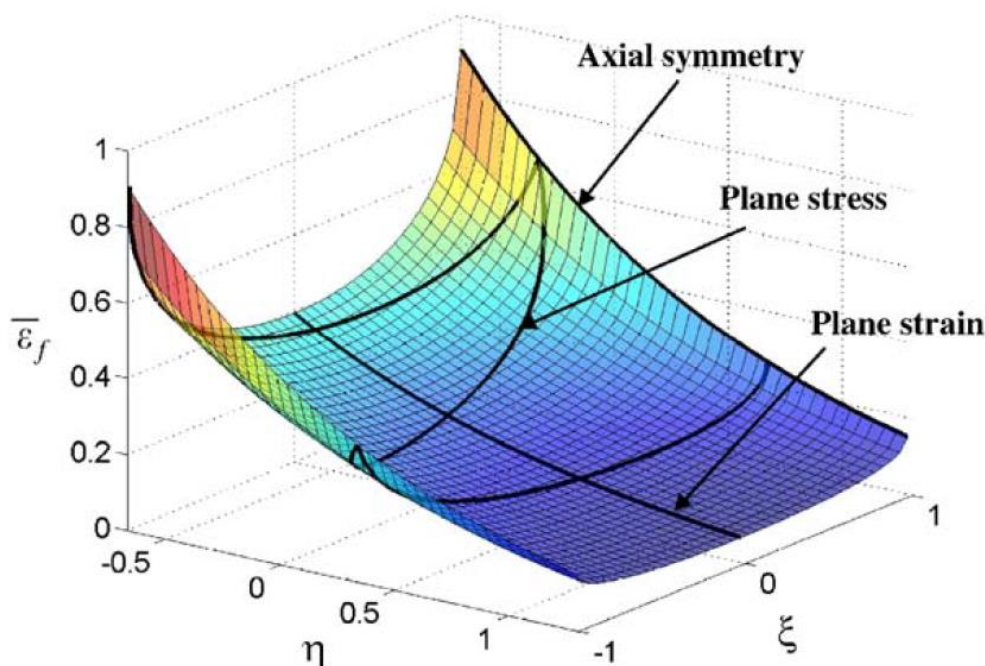
$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon}^f(\eta, \bar{\theta}) = & \left[ \frac{1}{2} (N_1 \exp(-N_2 \eta) + N_5 \exp(-N_6 \eta)) - N_3 \exp(-N_4 \eta) \right] \bar{\theta}^2 \\ & + \frac{1}{2} (N_1 \exp(-N_2 \eta) - N_5 \exp(-N_6 \eta)) \bar{\theta} + N_3 \exp(-N_4 \eta). \end{aligned} \quad (3.38)$$

Podobně jako u kritéria Xue-Wierzbicki k porušení dojde, když parametr poškození

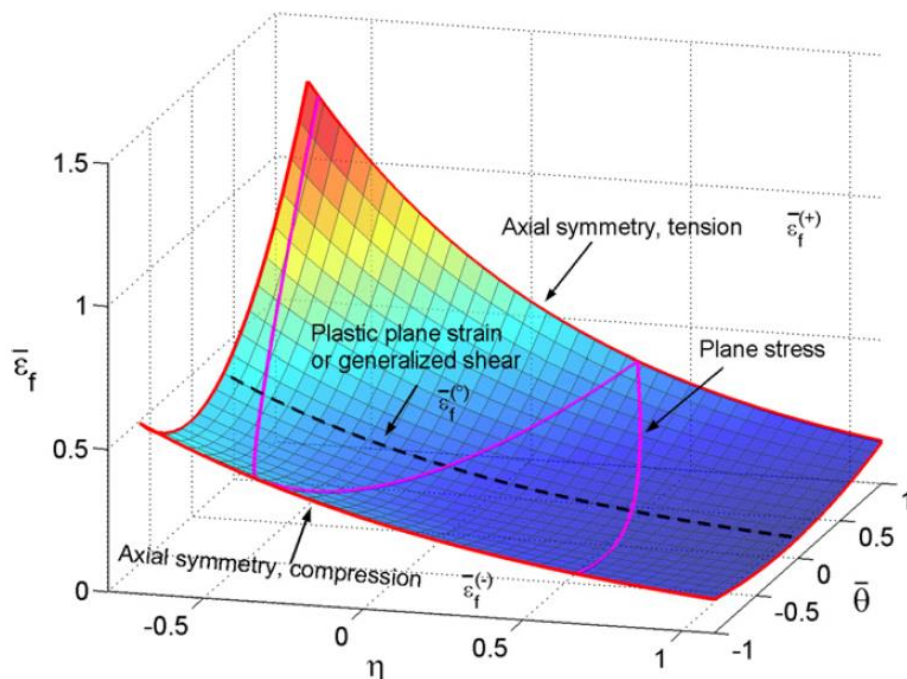
$$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}^p} \frac{d\bar{\varepsilon}^p}{\bar{\varepsilon}^f(\eta, \bar{\theta})} \quad (3.39)$$

dosáhne jednotkové hodnoty.

Lomové přetvoření lze zobrazit v prostoru se souřadnicovými osami  $\eta - \bar{\theta} - \bar{\varepsilon}^f$  jako obecně nesympetrickou plochu (Obr. 3.3). Kritérium obsahuje šest konstant materiálu  $N_{1..6}$ , pro jejichž určení je zapotřebí dostatečný počet kvalitně provedených kalibračních experimentálních testů.



Obr. 3.2: Lomové přetvoření kritéria Xue-Wierzbicki [56]



Obr. 3.3: Lomové přetvoření kritéria Bai-Wierzbicki [47]

### Extended Mohr-Coulomb (EM-C)

Bai a Wierzbicki [40] toto nesvázané kritérium odvodili na základě kritéria porušování Mohr-Coulomb (M-C) [62, 63] a na základě modelu plasticity, který navrhli dříve [47]. Plocha plasticity je funkcí triaxiality napětí  $\eta$ , což způsobuje její neprizmaticčnost podél osy prvního a sedmého oktantu Haighova prostoru (Obr. 3.4, vlevo). Dále je také funkcí normalizovaného Lodeho úhlu  $\bar{\theta}$ , což ovlivňuje její tvar v deviátorové rovině (Obr. 3.4, vpravo). Křivka zpevnění tohoto modelu materiálu je dána rovnicí

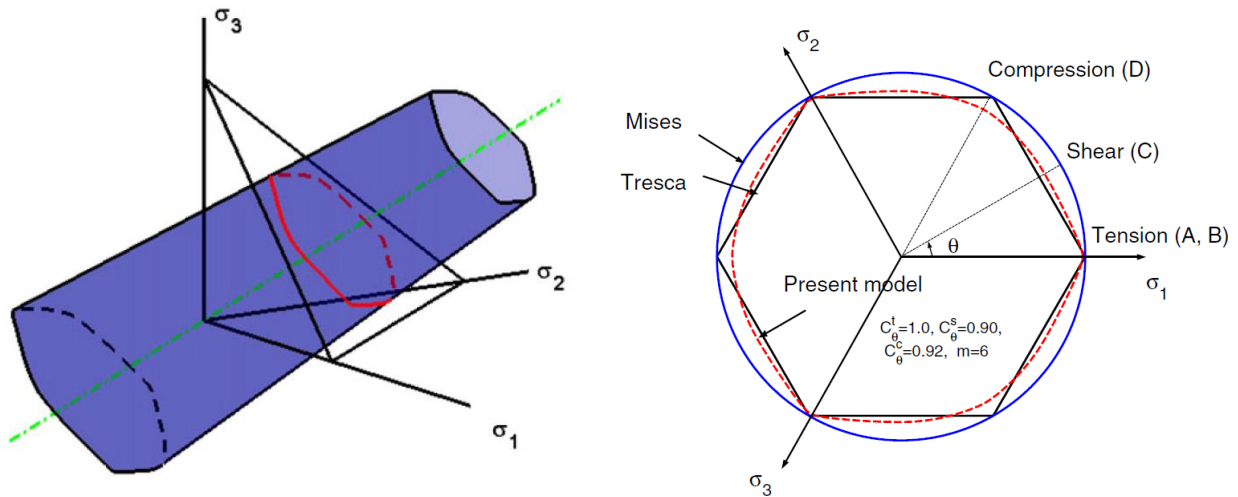
$$\bar{\sigma} = K_A \bar{\varepsilon}^n [1 - c_\eta (\eta - \eta_0)] \left[ c_\theta^s + (c_\theta^{ax} - c_\theta^s) \left( \gamma - \frac{\gamma^{m+1}}{m+1} \right) \right], \quad (3.40)$$

kde parametr  $m$  je přirozené číslo a parametry  $c_\theta^{ax}$  a  $\gamma$  jsou definovány vztahy

$$c_\theta^{ax} = \begin{cases} c_\theta^t & \bar{\theta} \geq 0 \\ c_\theta^c & \bar{\theta} < 0 \end{cases}, \quad (3.41)$$

$$\gamma = \frac{\sqrt{3}}{2 - \sqrt{3}} \left[ \sec\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) - 1 \right]. \quad (3.42)$$

Vhodnou volbou parametrů lze dosáhnout známých podmínek plasticity. Například, když přiřadíme  $c_\eta = 0$  a  $c_\theta^t = c_\theta^s = c_\theta^c = 1$  nebo  $c_\theta^s = 1, m = 0$ , dostaneme Misesovu podmínku plasticity. Pokud volíme  $c_\theta^s = \sqrt{3}/2$ ,  $c_\theta^t = c_\theta^c = 1$  a  $m = +\infty$ , obdržíme podmínku plasticity Tresca.



Obr. 3.4: Plocha plasticity modelu Bai-Wierzbicki v Haighově prostoru (vlevo), tvar plochy v deviatorové rovině (vpravo) [47]

Model materiálu obsahuje velký počet konstant, jejichž kalibrace je značně obtížná a vyžaduje jisté zkušenosti.

Podobně jako plocha plasticity je lomové přetvoření funkcí triaxiality napětí  $\eta$  a normalizovaného Lodeho úhlu  $\bar{\theta}$

$$\bar{\varepsilon}^f(\eta, \bar{\theta}) = \left\{ \frac{K_A}{c_2} [1 - c_\eta(\eta - \eta_o)] \left[ c_\theta^s + \frac{\sqrt{3}}{2 - \sqrt{3}} (c_\theta^{ax} - c_\theta^s) \left( \sec\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) - 1 \right) \right] \right. \\ \left. \left[ \sqrt{\frac{1 + c_1^2}{3}} \cos\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) + c_1 \left( \eta + \frac{1}{3} \sin\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) \right) \right] \right\}^{-\frac{1}{n}}. \quad (3.43)$$

V tomto vztahu se vyskytuje devět konstant materiálu  $K_A$ ,  $n$ ,  $c_\eta$ ,  $\eta_o$ ,  $c_\theta^s$ ,  $c_\theta^t$ ,  $c_\theta^c$ ,  $c_1$  a  $c_2$ , ale pouze dvě musí být kalibrovány z testů, při kterých dojde k porušení ( $c_1, c_2$ ). Lomové přetvoření lze zobrazit v prostoru se souřadnicovými osami  $\eta - \bar{\theta} - \bar{\varepsilon}^f$  jako nesymetrickou plochu (Obr. 3.5).

Pokud použijeme parametry pro Misesovu podmínku plasticity, vztah pro lomové přetvoření přejde do tvaru

$$\bar{\varepsilon}^f(\eta, \bar{\theta}) = \left\{ \frac{K_A}{c_2} \left[ \sqrt{\frac{1 + c_1^2}{3}} \cos\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) + c_1 \left( \eta + \frac{1}{3} \sin\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) \right) \right] \right\}^{-\frac{1}{n}} \quad (3.44)$$

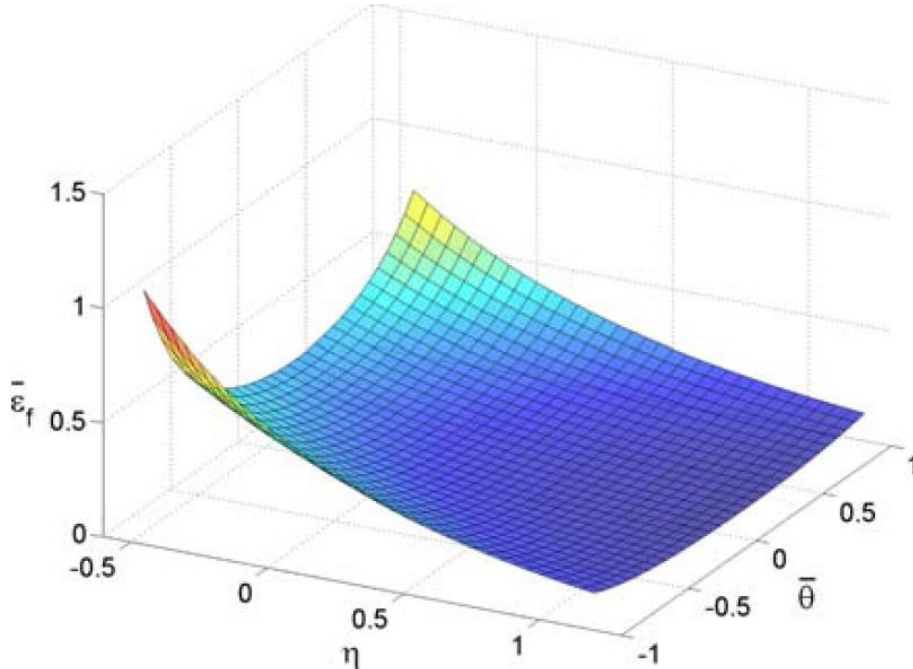
a pro parametry podmínky plasticity Tresca

$$\bar{\varepsilon}^f(\eta, \bar{\theta}) = \left\{ \frac{K_A}{c_2} \left[ \sqrt{\frac{1 + c_1^2}{3}} + c_1 \frac{\sqrt{3}}{2} \sec\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) \left( \eta + \frac{1}{3} \sin\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) \right) \right] \right\}^{-\frac{1}{n}}. \quad (3.45)$$

Oblast bez porušení tohoto kritéria je závislá pouze na konstantě  $c_1$ . Její tvar můžeme vidět na Obr. 2.3. Přítomnost této oblasti je způsobena tím, že lomové přetvoření určené rovnicí (3.43) se blíží k nekonečnu, je-li splněna následující podmínka

$$\sqrt{\frac{1+c_1^2}{3}} \cos\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) + c_1 \left( \eta + \frac{1}{3} \sin\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) \right) \leq 0. \quad (3.46)$$

Indikátorem porušení je parametr poškození, který je definován vztahem (3.39). Jakmile dosáhne jednotkové hodnoty, dojde k porušení.



Obr. 3.5: Lomové přetvoření kritéria Extended Mohr-Coulomb [40]

### Lou

Lou a kol. [64] uvedli tříparametrické nsvázané kritérium, u něhož je růst dutin funkcí triaxiality napětí a jejich propojování je řízeno normalizovaným maximálním smykovým napětím. Toto kritérium použili pro tvorbu limitních diagramů plechů z oceli DP780 (1.0t) a dále ho aplikovali na testy provedené Baem a Wierzbickim [31, 65]. Později toto kritérium převedli do prostoru se souřadnicovými osami  $\eta - \mu - \bar{\varepsilon}^f$  při aplikaci pro materiál DP980 [66] a pro hliníkovou slitinu 2024-T351 [67]. Lomové přetvoření je v tomto prostoru symetrická plocha (Obr. 3.6) a je definováno vztahem

$$\bar{\varepsilon}^f(\eta, \mu) = \frac{O_3}{\left(\frac{2}{\sqrt{\mu^2+3}}\right)^{O_1} \left(\frac{\langle 1+3\eta \rangle}{2}\right)^{O_2}} \quad \langle x \rangle = \begin{cases} x & x \geq 0, \\ 0 & x < 0 \end{cases} \quad (3.47)$$

kde  $O_{1,3}$  jsou konstanty materiálu.

Oblast bez porušení tohoto kritéria je v intervalu  $\eta \in (-\infty, -1/3)$ . K porušení dojde, když parametr poškození

$$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}^p} \frac{d\bar{\varepsilon}^p}{\bar{\varepsilon}^f(\eta, \mu)} \quad (3.48)$$

dosáhne jednotkové hodnoty.

Lou a kol. [68] později toto kritérium modifikovali. Stanovili funkci tvaru hranice oblasti bez porušení ve formě

$$h(\eta, \mu, O_C) = \eta + \frac{3 - \mu}{3\sqrt{\mu^2 + 3}} + O_C = 0, \quad (3.49)$$

kde  $O_C$  reprezentuje citlivost hodnoty oblasti bez porušení na triaxialitě napětí a souvisí s mikroskopickou strukturou materiálu. Její hodnota se nastavuje tak, aby triaxialita napětí všech kalibračních testů byla větší než triaxialita napětí predikovaná rovnicí (3.49).

Po stanovení hodnoty  $O_C$  se opět provede kalibrace tří konstant, které vystupují v modifikovaném tvaru lomového přetvoření

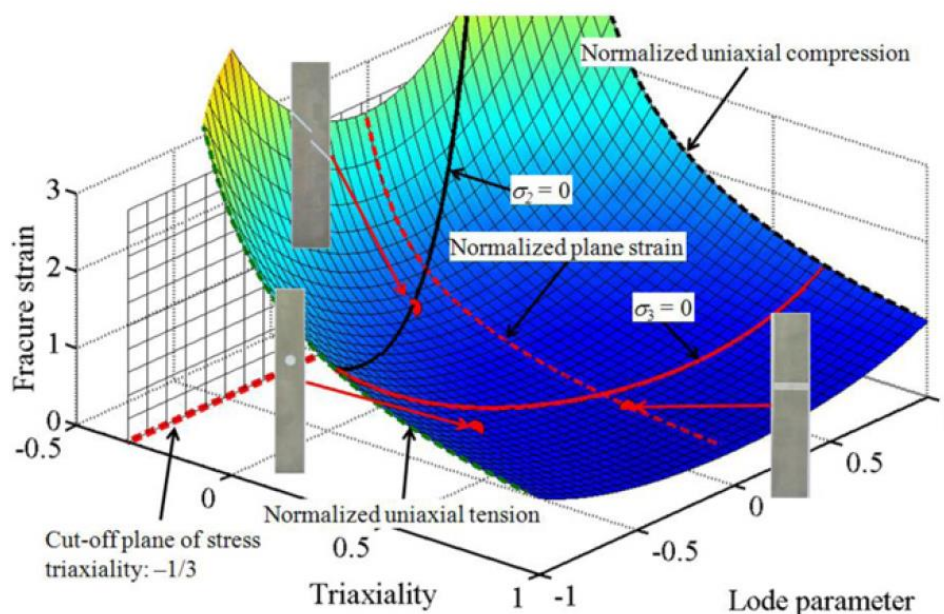
$$\bar{\varepsilon}^f(\eta, \mu, O_C) = \frac{O_3}{\left(\frac{2}{\sqrt{\mu^2 + 3}}\right)^{O_1} \left(\left\langle \frac{1}{1 + O_C} \left( \eta + \frac{3 - \mu}{3\sqrt{\mu^2 + 3}} + O_C \right) \right\rangle\right)^{O_2}}, \quad \langle x \rangle = \begin{cases} x & x \geq 0 \\ 0 & x < 0 \end{cases} \quad (3.50)$$

Lomové přetvoření lze zobrazit v prostoru se souřadnicovými osami  $\eta - \mu - \bar{\varepsilon}^f$  jako nesymetrickou plochu (Obr. 3.7).

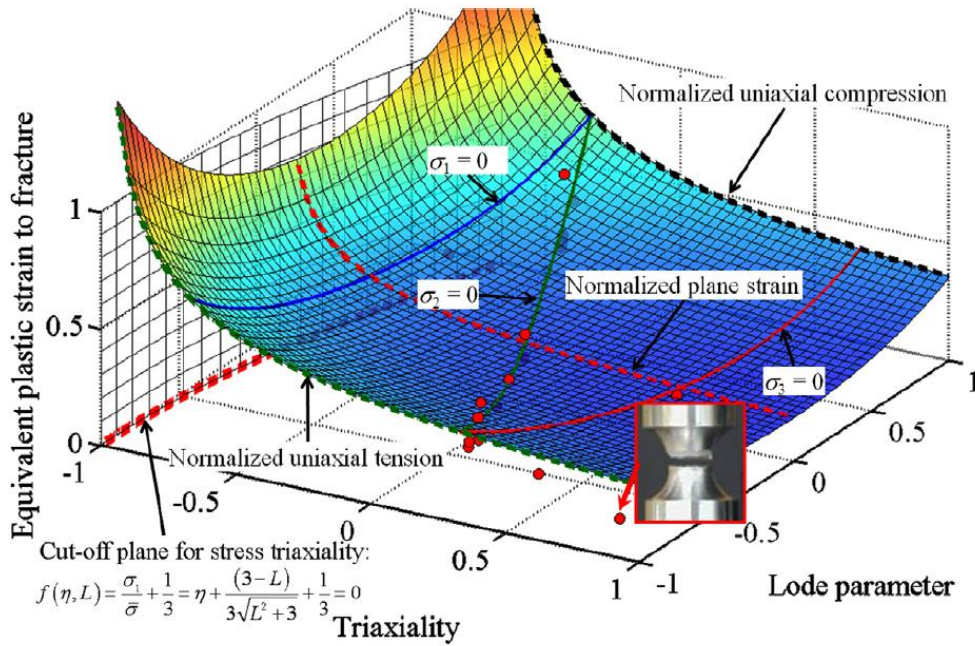
K porušení dojde když parametr poškození

$$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}^p} \frac{d\bar{\varepsilon}^p}{\bar{\varepsilon}^f(\eta, \mu, O_C)} \quad (3.51)$$

dosáhne jednotkové hodnoty.



Obr. 3.6: Lomové přetvoření kritéria Lou [66]



Obr. 3.7: Lomové přetvoření modifikovaného kritéria Lou [68]

### KHPS

V rámci předkládané dizertace bylo navrženo univerzální nsvázané kritérium porušení, které obsahuje triaxialitu napětí  $\eta$  a normalizovaný třetí invariant deviatoru napětí  $\xi$  jako vnitřní proměnnou. První tři parametry tohoto pětiparametrického kritéria souvisejí s oblastí bez porušení, která se nachází při nízkých hodnotách triaxiality napětí. Konkrétně této oblasti přiřazuje parabolický tvar, jejíž hranice je vyjádřena vztahem

$$h(\xi) = \left( P_3 + \frac{P_1 - P_3}{2} - P_2 \right) \xi^2 + \frac{P_1 - P_3}{2} \xi + P_2, \quad (3.52)$$

kde  $P_1$ ,  $P_2$  a  $P_3$  jsou konstanty materiálu. Přítomnost oblasti bez porušení zajišťuje hyperbolická funkce

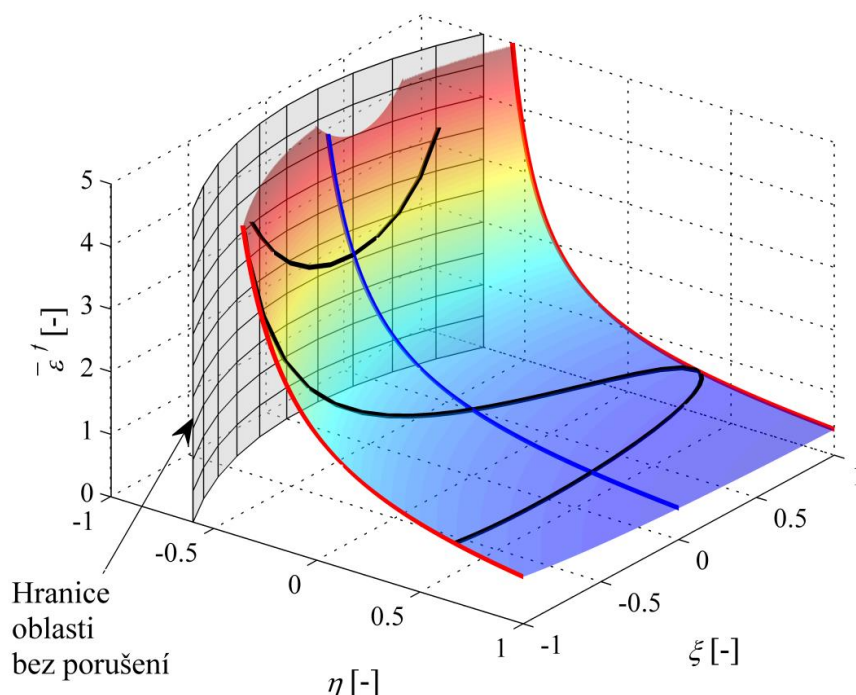
$$g(\eta, \xi) = \frac{P_5}{\eta} + \frac{P_4 - P_5}{\eta} \left( \frac{\xi + 1}{2} \right), \quad (3.53)$$

kde  $P_4$  a  $P_5$  jsou kladné konstanty materiálu.

Kombinací rovnice (3.52) a (3.53) dostaneme lomové přetvoření kritéria KHPS ve formě

$$\bar{\varepsilon}^f(\eta, \xi) = \frac{P_5}{\langle \eta + h \rangle} + \frac{P_4 - P_5}{\langle \eta + h \rangle} \left( \frac{\xi + 1}{2} \right), \quad \langle x \rangle = \begin{cases} x & x \geq 0 \\ 0 & x < 0 \end{cases}. \quad (3.54)$$

Lomové přetvoření lze zobrazit v prostoru se souřadnicovými osami  $\eta - \xi - \bar{\varepsilon}^f$  jako obecně nesymetrickou plochu, kterou můžeme vidět na obrázku 3.8.



Obr. 3.8: Lomové přetvoření kritéria KHPS

Porušení nastane, když parametr poškození definovaný rovnicí (3.36) dosáhne jednotkové hodnoty.

### KHPS2

Délky poloos rovnoosých hyperbol u kritéria KHPS jsou lineární funkcí normalizovaného třetího invariantu deviatoru napětí (3.53). Snadnou úpravou lze tuto funkci upravit na kvadratickou, čímž přibude jedna kladná konstanta materiálu navíc oproti původnímu kritériu. Lomové přetvoření této modifikace je vyjádřeno vztahem

$$\bar{\varepsilon}^f(\eta, \xi) = \left[ \frac{1}{2} \left\{ \frac{R_4}{\langle \eta+h \rangle} + \frac{R_5}{\langle \eta+h \rangle} \right\} - \frac{R_6}{\langle \eta+h \rangle} \right] \xi^2 + \frac{1}{2} \left\{ \frac{R_4}{\langle \eta+h \rangle} - \frac{R_5}{\langle \eta+h \rangle} \right\} \xi + \frac{R_6}{\langle \eta+h \rangle},$$

$$\langle x \rangle = \begin{cases} x & x \geq 0 \\ 0 & x < 0 \end{cases}. \quad (3.55)$$

Toto kritérium je velmi citlivé na rozložení kalibračních bodů získaných pomocí kalibračních těles (viz kapitola 3.3.2). Pokud provedeme kalibraci, je vhodné si vykreslit lomové přetvoření a provést jeho analýzu. Ne vždy má lomové přetvoření přijatelný tvar (záporné hodnoty, mnoho inflexních bodů apod.) pro „normální“ hodnoty parametrů. Podobně se chová kritérium KHPS a B-W.

### Xue

Liang Xue ve své dizertační práci v roce 2007 uvedl model mechaniky poškození kontinua [18]. Tento model uvažuje výskyt dutin v tvárné matici. Je potřeba stanovit křivku napětí-přetvoření matrice a šest konstant, které souvisejí s kumulací parametru poškození při růstu a tvorbě nových dutin. Pro popis křivky napětí-přetvoření matrice použil mocniný vztah

$$\bar{\sigma}_M = \sigma_{y0} \left( 1 + \frac{\bar{\varepsilon}^p}{\varepsilon^k} \right)^n, \quad (3.56)$$

kde  $\sigma_{y0}$  je počáteční mez kluzu,  $\varepsilon^k$  je referenční přetvoření a  $n$  je exponent zpevnění.

Funkce plasticity je dána vztahem

$$\Phi = \bar{\sigma} - w(D)\bar{\sigma}_M \leq 0, \quad (3.57)$$

kde  $w(D)$  je funkce změkčení závislá na parametru poškození a konstantě materiálu  $\delta$  podle vztahu

$$w(D) = 1 - D^\delta. \quad (3.58)$$

Pro libovolnou cestu zatěžování v plastické oblasti je parametr poškození vypočten následujícím integrálem

$$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}^p} m_L \left( \frac{\bar{\varepsilon}^p}{\bar{\varepsilon}^f} \right)^{(m_L-1)} \frac{d\bar{\varepsilon}^p}{\bar{\varepsilon}^f}, \quad (3.59)$$

kde  $m_L$  je exponent poškození a lomové přetvoření  $\bar{\varepsilon}^f$  je závislé na aktuálním stavu napjatosti materiálu, přesněji je funkcí lodeho úhlu a tlaku (Obr. 3.9). Závislost je vyjádřena pomocí multiplikačních parametrů  $\mu_p$  a  $\mu_\theta$ , tj.

$$\bar{\varepsilon}^f = \varepsilon_0^f \mu_p(p) \mu_\theta(\theta), \quad (3.60)$$

kde  $\varepsilon_0^f$  je referenční lomové přetvoření při nulovém tlaku a jednoosém tahovém namáhání.

Funkce závislosti parametru  $\mu_p$  na tlaku má logaritmickou formu

$$\mu_p(p) = 1 - q_L \log \left( 1 - \frac{p}{p_{\text{lim}}} \right) \quad (3.61)$$

a funkce závislosti parametru  $\mu_\theta$  na lodeho úhlu je definována vztahem

$$\mu_\theta(\theta) = \gamma_L + (1 - \gamma_L) \left( \frac{6|\theta|}{\pi} \right)^k, \quad (3.62)$$

kde  $p_{\text{lim}}$ ,  $q_L$ ,  $\gamma_L$  a  $k$  jsou nezáporné konstanty materiálu.

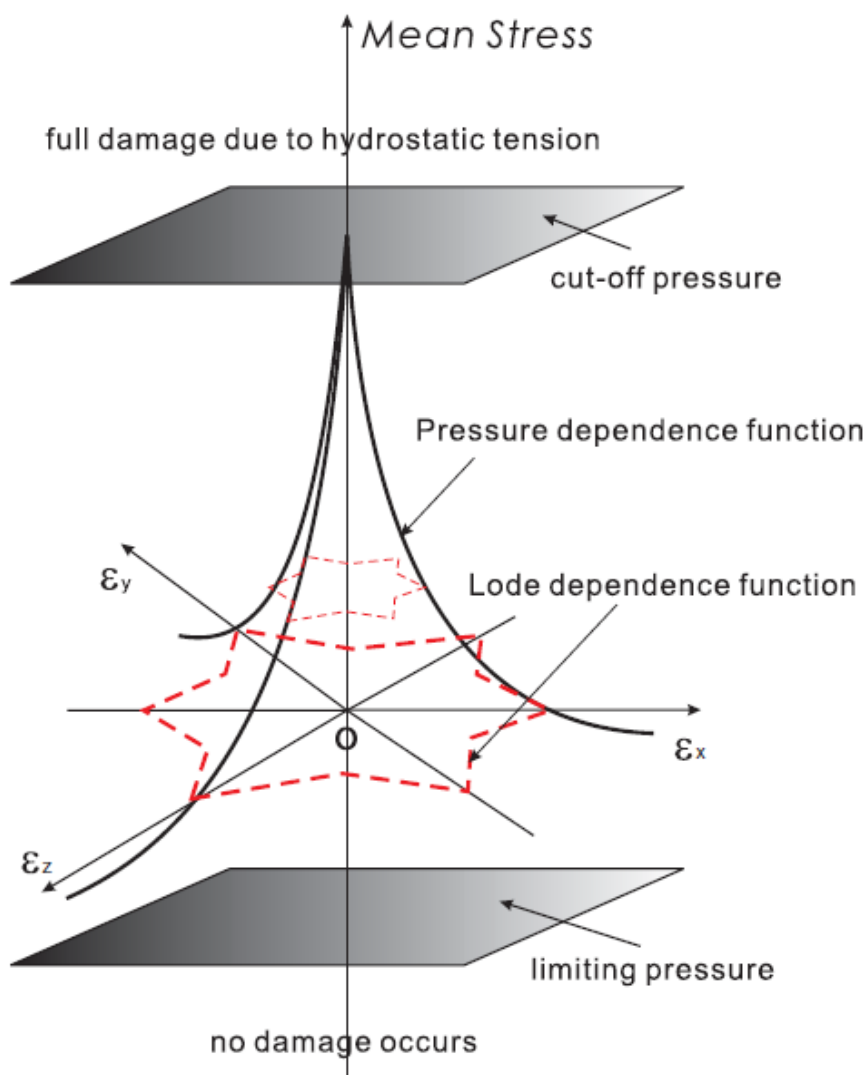
Youngův modul pružnosti v tahu  $E$  je ovlivněn poškozením spolu s pevností materiálu. Konkrétně je redukován stejnou rychlostí změkčující funkce, tj.

$$E = w(D)E_0, \quad (3.63)$$

kde  $E_0$  je počáteční Youngův modul pružnosti v tahu nepoškozeného materiálu a  $E$  je aktuální hodnota. Poissonův poměr je považován za konstantní ( $\dot{\nu} \equiv 0$ ), proto může být modul pružnosti ve smyku  $G$  a modul objemové pružnosti  $K$  určen ze vztahů konstant materiálu jako

$$G = w(D)G_0 \text{ a } K = w(D)K_0, \quad (3.64)$$

kde  $G_0$  a  $K_0$  jsou počáteční moduly nepoškozeného materiálu a  $G$  a  $K$  jsou hodnoty v aktuálním poškozeném stavu.



Obr. 3.9: Lomové přetvoření kritéria Liang Xue v 3D prostoru roviny plastického přetvoření a středního napětí [69]

**Poznámka:** U kritéria Xue je parametr poškození (3.59) nelineární funkcí. Jeho vývoj není závislý pouze na lomovém přetvoření, které je funkcí napět'ového stavu, ale i na množství akumulované plastické deformace. Při volbě parametru  $m = 1$ , parametr poškození degeneruje na lineární funkci a rychlost kumulace poškození je konstantní, jako u kritéria Xue-Wierzbicki, Bai-Wierzbicki, Extended Mohr-Coulomb, Lou, KHPS a další (3.36), (3.39), (3.48), (3.51). Nelineární kumulací poškození se také zabýval Bai [41]. Práce se touto problematikou nezabývá, ve všech simulacích tvárného porušování je rychlost kumulace poškození konstantní.

### 3.3. Kalibrace kritérií tvárného porušování

Kalibrace sofistikovaných kritérií porušování je složitá a nákladná. V literatuře se tato problematika objevila v poslední dekádě. Nejvíce poznatků lze nalézt v dizertačních pracích Baa [31], Bořkovce [34], Tenga [37], Xueho [18] a Baie [41]. Napětí a přetvoření mají největší vliv na plasticitu a tvárné porušování materiálu a vyskytují se téměř ve všech kritériích. Většinou není možné měřit individuální složky tenzoru napětí a přetvoření přímo z experimentu. Numerická simulace je alternativní způsob, jak získat jednotlivé složky tenzoru napětí a přetvoření v místech vzniku porušení.

#### 3.3.1. Křivka napětí-přetvoření

Jeden z nejvýznamějších vstupů do výpočtového modelu je křivka  $\bar{\sigma} - \bar{\varepsilon}^p$ , velmi často nazývaná „flow curve“. U modelů plasticity porézních kovů (např. G-T-N) nebo modelů mechaniky poškození kontinua (např. Xue), je nutné stanovit křivku napětí-přetvoření matrice neobsahující dutiny, což není triviální záležitost. Obecně je kalibrace modelů, které propojují plasticitu s porušováním, velmi obtížná a finančně náročná. Proto se předkládaná práce touto problematikou dále nezabývá. Nesvázané modely (X-W, EM-C, Lou, KHPS a další), kde parametr poškození neovlivňuje plastické chování materiálu, považují materiál za homogenní. Stanovená křivka napětí-přetvoření těchto modelů vyjadřuje deformačně-napěťové vlastnosti matrice obsahující dutiny.

Pro stanovení této křivky se většinou provádí jednoosá tahová zkouška hladkého vzorku. Výstupem této zkoušky je závislost síly na prodloužení  $F - \Delta L$ , kterou lze převést na závislost inženýrského napětí na inženýrském přetvoření  $\sigma_{en} - \varepsilon_{en}$  pomocí vztahů

$$\varepsilon_{en} = \frac{L - L_0}{L_0} = \frac{\Delta L}{L_0}, \quad (3.65)$$

$$\sigma_{en} = \frac{F}{S_0}, \quad (3.66)$$

kde  $L_0$  je počáteční délka (měřené části) zkušební vzorku a  $L$  je aktuální délka zkušební vzorku.

Tyto veličiny jsou vhodné pouze pro malé deformace, protože jsou počítány z původních rozměrů zkušební tělesa. Pro velké deformace se používá logaritmické (skutečné) přetvoření definované přírůstkovým vztahem

$$d\varepsilon_{tr} = \frac{dL}{L}, \quad (3.67)$$

který po integraci z počátečního do koncového stavu přejde do tvaru

$$\varepsilon_{tr} = \ln \frac{L}{L_0} = 2 \ln \frac{a_0}{a}, \quad (3.68)$$

kde  $a_0$  je počáteční poloměr příčného průřezu a  $a$  je poloměr nejmenšího aktuálního příčného průřezu. Tomuto přetvoření odpovídá skutečné napětí určené vztahem

$$\sigma_{tr} = \frac{F}{S}, \quad (3.69)$$

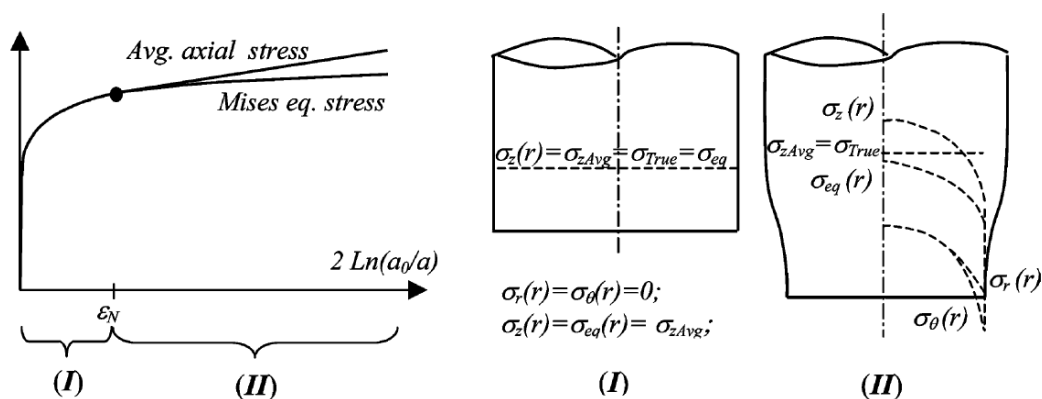
kde  $S$  je aktuální průřez vzorku v průběhu zatěžování silou  $F$ .

Převod mezi skutečnými a inženýrskými hodnotami napětí a přetvoření je umožněn pouze tehdy, je-li deformace v měřené části tělesa homogenní. Vztahy (3.70) a (3.71) lze použít jen do okamžiku plastické nestability, tj. do doby než vznikne krček. Pro stanovení křivky  $\bar{\sigma} - \bar{\varepsilon}^p$  se využije skutečné napětí a skutečné přetvoření ve formě:  $\bar{\sigma} = \sigma_{tr}$ ,  $\bar{\varepsilon} = \varepsilon_{tr}$  [70].

$$\varepsilon_{tr} = \ln(1 + \varepsilon_{en}) \quad (3.70)$$

$$\sigma_{tr} = \sigma_{en}(1 + \varepsilon_{en}) \quad (3.71)$$

Pro sestavení křivky skutečné napětí-skutečné přetvoření za mezí pevnosti je zapotřebí měření aktuální změny průřezu krčku. Po vzniku krčku dochází k lokální koncentraci napětí a vzniká trojosá napjatost. Průběhy jednotlivých složek napětí před vznikem a po vzniku krčku můžeme vidět na obrázku 3.10.



Obr. 3.10: Rozložení napětí v nejmenším příčném průřezu [70]

Bridgman [3] vytvořil teorii pro stanovení napětí a přetvoření v krčku. Stanovil korekci, která zohledňuje trojosý stav napjatosti a umožňuje získat redukované napětí ze skutečného

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma_{tr}}{\left(1 + \frac{2R}{a}\right) \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right)}. \quad (3.72)$$

Význam parametrů  $R$  a  $a$  je patrný z obrázku 3.11. Ze vztahu (3.72) je zřejmé, že pro stanovení křivky  $\bar{\sigma} - \bar{\varepsilon}^p$  je zapotřebí při experimentu tahové zkoušky měřit nejen aktuální změnu průřezu krčku, ale i aktuální křivost krčku. To je možné pomocí moderních zkušebních strojů, které používají optické metody pro měření deformací. Vyhodnocení obrazu je ovšem velmi komplikované a pracné.

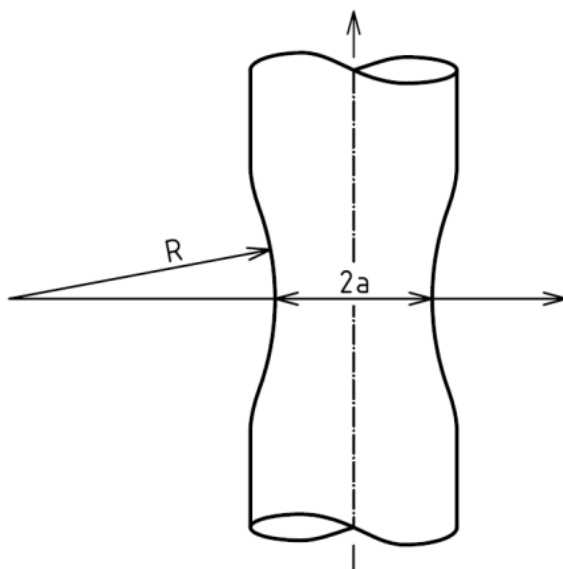
Touto problematikou se dále zabývá La Rosa [71, 72] a Mirone [70], kteří vytvořili nový vztah pro korekci trojosé napjatosti empirického charakteru

$$MLR_{\sigma} = 1 - 0,6058(\bar{\varepsilon} - \varepsilon_n)^2 + 0,6317(\bar{\varepsilon} - \varepsilon_n)^3 - 0,2107(\bar{\varepsilon} - \varepsilon_n)^4, \quad (3.73)$$

kde  $\varepsilon_n$  je přetvoření na mezi pevnosti. Pomocí korekce  $MLR_{\sigma}$  stanovíme křivku napětí-přetvoření po vzniku krčku tak, že určenou křivku skutečné napětí-skutečné přetvoření vynásobíme tímto korekčním faktorem.

Je nutné podotknout, že ve všech vztazích v kapitole 3.3.1 se vyskytuje celkové přetvoření  $\varepsilon$ , které je dáno součtem elastického přetvoření  $\varepsilon^e$  a plastického přetvoření  $\varepsilon^p$ . Po stanovení křivky napětí-přetvoření dle těchto vztahů je nutné elastickou složku oddělit. Mirono dále vyvíjí teorii charakterizace plasticity a porušení po vzniku plastické nestability [73, 74, 75].

Další alternativa jak zjistit křivku napětí-přetvoření je iteračně pomocí numerické simulace. Do meze pevnosti se stanoví pomocí vztahů (3.70) a (3.71). Její trend se extrapoluje do větších hodnot přetvoření a provede se numerická simulace tahové zkoušky. Ze simulace se získá závislost síla-prodloužení a porovná se se závislostí z experimentu. Spočítají se odchylky napětí pro předem vhodně stanovené hodnoty přetvoření. Na základě odchylek se sestaví nový extrapolovaný trend a celý proces se opakuje do té doby, než jsou odchylky dostatečně malé. Vzhledem k tomu, že jedinou informací o deformaci hladkého tahového vzorku je prodloužení (viz kapitola 5.1), byla tato metoda použita v předkládané práci. Pomocí této metody byly na našem pracovišti stanoveny křivky napětí-přetvoření pro mnoho materiálů. Dosažené shody silových odezev na prodloužení získaných z experimentu a numerické simulace byly velmi uspokojivé.



Obr. 3.11: Geometrie krčku při tahové zkoušce [34]

Pokud se při ději, který je předmětem simulace tvárného porušování, dosahuje rozsáhlých plastických deformací, je vhodné trend křivky napětí-přetvoření v oblasti velkých přetvoření validovat pomocí dalších experimentálních měření. V případě, že je součást namáhána převážně tlakem, je vhodnější určovat křivku napětí-přetvoření z tlakové zkoušky hladkého vzorku. Tato zkouška skýtá jisté obtíže. Protože dochází ke vzniku soudečkovitého tvaru z důvodu tření mezi vzorkem a nástrojem, je velmi obtížné dosáhnout homogenní tlakové napjatosti.

**Poznámka:** V obrázku 3.10 je použita symbolika, která nesouhlasí se symbolikou v předkládané práci. Redukované napětí von Mises je označeno  $\sigma_{eq}$ , skutečné napětí  $\sigma_{True}$ , průměrné napětí ve směru osy  $\sigma_{zAvg}$ , radiální, tangenciální a axiální souřadnice  $r, \theta, z$  a přetvoření na mezi pevnosti  $\varepsilon_N$ .

### 3.3.2. Kalibrační tělesa

Kalibrační tělesa mají různý tvar a jsou zatěžována různým způsobem. Některá tělesa jsou univerzální a dokáží dosáhnout více napět'ových stavů vhodnou kombinací zatěžování. Vybraná kalibrační tělesa jsou zobrazena na obrázku 3.12 v prostoru  $\xi - \eta$ .

Tahová zkouška hladkého vzorku a vzorků opatřených vrubem s různou velikostí poloměru (tělesa 1-4, Obr. 3.12), jsou velmi často používány ke kalibraci jednodušších kritérií [56, 76], které obsahují pouze triaxialitu napětí (R-T, J-C aj.).

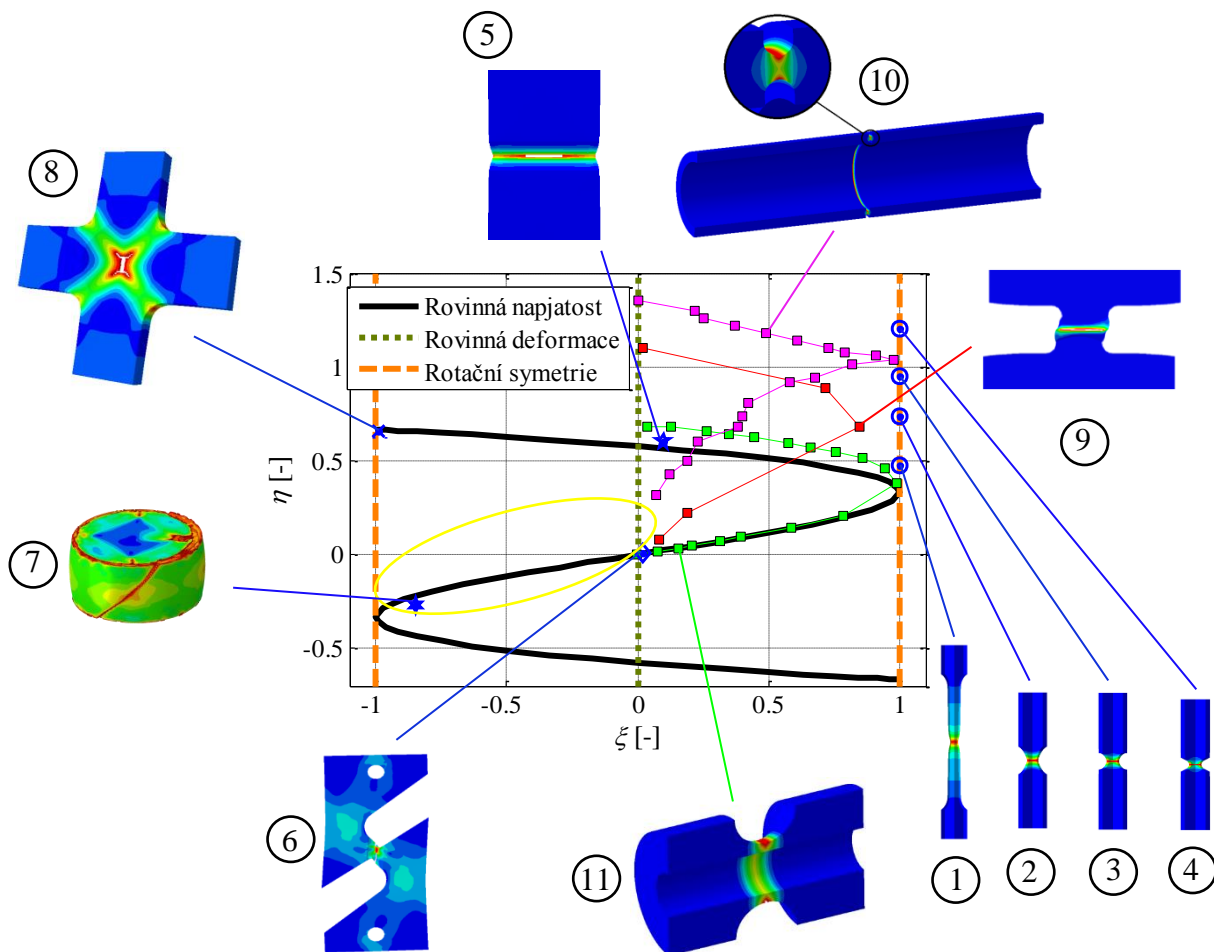
Pro kalibraci sofistikovaných kritérií, je potřeba použít i další tělesa, která při zatěžování dosahují různých napět'ových stavů nejen v rozsahu triaxiality napětí, ale i v rozsahu normalizovaného třetího invariantu deviátoru napětí resp. Lodeho úhlu [47, 77, 78]. K nim například patří: tahová zkouška plechu opatřeného dvěma symetrickými vruby, namáhání čistým smykem, p'echování válcových vzorků a rovnoměrná dvouosá tahová zkouška (tělesa 5-8 na Obr. 3.12).

Mae a kol. [79, 80] uvedli speciální těleso „motýlek“, které je opatřeno vrubem a lze jím dosáhnout více napět'ových stavů pomocí vhodné kombinace tahového/tlakového a smykového zatěžování (těleso 9, Obr. 3.12). Bai [41] později provedl změnu tvaru tohoto tělesa přidáním dalšího vrubu tak, že vznikla nová rovina symetrie tělesa. Mohr a Henn [81] navrhli jiný tvar motýlku, který později Dunand a Mohr [82, 83, 84] optimalizovali a zdokonalili jeho zatěžování pomocí systému dvou pohonů [85].

Další univerzální těleso, které dosahuje různých napět'ových stavů pomocí kombinace tahového a krutového zatěžování (těleso 10, Obr. 3.12), navrhli Barsoum a Faleskog [86, 87, 88]. Je to trubka opatřená dvěma kruhovými vruby, z nichž jeden se nachází na vnitřní straně stěny trubky a druhý se nachází na straně vnější. Díky malému poloměru vrubů je dosahováno vysokých hodnot triaxiality napětí při dominantním tahovém zatěžování.

Gao a kol. [89] modifikovali těleso, které používal Lindholm a kol. [90]. Od původního tělesa se liší v tom, že je delší a konce má válcové, nikoli hexagonální. Jedná se o trubku opatřenou vrubem pouze z vnější strany. Toto těleso bylo původně navrženo pro zatěžování čistým krutem. Graham a kol. [91, 92, 93] použili kombinaci zatěžování tahem a krutem. Hammer [94] ve své diplomové práci použil těleso stejného tvaru s kombinací zatížení tah/tlak a krut.

Na našem pracovišti byla navržena jiná modifikace tělesa Lindholmova typu s názvem NT (viz kapitola 5.3). Profil vrubu byl zvolen kruhový, nikoli lichoběžníkový (těleso 11, Obr. 3.12). Výhodou je to, že se vznik porušování a následný růst trhliny odehrává pouze v jedné rovině s nejmenším příčným průřezem (rovina symetrie tělesa). Na obrázku 3.12 jsou zobrazeny napět'ové stavy dosažené univerzálními tělesy při tahovém/smykovém, resp. tahové/krutovém zatěžování. Pro tlakové/smykové, resp. tlakové/krutové zatěžování se budou napět'ové stavy vyskytovat v oblasti označené žlutou elipsou.



Obr. 3.12: Kalibrační tělesa v prostoru  $\xi - \eta$

### 3.3.3. Stanovení parametrů kritérií porušování

Nejprve se stanoví počet experimentů, pomocí kterých bude požadované kritérium kalibrováno. Nejdůležitějším faktorem výběru kritéria je namáhání součásti v jejím běžném provozu. Kalibrace sofistikovaných kritérií je velmi obtížná a finančně nákladná, proto se vyplatí jen pro nejčastěji používané materiály v sériové výrobě. Nespornou výhodou těchto kritérií je dobrý popis vzniku a následného šíření tvárného porušení pro širokou škálu napěťových stavů.

Velmi důležité a komplikované je určení okamžiku a místa vzniku porušování v kalibračním tělese. Z numerické simulace se z tohoto místa získají průběhy veličin, které jsou obsaženy v daném kritériu jako vnitřní proměnné. Kalibraci parametrů lze provést pomocí dvou přístupů:

#### ***Střední hodnoty***

Tato metoda lze využít pro kalibraci kritérií, jejichž lomové přetvoření lze explicitně vyjádřit. U jednodušších kritérií obsahujících pouze triaxialitu napětí (R-T, J-C aj.) představuje lomové přetvoření křivku. U složitějších kritérií, která kromě triaxiality napětí obsahují i Lodeho parametr nebo normalizovaný třetí invariant deviatoru napětí (X-W, EM-C aj.) se jedná o plochu. Střední hodnoty veličin určíme pomocí integrálních vztahů

$$\eta^{av} = \frac{1}{\bar{\varepsilon}^f} \int_0^{\bar{\varepsilon}^f} \eta(\bar{\varepsilon}^p) d\bar{\varepsilon}^p, \quad \xi^{av} = \frac{1}{\bar{\varepsilon}^f} \int_0^{\bar{\varepsilon}^f} \xi(\bar{\varepsilon}^p) d\bar{\varepsilon}^p. \quad (3.74)$$

Nalezení konstant materiálu se provádí metodou nejmenších čtverců, která hledá minimum optimalizační funkce

$$\min \sum_{i=1}^n f_i^2(\mathbf{Q}), \quad (3.75)$$

kde například pro kritérium Rice-Tracey je  $\mathbf{Q} = [D_{RT}]$  matice kalibračních konstant, index  $i$  odpovídá počtu experimentů a  $f_i$  je dána rovnicí

$$f_i(\mathbf{Q}) = \bar{\varepsilon}_i^f - \frac{1,65 D_{RT}}{\exp\left(\frac{3}{2} \eta_i^{av}\right)}. \quad (3.76)$$

### Přímá kalibrace

U této metody není třeba vyjadřovat lomové přetvoření ani stanovovat střední hodnoty kalibračních veličin. Integrace je obsažena přímo v optimalizační funkci. Pro kritérium Rice-Tracey je  $f_i$  určena vztahem

$$f_i(\mathbf{Q}) = D_{RT} - \frac{1}{1,65} \int_0^{\bar{\varepsilon}_i^f} \exp\left(\frac{3}{2} \eta_i(\bar{\varepsilon}_i^p)\right) d\bar{\varepsilon}_i^p. \quad (3.77)$$

Obě metody vedou ke stejnému výsledku. Kalibrace některých kritérií je velmi komplikovaná. Kamoulakos [55] vytvořil identifikátor konstant kritéria EWK, který po zadání lomového přetvoření z tahové zkoušky odhadne konstanty sofistikovaným způsobem. Tímto identifikátorem disponuje pouze konečnoprvkový program PamCrash. Princip odhadu není uživateli poskytnut, identifikátor je používán jako černá skříňka. V této práci je kalibrace kritérií porušování provedena v programu Matlab, který disponuje nelineární metodou nejmenších čtverců a lichoběžníkovou numerickou integrací.

$$\bar{\varepsilon}^{ap} = \sqrt{\frac{2}{3} \boldsymbol{\varepsilon}^p : \boldsymbol{\varepsilon}^p} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1^p - \varepsilon_2^p)^2 + (\varepsilon_2^p - \varepsilon_3^p)^2 + (\varepsilon_3^p - \varepsilon_1^p)^2}, \quad (3.78)$$

kde  $\varepsilon_{1,2,3}^p$  jsou hlavní plastické přetvoření ( $\varepsilon_1^p \geq \varepsilon_2^p \geq \varepsilon_3^p$ ).

**Poznámka:** V celém rozsahu této práce je používáno redukované plastické přetvoření, které je definováno vztahem (3.11). Tato veličina má kumulativní charakter a ve srovnání s aktuálním redukovaným plastickým přetvořením (3.78) má pouze neklesající průběh. Při proporcionálním zatěžování jsou obě veličiny totožné. Proporcionální zatěžování představuje v Haighově prostoru přímku procházející počátkem, kde při zvětšování redukovaného napětí zůstávají poměry hlavních napětí konstantní ( $\dot{\eta} = 0, \dot{\xi} = 0$ ).

## 4. POROVNÁNÍ KRITÉRIA KHPS S VYBRANÝMI KRITÉRII

V této kapitole je kritérium KHPS porovnáno s kritérii X-W, B-W a EM-C. Identifikace konstant byla provedena pro hliníkovou slitinu 2024-T351, jejíž český ekvivalent je ČSN 424203. Tento tzv. superdural je předmětem zájmu mnoha publikací týkajících se tvárného porušování a je používán zejména v automobilovém, leteckém a kosmickém průmyslu.

### 4.1. Identifikace konstant a rozbor lomového přetvoření

Wierzbicki a kol. [56] provedli sadu experimentů v širokém rozsahu triaxiality napětí  $\eta$  a normalizovaného třetího invariantu deviatoru napětí  $\xi$ . Pomocí těchto experimentů (Tab. 4.1) provedli kalibraci sedmi vybraných nespojitých kritérií porušování, mezi kterými bylo i kritérium Xue-Wierzbicki. Toto kritérium kalibrovali pouze pomocí testů č. 2, 3, 4 a 10.

Pro stanovení průměrných hodnot kalibračních veličin a redukovaného plastického přetvoření při lomu použili numerickou simulaci s modelem plasticity von Mises. Křivku napětí-přetvoření určili z tahové zkoušky hladkého válcového vzorku. Její nejlepší mocinná aproximace určená vztahem 4.1 dává amplitudu napětí  $K_A = 744$  MPa a exponent zpevnění  $n = 0,153$ .

$$\bar{\sigma} = K_A (\bar{\varepsilon})^n \quad (4.1)$$

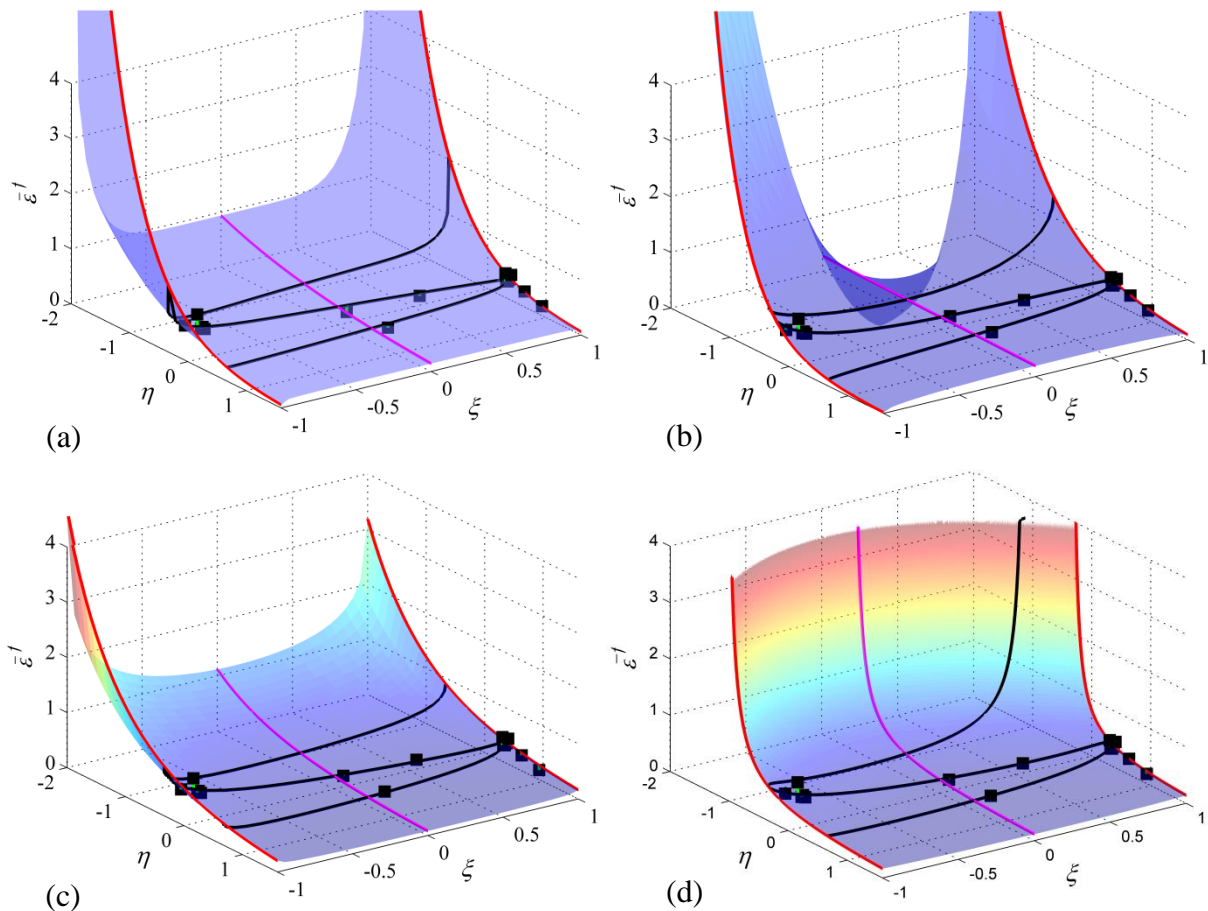
Tab. 4.1: Program experimentů hliníkové slitiny 2024-T351 [56]

Číslo testu	Popis testu	$\bar{\varepsilon}^f$	$\eta^{av}$	$\xi^{av}$
1	Válcový, hladký	0,46	0,40	1,0
2	Válcový, velký vrub	0,28	0,63	1,0
3	Válcový, malý vrub	0,17	0,93	1,0
4	Příčně vrubovaný	0,21	0,61	0,097
5	Váleček ( $d_0/h_0 = 0,5$ )	0,45	-0,278	-0,91
6	Váleček ( $d_0/h_0 = 0,8$ )	0,38	-0,234	-0,81
7	Váleček ( $d_0/h_0 = 1,0$ )	0,356	-0,233	-0,82
8	Váleček ( $d_0/h_0 = 1,5$ )	0,341	-0,224	-0,80
9	Válcový vrubový (tlak)	0,62	-0,248	-0,84
10	Příčný, psí kost (tah)	0,21	0,0124	0,055
11	Příčný	0,26	0,117	0,50
12	Plech s kruhovou dírou	0,31	0,343	1,0
13	Psí kost	0,48	0,357	0,979
14	Trubka	0,33	0,356	0,984
15	Čtvercový, hladký	0,36	0,369	1,0

Kalibrace vybraných kritérií byla provedena přímou metodou (viz kapitola 3.3.3) a byly do ní zahrnuty všechny experimentální body uvedené v tabulce 4.1. Protože Wierzbicki a kol. [56] použili von Mises plasticitu a v následující simulaci kalibračních experimentů byla použita také, je lomové přetvoření kritéria EM-C dáno rovnicí (3.44). Hodnoty obdržných konstant jsou uvedené v tabulce 4.2 a lomové přetvoření jednotlivých kritérií na obrázku 4.1.

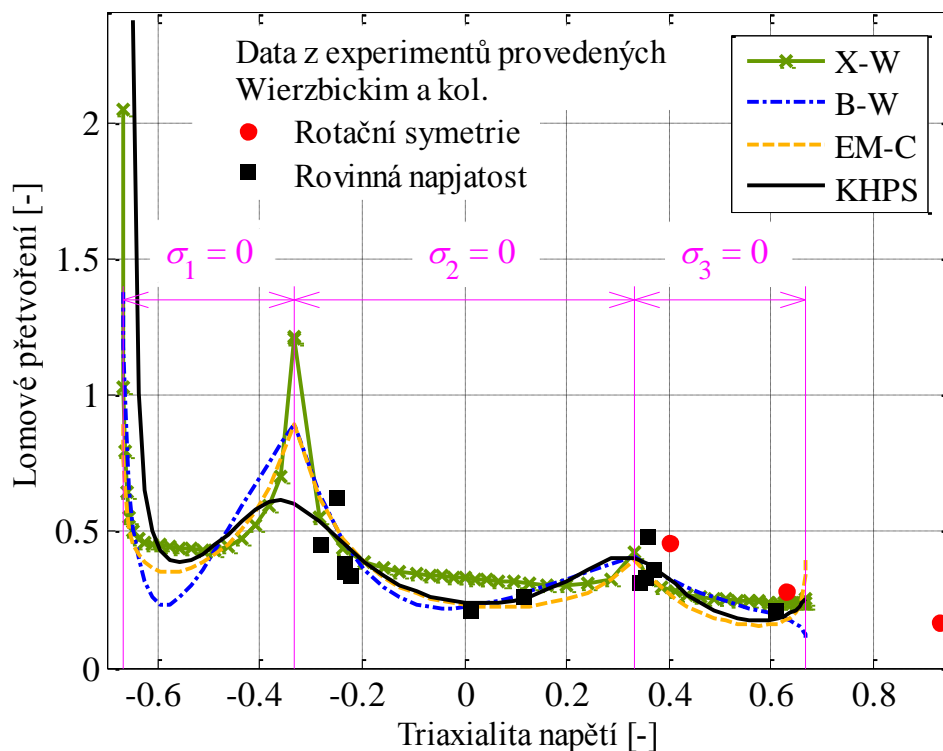
Tab. 4.2: Konstanty vybraných kritérií pro hliníkovou slitinu 2024-T351

Kritérium	Konstanty					
Xue-Wierzbicki	$F_1$		$F_2$		$F_3$	$F_4$
	0,7161		1,5768		0,3297	0,5232
Bai-Wierzbicki	$N_1$	$N_2$	$N_3$	$N_4$	$N_5$	$N_6$
	0,6109	1,2201	0,2222	0,0956	0,4487	2,0605
Extended Mohr-Coulomb	$c_1$			$c_2$ [MPa]		
	0,0621			343,8		
KHPS	$P_1$	$P_2$	$P_3$	$P_4$	$P_5$	
	0,3358	1,4723	1,0571	0,2714	0,4366	

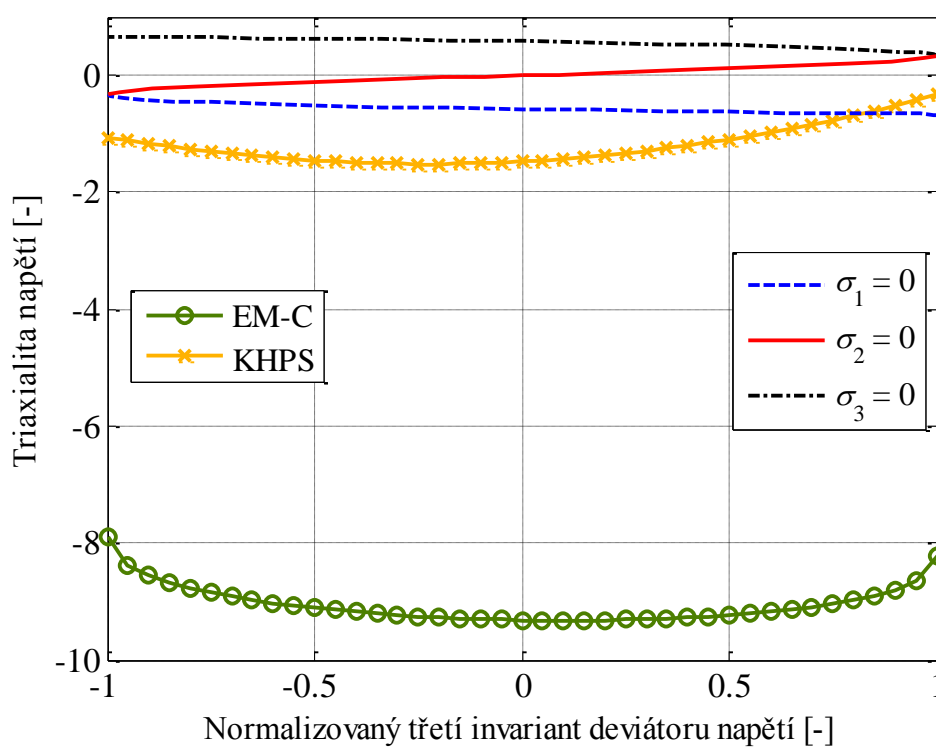


Obr. 4.1: Lomové přetvoření vybraných kritérií: (a) X-W, (b) B-W, (c) EM-C, (d) KHPS

Na obrázku 4.2 můžeme vidět porovnání lomových přetvoření jednotlivých kritérií v podmínkách rovinné napjatosti a na obrázku 4.3 je zobrazeno porovnání tvaru hranice oblasti bez porušení kritéria KHPS s kritériem EM-C.



Obr. 4.2: Lomová přetvoření vybraných kritérií v podmínkách rovinné napjatosti



Obr. 4.3: Porovnání hranice oblasti bez porušení kritéria KHPS s kritériem EM-C.

Lomové přetvoření kritéria X-W v podmínkách rovinné deformace pomalu roste se snižující se triaxialitou napětí  $\eta$ . Znamená to tedy, že ke kumulaci poškození dochází i při velmi nízkých hodnotách triaxiality napětí. Podobně je tomu i u kritéria EM-C, které má oblast bez porušení pro triaxialitu napětí menší než -7. Tvar lomového přetvoření kritéria B-W není vhodný, protože v určité oblasti se snižující se triaxialitou napětí velmi rychle klesá a přechází do záporných hodnot. Záporné lomové přetvoření nemá fyzikální význam a v místech, kde je rovno nule, by došlo k okamžitému porušení bez možnosti jakékoli plastické deformace materiálu. Lomové přetvoření kritéria KHPS se snižující se triaxialitou napětí roste pomalu a v určité vzdálenosti od oblasti bez porušení dojde k prudkému růstu. Tento přechod je velmi „ostrý“ ve srovnání s kritériem EM-C.

Ekvivalentní plastická přetvoření při lomu jednotlivých experimentálních testů predikovaná vybranými kritérii jsou shrnuta v tabulce 4.3. Odchytky predikovaného lomového přetvoření  $\bar{\varepsilon}_{pred.}^f$  od lomového přetvoření  $\bar{\varepsilon}^f$  určeného Wierzbickim (Tab. 4.1) jsou určeny vztahem

$$dev. = \frac{|\bar{\varepsilon}^f - \bar{\varepsilon}_{pred.}^f|}{\bar{\varepsilon}^f} 100. \quad (4.2)$$

Maximální odchytky kritéria X-W je 55,99% pro test č. 10 a průměrná odchytky činí 18,15%. Kritérium B-W má největší odchytku 30,93% u testu č. 9 a průměrná hodnota odchytky je 13,42%. U kritéria EM-C je největší odchytky 50,84% pro test č.3 a průměrná odchytky nabývá hodnoty 19,36%. Kritérium KHPS má největší odchytku 30,31% u testu č. 9 a průměrná odchytky je 15,70%.

Tab. 4.3: Predikovaná lomová přetvoření a jejich odchytky

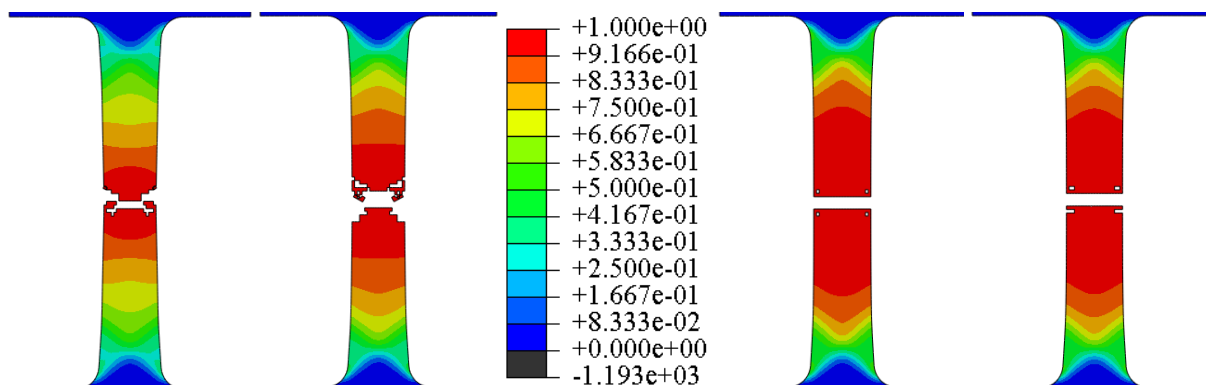
Test	X-W		B-W		EM-C		KHPS	
	$\bar{\varepsilon}_{pred.}^f$	Dev.	$\bar{\varepsilon}_{pred.}^f$	Dev.	$\bar{\varepsilon}_{pred.}^f$	Dev.	$\bar{\varepsilon}_{pred.}^f$	Dev.
1	0,3811	17,15	0,3750	18,48	0,3785	17,72	0,3689	19,82
2	0,2652	5,29	0,2832	1,16	0,3187	13,84	0,2810	0,36
3	0,1652	2,8	0,1964	15,54	0,2564	50,84	0,2144	26,12
4	0,2396	14,10	0,2146	2,21	0,1516	27,80	0,1696	19,24
5	0,4629	2,87	0,5227	16,15	0,5116	13,68	0,4877	8,37
6	0,4015	5,65	0,3974	4,57	0,4127	8,60	0,4121	8,45
7	0,4040	13,48	0,4035	13,34	0,4183	17,49	0,4162	16,90
8	0,3964	16,26	0,3850	12,90	0,4040	18,46	0,4038	18,42
9	0,4145	33,14	0,4282	30,94	0,4362	29,64	0,4321	30,31
10	0,3276	55,99	0,2252	7,23	0,2277	8,42	0,2389	13,78
11	0,3106	19,46	0,2738	5,32	0,2251	13,43	0,2574	1,01
12	0,4170	34,50	0,4020	29,68	0,3952	27,50	0,3998	28,98
13	0,3096	35,50	0,3613	24,72	0,3172	33,91	0,3728	22,33
14	0,3137	4,94	0,3659	10,87	0,3254	1,40	0,3776	14,43
15	0,4002	11,17	0,3894	8,18	0,3875	7,64	0,3851	6,97

## 4.2. Simulace vybraných kalibračních testů

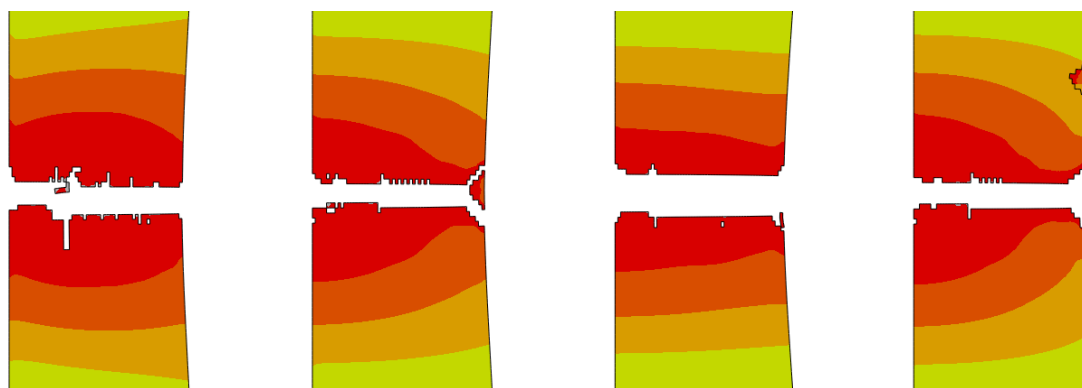
V této kapitole je provedena simulace několika kalibračních testů provedených Baem (Tab. 4.1) s použitím vybraných kritérií. Konkrétně byly vybrány testy č. 1, 2, 3, 4 a 7. První čtyři tahové testy mapují velký rozsah v kladných hodnotách triaxiality napětí a poslední pýchovací test je zástupcem záporné triaxiality napětí. Koeficient tření a rozměry vzorků byly popsány v Baově dizertační práci [31].

Hladký válcový vzorek o průměru 9 mm a válcové vzorky opatřené vrubem měly měrnou délku 25,4 mm. Průměr nejmenšího příčného průřezu vrubovaných válcových vzorků byl 8 mm a poloměr vrubů 12 mm a 4 mm. Nejmenší příčný průřez plochého vzorku opatřného dvěma vruby byl 1,6 mm x 50 mm a měrná délka 8 mm. Váleček měl stejný průměr jako výšku 12,5 mm. U válcových vzorků namáhaných na tah byla v konečnoprvkovém modelu využita rotační symetrie. Model plochého vzorku byl dvourozměrný v podmínkách rovinné deformace. U všech modelů byla velikost hrany prvků v měrné oblasti  $es = 0,075$  mm.

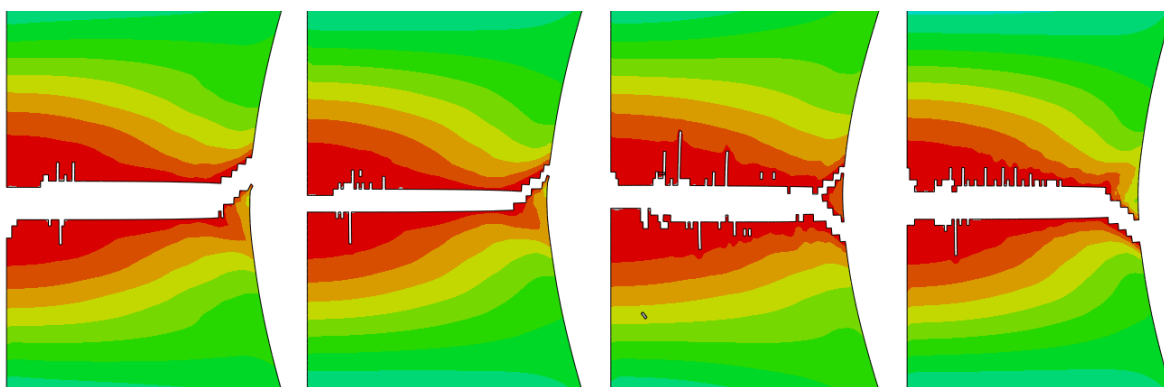
Na následujících obrázcích 4.4 až 4.8 jsou zobrazeny hodnoty parametru poškození po následném porušení kalibračních těles. Legenda uvedená na obrázku 4.4 je platná pro všechny simulace a odpovídá simulaci pýchování válečku pomocí kritéria B-W uvedené na obrázku 4.8. Z důvodu záporného lomového přetvoření nabýval parametr poškození v této simulaci i záporných hodnot (zejména v prvcích nacházejících se na podstavách válečku v oblastech s pokročilým porušením). U všech ostatních simulací nabýval parametr poškození hodnot v intervalu  $D \in \langle 0,1 \rangle$ .



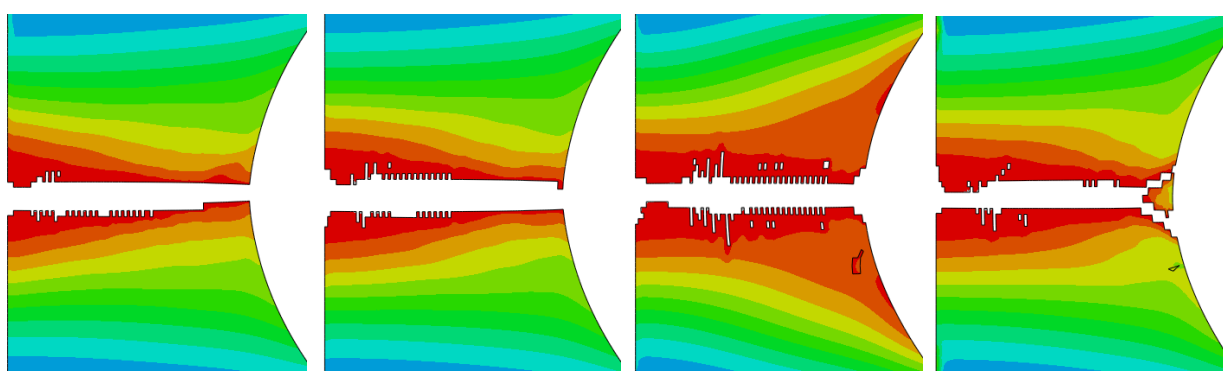
Obr. 4.4: Rozložení parametru poškození pro plochý vzorek (test č. 4): (zleva) X-W, B-W, EM-C a KHPS.



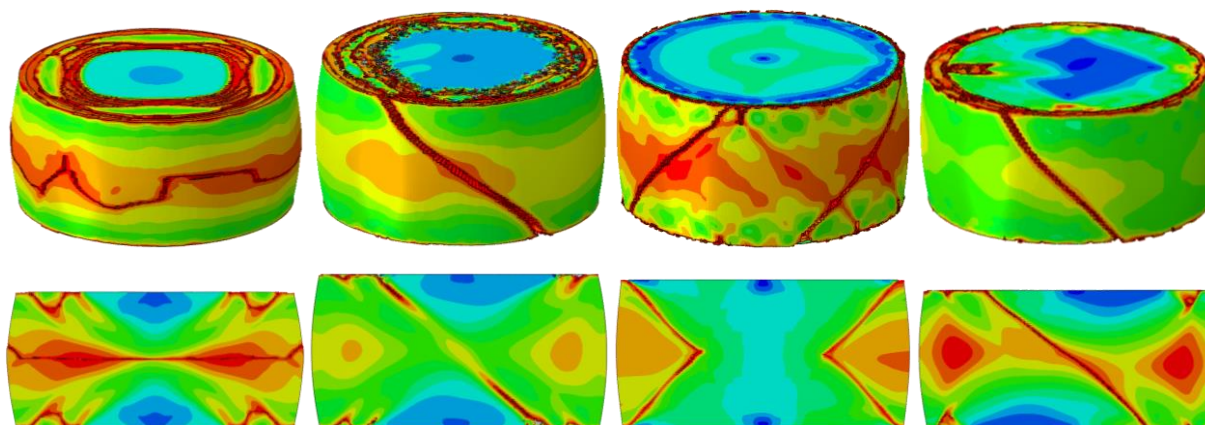
Obr. 4.5: Rozložení parametru poškození pro hladký válcový vzorek (test č. 1): (zleva) X-W, B-W, EM-C a KHPS.



Obr. 4.6: Rozložení parametru poškození pro válcový s vrubem  $R=12$  mm (test č. 2):  
(zleva) X-W, B-W, EM-C a KHPS.



Obr. 4.7: Rozložení parametru poškození pro válcový s vrubem  $R=4$  mm (test č. 3):  
(zleva) X-W, B-W, EM-C a KHPS.



Obr. 4.8: Rozložení parametru poškození pro váleček (test č. 7): (zleva) X-W, B-W, EM-C a KHPS.

U plochého vzorku opatřeného dvěma vruby vzniká šikmý lom. Obr. 4.4 ukazuje, že kritérium X-W a B-W mají částečně schopnost predikovat šikmý lom. Je to způsobeno mnohem výraznější lokalizací parametru poškození ve srovnání s kritérii EM-C a KHPS. Při zjemnění sítě by se tato schopnost pravděpodobně zlepšila. Problematikou vlivu velikosti prvku na schopnost predikce šikmého lomu se předkládaná práce dále nezabývá. Velmi dobrou schopnost predikovat šikmý lom mají svázaná kritéria (Xue [95, 96], modifikace G-T-N modelu

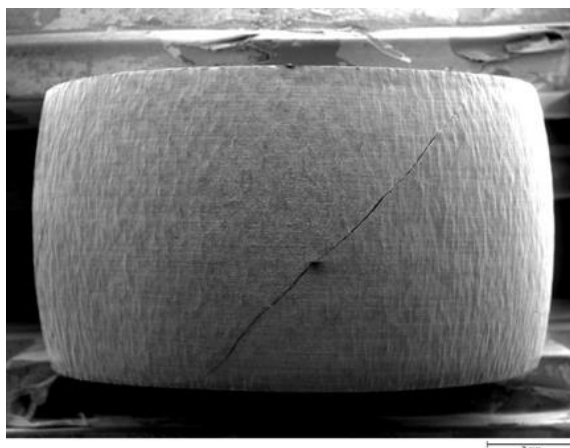
[97]) a částečně svázaná kritéria [98]. Díky tomu, že u těchto kritérií poškození ovlivňuje plasticitu, je lokalizace extrémně výraznější oproti kritériím nesvázaným.

U velké skupiny houževnatých materiálů dochází u tahové zkoušky hladkého válcového vzorku a válcových vzorků opatřených vrubem k typickému miskovému lomu. Ke vzniku porušení dochází na ose tělesa prostřednictvím MD. Odtud se trhlina šíří kolmo k ose tělesa směrem k jeho povrchu. Z důvodu zvyšujícího se smykového napětí dojde ke změně mechanismu porušení na MS a šíření trhliny změni směr do roviny maximálního smykového napětí, která svírá s osou vzorku úhel  $45^\circ$ . Test č. 1, 2 a 3 byl proveden dvakrát. Výsledky byly velmi podobné a u všech těles došlo k miskovému lomu [31]. Xue ve své dizetrační práci [18] provedl tahové zkoušky hladkých válcových vzorků s různým průměrem příčného průřezu, které byly vyrobeny z hliníkové slitiny 2024-T351. Vzorek s průměrem 6 mm byl porušen miskovým lomem, vzorky o průměru 9 mm šikmým lomem a na vzorku o průměru 15 mm byl současně šikmý i miskový lom. Na našem pracovišti byly vyrobeny čtyři vzorky o průměru 6 mm z desky ze stejného materiálu. Dva vzorky měly osu shodnou se směrem válcování desky (podélný směr) a dva vzorky měly osu kolmou na směr válcování (příčný směr). Po provedení tahové zkoušky došlo u všech vzorků k porušení šikmým lomem (Obr. 4.9). V simulaci hladkého válcového vzorku (test č.1) jsou schopny predikovat miskový lom kritéria B-W a KHPS, u kritérií X-W a EMC došlo k šikmému dolomení jen nepatrně téměř na povrchu modelu vzorku. U simulace válcového vzorku opatřeného vrubem o poloměru 12 mm (test č.2) nastalo porušení miskovým lomem pomocí všech vybraných kritérií. V případě vzorku opatřeného vrubem o poloměru 4 mm (test č.3) predikuje šikmé dolomení pouze kritérium KHPS. Při použití kritéria EM-C došlo k šikmému dolomení jen nepatrně a u kritérií X-W a B-W nastal čistý lom kolmý na osu vzorku.



Obr. 4.9: Porušení vzorků z hliníkové slitiny 2024-T351: (a) válcové vzorky (podélný směr), (b) válcové vzorky (příčný směr), (c) váleček.

Při petchování u testu č. 7 vznikla trhlina v rovině, která svírá s osou vzorku přibližně  $45^\circ$  (Obr. 4.10). Při dalším zatížení vzorku by se s velkou pravděpodobností trhlina rozšířila skrze celý vzorek a došlo by k úplnému rozdělení vzorku. Při použití kritéria X-W dojde k lomu v rovině kolmé na osu válečku v polovině jeho výšky, což je v rozporu s doposud dosaženými experimentálními výsledky petchování válečků. Při použití kritéria B-W vznikla trhlina stejná jako při experimentu a při zvyšujícím se zatížení by se pravděpodobně rozšířila skrze celý vzorek (výpočet havaroval z důvodu velké distorze prvků). Došlo k vymazání velkého počtu prvků nacházejících se na podstavách válečku. U simulace pomocí kritéria EM-C se na obvodu válečku objevily čtyři trhliny v rovinách svírající s osou válečku přibližně  $45^\circ$ . Podobných výsledků bylo dosaženo na našem pracovišti při petchování jednoho z šesti válečků o průměru 10 mm a výšce 10 mm vyrobeného z hliníkové slitiny 2024-T351 (Obr. 4.9). Z řezu je patrné rozdělení vzorku na dvě části. Za pomoci kritéria KHPS nastala trhlina shodná s experimentem, rozšířila se skrze celý vzorek a došlo k jeho rozdělení.



Obr. 4.10: Porušení válečku (test č. 7) [31]

### 4.3. Shrnutí

V kapitole 4 bylo porovnáno kritérium KHPS s vybranými univerzálními nesvázanými kritérii při aplikaci pro hliníkovou slitinu 2024-T351. Kritérium KHPS má nejmenší maximální odchylku a druhou nejmenší průměrnou odchylku od kalibračních bodů uvedených Wierzbickim a kol. [56]. Ze simulace vybraných kalibračních testů vyplývá, že kritérium KHPS má výbornou schopnost predikovat miskový lom válcového hladkého vzorku a válcových vzorků opatřených vrubem. Dále velmi dobře predikuje rozdělení pěchovaného vzorku v rovině svírající s jeho osou přibližně  $45^\circ$ . Z výše uvedeného vyplývá, že kritérium KHPS je použitelné pro popis vzniku a následného růstu tvárného porušení s velkou přesností v širokém rozsahu triaxiality napětí  $\eta$ .

## 5. PROGRAM KALIBRAČNÍCH EXPERIMENTŮ OCELI 12 050

Předmětem zájmu je uhlíková ocel s označením 12 050, jejíž chemické složení předepsané normou ČSN 41 2050 je uvedeno v tabulce 5.1. Průmyslový partner J-VST z tohoto materiálu vyrábí hřídel do alternátoru dopředným protlačováním a další součásti, určené zejména pro automobilový průmysl. Pro všechny experimenty byly jako polotovar použity tažené tyče kruhového průřezu o průměru 27 mm, vyrobené z jedné tavby.

Tab. 5.1: Chemické složení oceli 12 050

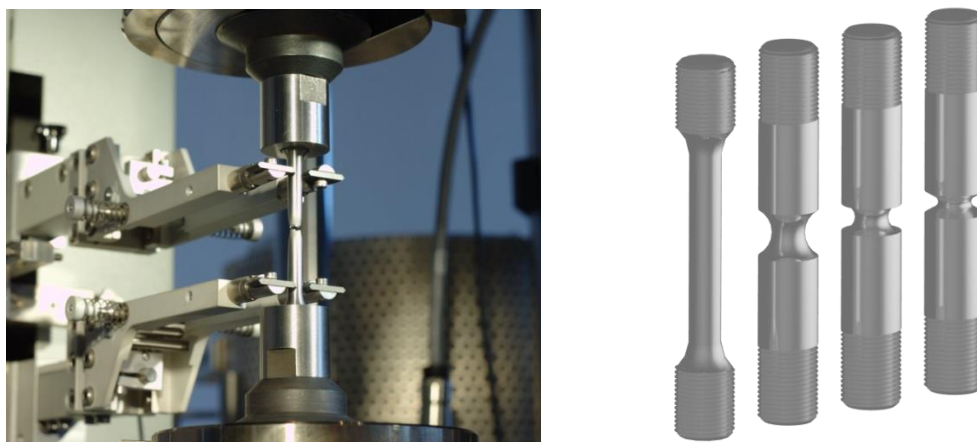
Prvek	C	Mn	Si	Cr	Ni	Cu	P	S
min [%]	0,42	0,50	0,17					
max [%]	0,50	0,80	0,37	0,25	0,30	0,30	0,04	0,04

### 5.1. Tahové zkoušky

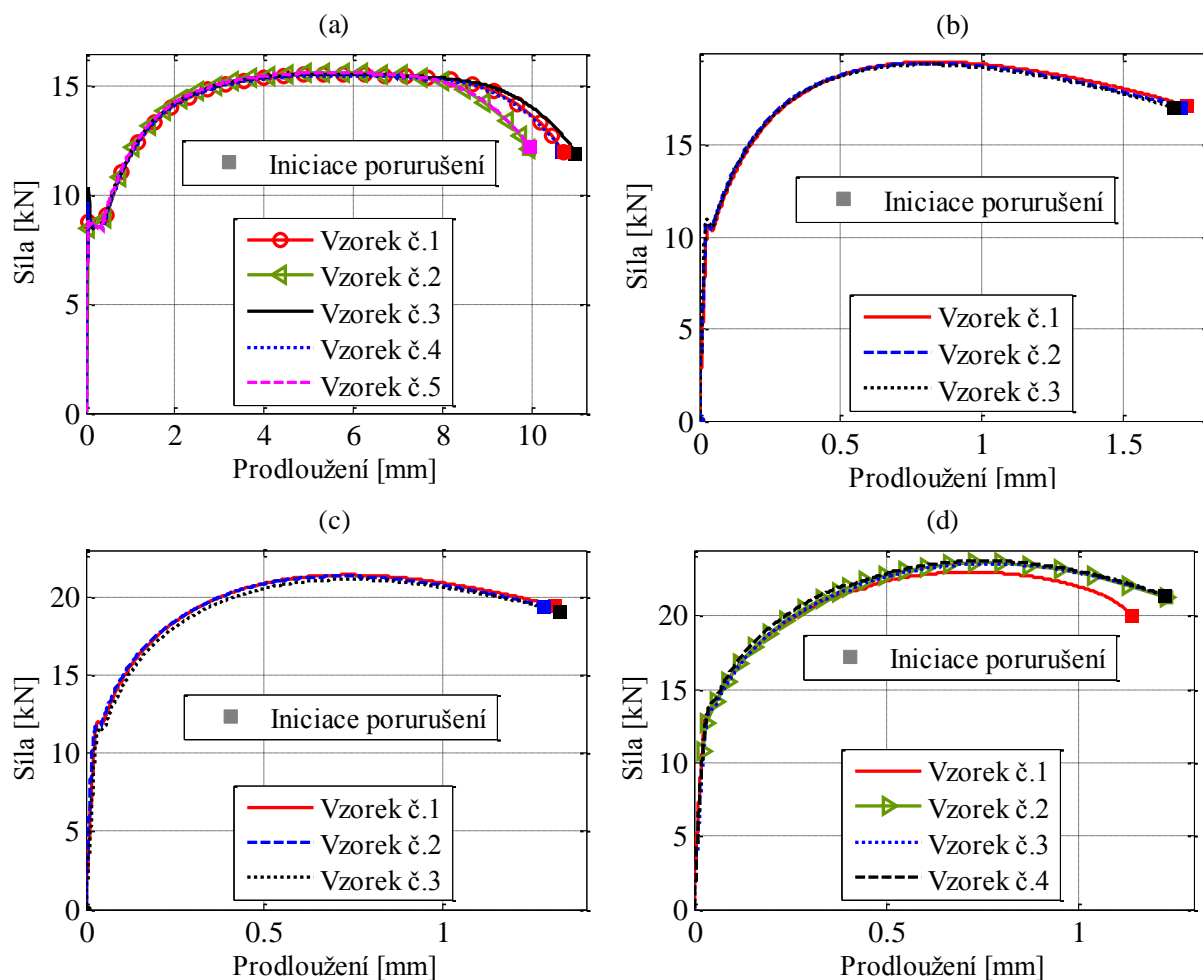
Testy byly provedeny na trhacím stroji Zwick Z050 s rychlostí posuvu příčnicku 2 mm/min při teplotě prostředí 24°C. Prodloužení zaznamenávaly extenzometry, které umožňují měření až do přetržení zkušební vzorku.

Bylo vyrobeno pět vzorků hladkých, čtyři s poloměrem vrubu  $R_v = 1,2$  mm, tři s poloměrem vrubu  $R_v = 2,5$  mm a tři vzorky s poloměrem vrubu  $R_v = 5$  mm (Obr. 5.1, vpravo). Všechny vzorky měly průměr v místě nejmenšího průřezu  $2a_0 = 6$  mm a měrnou délku  $L_0 = 30$  mm.

Silové odezvy tahových zkoušek můžeme vidět na obrázku 5.2. U hladkých vzorků došlo k nezanedbatelným rozdílům sil (při prodloužení  $\Delta L > 8$  mm) a prodloužení při lomu. Silové odezvy a prodloužení při lomu vzorků se stejným poloměrem vrubu jsou téměř shodné, vyjma vzorku č. 1 o poloměru  $R_v = 1,2$  mm. K rozdílu dochází před mezí pevnosti, tedy mnohem dříve ve srovnání se vzorky hladkými. Rozdíly v silových odezvách mohou být způsobeny nehomogenitou materiálu (vměstky, dutiny apod.). U jednotlivých testů je vznik porušení stanoven prodloužením, za nímž dochází k velmi rychlému poklesu síly.



Obr. 5.1: Tahová zkouška: (vlevo) konečný stav tahové zkoušky hladkého válcového vzorku, (vpravo) geometrie válcových vzorků



Obr. 5.2: Silové odezvy tahových zkoušek: (a) hladké vzorky, (b) vzorky s vrubem  $R_v = 5$  mm, (c) vzorky s vrubem  $R_v = 2,5$  mm, (d) vzorky s vrubem  $R_v = 1,2$  mm

U všech testů došlo k porušení miskovým lomem (kapitola 4.2). Lomové plochy jsou patrné z obrázků 5.3 až 5.6. Je tedy zřejmé, že se místo vzniku porušení nachází na ose vzorku.



Obr. 5.3: Porušené hladké válcové vzorky



Obr. 5.4: Porušené válcové vzorky s poloměrem vrubu  $R_v = 5$  mm



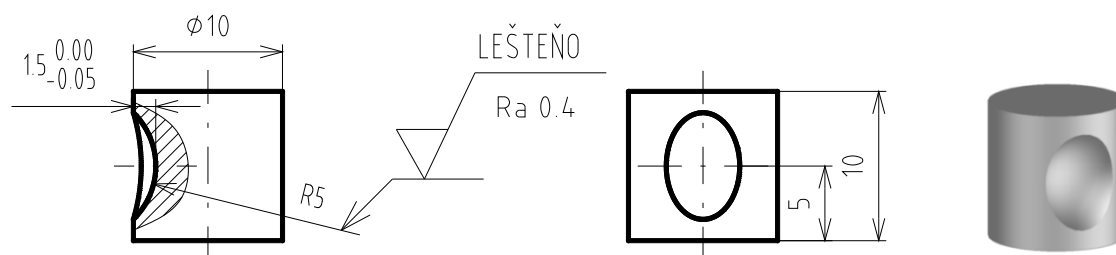
Obr. 5.5: Porušené válcové vzorky s poloměrem vrubu  $R_v = 2,5$  mm



Obr. 5.6: Porušené válcové vzorky s poloměrem vrubu  $R_v = 1,2$  mm

## 5.2. Pěchovací zkoušky se speciálním typem vzorku

Z dosavadních testů vyplývá, že nárůst hodnoty limitního lomového přetvoření pro nízké hodnoty triaxiality je u většiny kritérií získáván pouze extrapolací z experimentů, u kterých je triaxialita podstatně vyšší. Důvodem je skutečnost, že naplánovat a uskutečnit spolehlivý experiment s triaxialitou nižší než  $-1/3$  v místě vzniku porušení je velmi obtížné. I u klasických pěchovacích zkoušek se nejnižší hodnoty pohybují kolem  $-0,28$ , v případě většího „bombírování“ válcového povrchu mohou být podstatně vyšší. V literatuře se experimenty s nižší triaxialitou vyskytují sporadicky [39]. V rámci dizertační práce byl proto navržen a vyzkoušen původní tvar zkušební vzorku, s jehož pomocí lze dosáhnout porušení v tlaku při hodnotách triaxiality až  $-0,48$ . Jedná se o váleček opatřený jamkou kulového tvaru. Rozměry a geometrie navrženého vzorku jsou uvedeny na obrázku 5.7.



Obr. 5.7: Rozměry a geometrie válečku opatřeného jamkou (rozměry v mm)

Silové zatěžování bylo provedeno pomocí zkušební trhacího stroje, kde se spodní nástroj nepohyboval a horní nástroj vykonával pohyb translační v ose válečku. Posuv byl měřen snímačem dráhy. Dále byla použita aparatura na detekci vzniku porušení, vyrobená Ing. Martinem Vaškem Ph.D a Ing. Jiřím Hůlkou. Tato aparatura umožnila spolehlivě určit počátek porušení i při pohledu z vnějšku, docházelo k němu skutečně při tlaku a nikoli následně při odlehčení a vyjmutí ze zatěžovacího stroje. Zatěžovací a měřicí sestavu můžeme vidět na

obrázku 5.8, její parametry jsou uvedeny v tabulce 5.2. Podstavy každého vzorku byly před zkouškou namazány teflonovou pastou.

Silové odezvy válečků opatřených jamkou jsou patrné z Obr. 5.9. Odlehčování bylo provedeno velmi pomalu. Průměrná hodnota stlačení v okamžiku vzniku porušení je 4,18 mm.

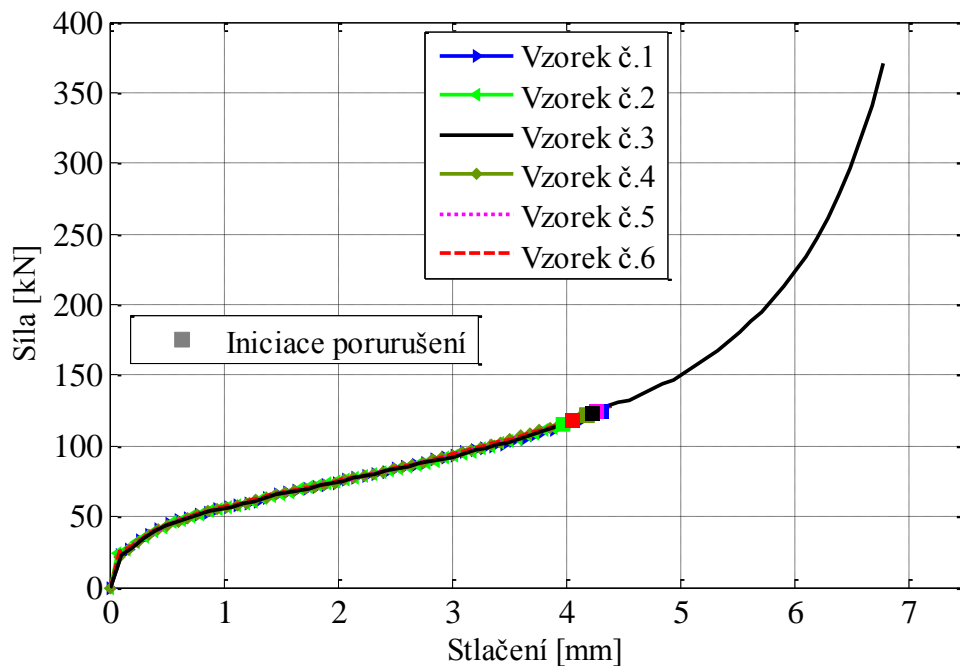
Zdeformované vzorky jsou zobrazeny na obrázku 5.10. Vybrané vzorky byly následně rozřezány ve svislé rovině symetrie z důvodu ověření přítomnosti trhlin (Obr. 5.11). Místo vzniku porušení se nachází uprostřed jamky, v průsečíku povrchu jamky s rovinami symetrie vzorku.



Obr. 5.8: Zatěžovací a měřicí sestava

Tab. 5.2: Parametry zatěžovací a měřicí sestavy

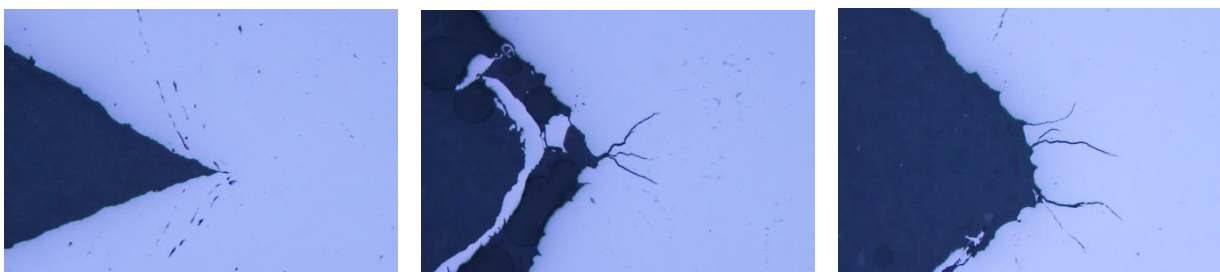
Zařízení	Identifikace	Nominální parametry	Výrobce
Zkuš. trhací stroj	WPM 250 – v.č. 248/1	Tah 2000 kN, Tlak 2500 kN	WMP Leipzig
Siloměr	C6 – v.č. 60 594	1000 kN	HBM Darmstadt
Snímače dráhy	W10 v.č. 9913, 11977	±10 mm	
Zesilovače	UNI	0-5 V, 16 bit	BMC Muenchen
Záznam. aparatura	EMS 805-v.č. 520902		EMS Brno



Obr. 5.9: Silové odezvy pěchovacích zkoušek válečků opatřených jamkou

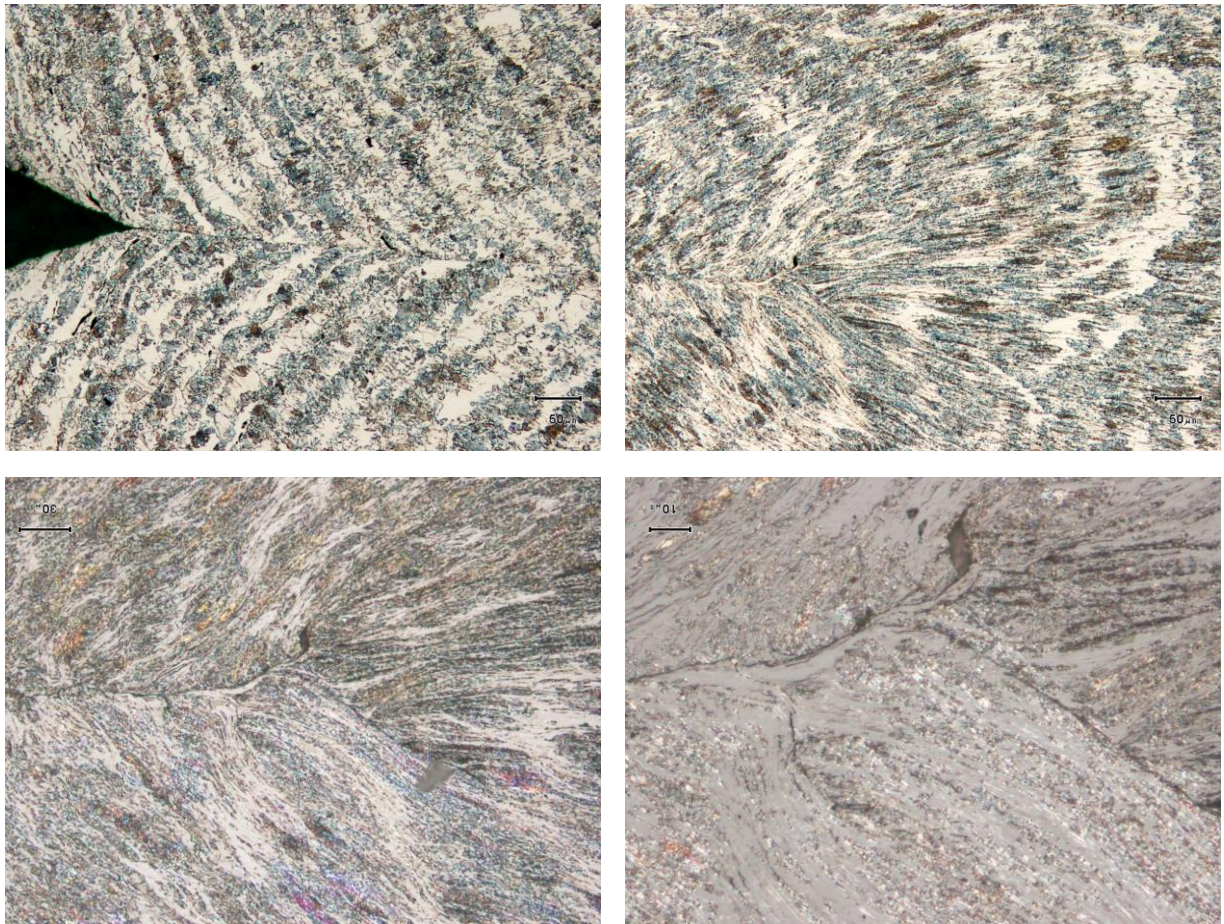


Obr. 5.10: Zdeformované válečky opatřené jamkou: (zleva) vzorek č.1 až č.6



Obr. 5.11: Výbrusy vzorků opatřených jamkou: (zleva) vzorek č.3, č.4 a č.6

Ze snímků naleptaného výbrusu vzorku č.3 je patrné, že vzniklá trhlinka byla v průběhu zatěžování uzavřena a došlo ke „svaření“ povrchů jamky v oblasti okolo vodorovné roviny symetrie (Obr. 5.12). Délka „svaření“ je  $sv_{ex} = 1,32$  mm.



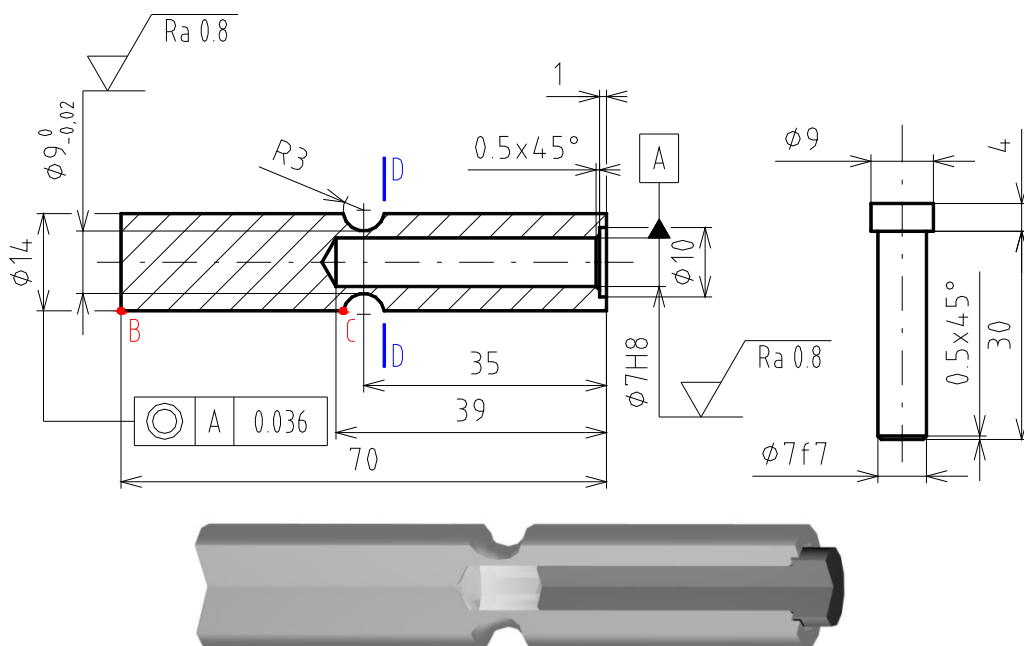
Obr. 5.12: Snímky naleptaného výbrusu vzorku č. 3

### 5.3. Tahové/tlakové-krutové zkoušky

V roce 2012 byla na našem pracovišti navržena modifikace tělesa Lindholmova typu s názvem NT vzorek. Pomocí numerické simulace bylo určeno předpokládané místo vzniku porušování. Dále byla provedena analýza vlivu rozměrů na průběhy kalibračních veličin ( $\bar{\epsilon}^p$ ,  $\eta$ ,  $\xi$ ) v předpokládaném místě vzniku porušení a na průběhy posuvů a natočení bodů B a C, označených v obrázku 5.13. Je-li průřez válcové části čtyřikrát větší než nejmenší průřez v kořeni vrubu, jsou posuvy a natočení bodu B a C téměř shodné. Znamená to tedy, že dochází k deformaci pouze v oblasti vrubu. Na základě výše zmíněné analýzy a rozměrů upínacích čelistí dvouosého zkušebního stroje MTS Bionix 370.02 ve firmě COMTES FHT a.s., byly navrženy rozměry NT vzorku (Obr. 5.13). Pro zabránění nadměrné deformace válcové části, byl před hydraulickým upnutím vzorku vkládán do otvoru čep.

Vhodnou kombinací tahu/tlaku a krutu je dosahováno pomocí NT vzorků různých napěťových stavů ve velkém rozsahu triaxiality napětí  $\eta$  a normalizovaného třetího invariantu tensoru napětí  $\xi$ . Pro snadnou identifikaci kombinace zatížení byl zaveden poměr axiální rychlosti vůči rychlosti úhlové (5.1). Pro prostý krut nabývá poměr zatížení  $R_{NT} = 0$  a pro prostý tah  $R_{NT} = \infty$ .

$$R_{NT} = \frac{v_{ax}}{\omega_{an}} \quad (5.1)$$



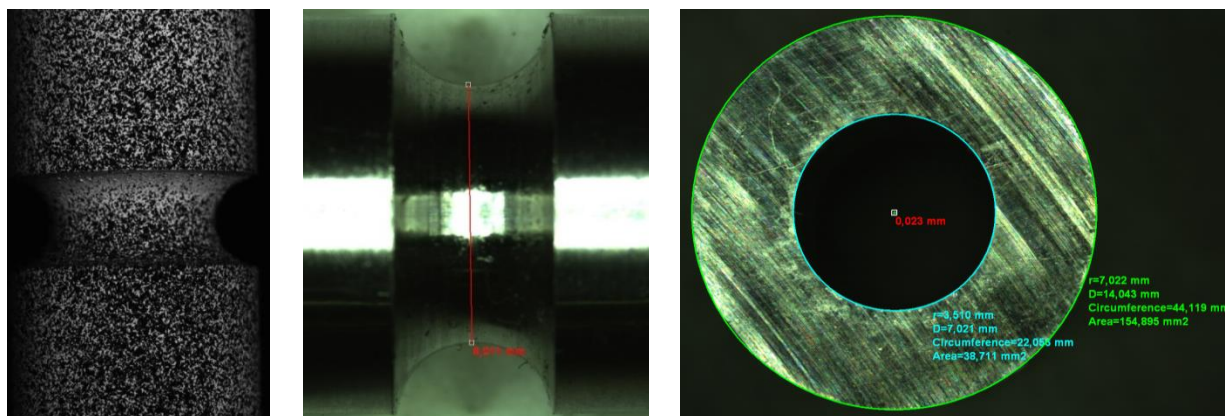
Obr. 5.13: Rozměry a geometrie NT vzorku (rozměry v mm)

Bylo zvoleno sedm poměrů pro dobré zmapování lomového přetvoření v prostoru  $\xi - \eta$ . Konkrétně poměry -1 mm/rad, -0,5 mm/rad, 0 mm/rad, 0,5 mm/rad, 1 mm/rad, 4,2 mm/rad a  $\infty$  mm/rad. Pro každý poměr zatížení byly provedeny dva testy. U kombinace tlak-kрут bylo u obou poměrů měření jednoho z testů nevyhodnotitelné, proto byly tyto testy vyřazeny z experimentálního programu. Axiální a úhlové rychlosti příčníků zkušebního stroje jsou uvedeny v Tab. 5.3.

Tab. 5.3: Zátěžující rychlosti a změřené rozměry NT vzorků

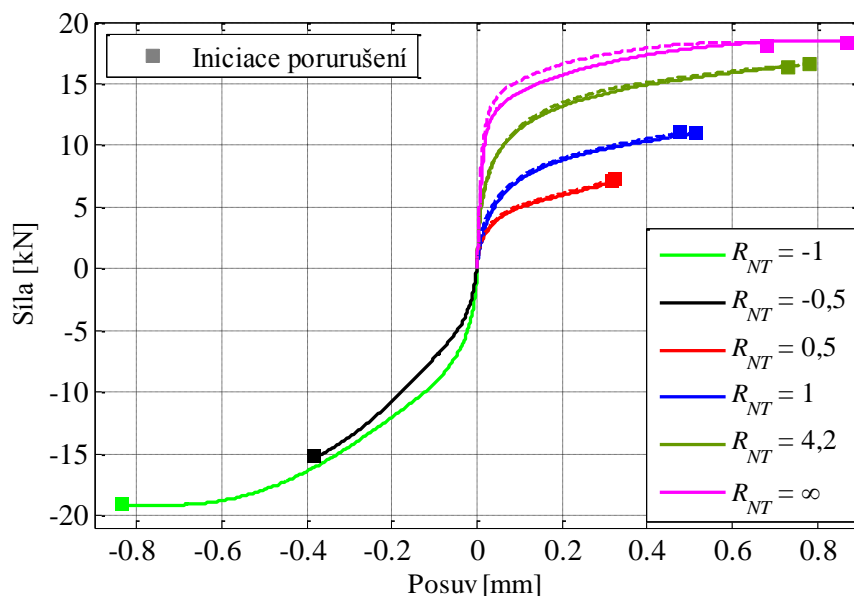
Č. vzorku	$D_{in}^{NT}$ [mm]	$D_{out}^{NT}$ [mm]	Nesouosost [mm]	$v_{ax}$ [mm/s]	$\omega_{an}$ [rad/s]	$R_{NT}$ [mm/rad]
1	9,01	7,02	0,036	-0,00262	0,00262	-1
2	9,02	7,02	0,016	-0,00131	0,00262	-0,5
3	8,98	7,01	0,023	0,00000	0,00262	0
4	9,02	7,00	0,016			
5	8,99	7,01	0,033	0,00131	0,00262	0,5
6	8,98	7,00	0,016			
7	9,00	7,00	0,023	0,00262	0,00262	1
8	9,00	7,02	0,033			
9	9,02	7,01	0,036	0,00586	0,00140	4,2
10	9,02	7,02	0,033			
11	8,99	7,02	0,036	0,00670	0,00000	$\infty$
12	9,00	7,02	0,023			

Reálné posuvy a natočení byly v průběhu zatěžování měřeny optickou metodou pomocí zařízení ARAMIS. Na povrch NT těles byla nanášena speciální barva „pattern“ pro korelaci obrazu videokamer (Obr. 5.14, vlevo). Výsledky měření ukázaly, že poddajnost stroje v axiálním směru je nezanedbatelná a je mnohem větší, než ve směru tangenciálním. Průměrné poměry skutečného posunutí ku skutečnému natočení jsou tedy menší resp. větší než poměry navržené (kterými se pohybovaly příčníky zkušebního stroje), při kombinaci tahu-krutu resp. tlaku-krutu. S ohledem na tuto skutečnost je vhodné (pro budoucí testy) volit poměry 1,5 až 2 krát větší, než poměry původně navržené.

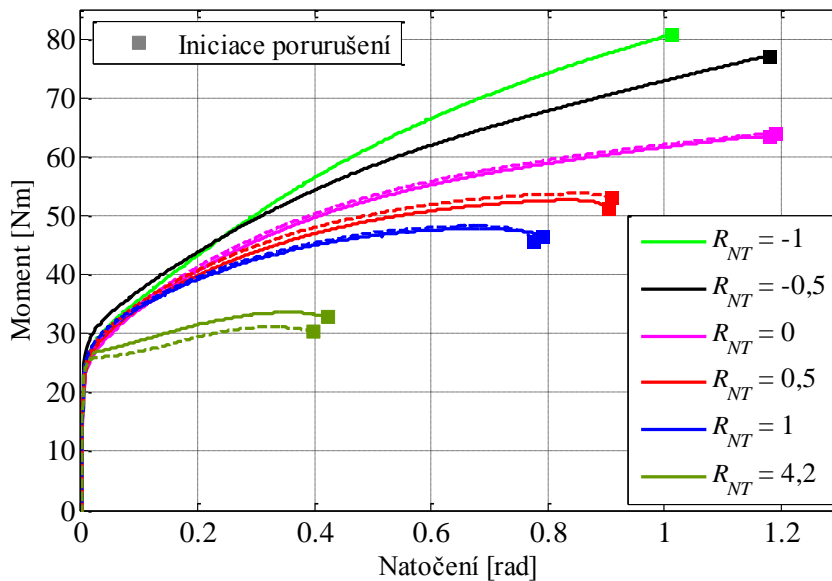


Obr. 5.14: Speciální barva nanášená na povrch NT vzorku (vlevo), měření průměru  $D_{out}^{NT}$  (uprostřed), měření průměru  $D_{in}^{NT}$  a nesouososti (vpravo)

Před zkouškou byl optickou metodou změřen průměr v místě nejmenšího příčného průřezu  $D_{out}^{NT}$  (Obr. 5.14, uprostřed). Po provedení každého testu byl v polovině vzorku s otvorem proveden řez označený písmenem D na obrázku 5.13. Následně byl optickou metodou změřen průměr otvoru  $D_{in}^{NT}$  a jeho nesouosost s válcovou plochou vzorku (Obr. 5.14, vpravo). Naměřené hodnoty jsou uvedeny v Tab. 5.3.



Obr. 5.15: Silové odezvy tahových/tlakových-krutových zkoušek NT vzorků



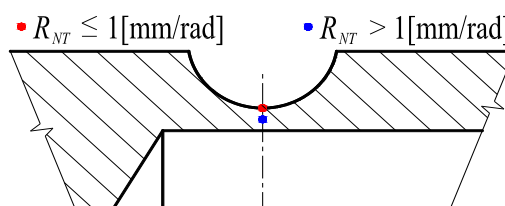
Obr. 5.16: Momentové odezvy tahových/tlakových-krutových zkoušek NT vzorků

Na obrázcích 5.15 a 5.16 jsou uvedeny silové a momentové odezvy tahových/tlakových-krutových zkoušek NT vzorků. U poměru  $R_{NT} = \infty$  [mm/rad] je vznik porušení stanoven posuvem, za nímž dochází k velmi rychlému poklesu síly. U ostatních poměrů je vznik porušení stanoven natočením, za nímž dochází k rychlému poklesu momentu. U kombinace zatížení tah-krut jsou vyjma poměru  $R_{NT} = \infty$  [mm/rad] silové odezvy téměř shodné a vyjma poměru  $R_{NT} = 4,2$  [mm/rad] jsou momentové odezvy téměř shodné. Při kombinaci zatížení tlak-krut došlo k mnohem většímu zpevnění než při kombinaci tah-krut.

Lomové plochy na NT vzorcích pro jednotlivé poměry zatížení jsou patrné z obrázku 5.17. U poměrů  $R_{NT} = 4,2$  [mm/rad] a  $R_{NT} = \infty$  [mm/rad] došlo k šikmému lomu a u ostatních poměrů došlo k lomu kolmému na osu vzorku. Předpokládané místo vzniku porušení, stanovené numerickou analýzou, je pro poměr zatížení  $R_{NT} \leq 1$  [mm/rad] v kořeni vrubu a pro poměry vyšší uprostřed stěny NT vzorku v rovině nejmenšího příčného průřezu (Obr. 5.18).



Obr. 5.17: Porušené NT vzorky: (zleva)  $R_{NT} = -1$  [mm/rad] až  $R_{NT} = \infty$  [mm/rad]



Obr. 5.18: Předpokládané místo vzniku porušení NT vzorků

## 6. KALIBRACE VYBRANÝCH KRITÉRIÍ TVÁRNÉHO PORUŠOVÁNÍ PRO OCEL 12 050

### 6.1. Simulace kalibračních experimentů

Složky tenzoru napětí a přetvoření potřebné ke kalibraci kritérií nelze získat z experimentů přímo. Pro jejich určení byly provedeny simulace kalibračních experimentů. Jelikož jsou kritéria tvárného porušování ovlivňována velikostí prvků, je snahou ve všech simulacích dodržet jejich stejnou velikost v měřené oblasti a v oblasti vzniku a růstu tvárného porušení. Z důvodu mazání prvků dochází ke ztrátě objemu modelu a proto je snahou používat velmi malé prvky. Běžně používaná velikost prvků v literárních pramenech je  $es = (0,1 \div 0,3)$  mm. V předkládané práci byla použita velikost  $es = 0,075$  mm.

#### 6.1.1. Model materiálu

Model materiálu je tvořen modelem elasticity a plasticity.

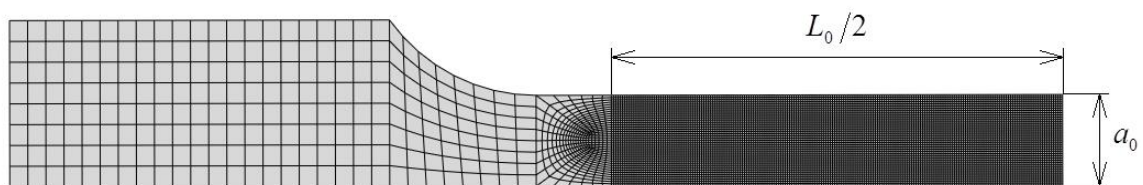
Model elasticity obsahuje dvě konstanty. Jsou to Poissonův poměr  $\nu$  a Youngův modul pružnosti v tahu  $E$ . Z tahových zkoušek hladkých válcových vzorků byly určeny hodnoty  $\nu = 0,33$  a  $E = 196$  GPa.

Byl zvolen známý model s mezní plochou plasticity HMH (Hencky, Mises, Huber) a izotropním zpevněním, u něhož je redukované napětí určeno rovnicí (3.2). Plocha plasticity je válec s osou, která je totožná s osou prvního a sedmého oktantu Haighova prostoru.

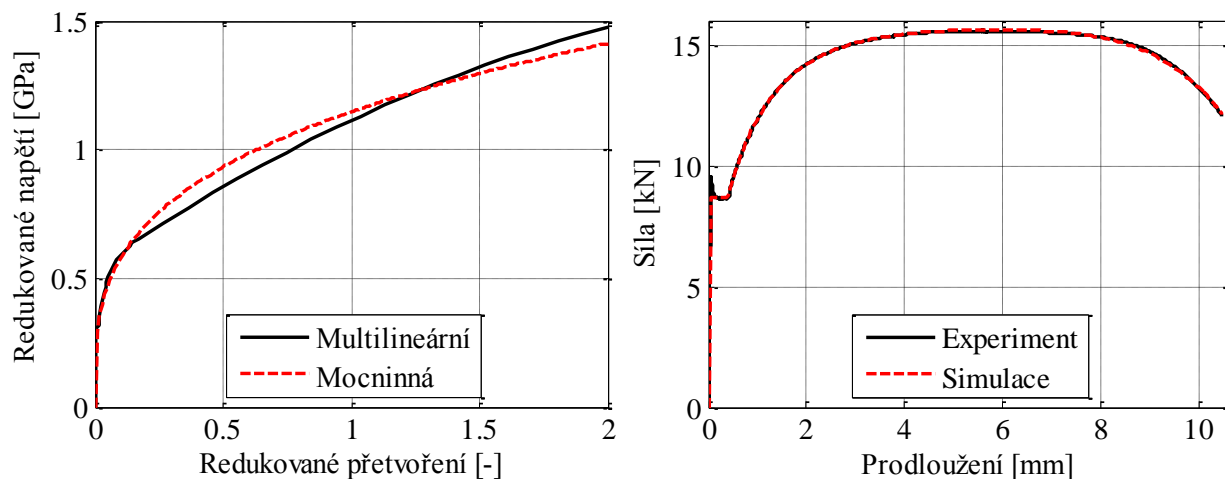
Další fyzikální veličiny vstupující do výpočtového modelu jsou hustota materiálu  $\rho_M = 7850$  kg/m<sup>3</sup> a měrná tepelná kapacita  $C_M = 502$  J kg<sup>-1</sup>K<sup>-1</sup>, obojí pro teplotu 20 °C.

#### 6.1.2. Tahové zkoušky

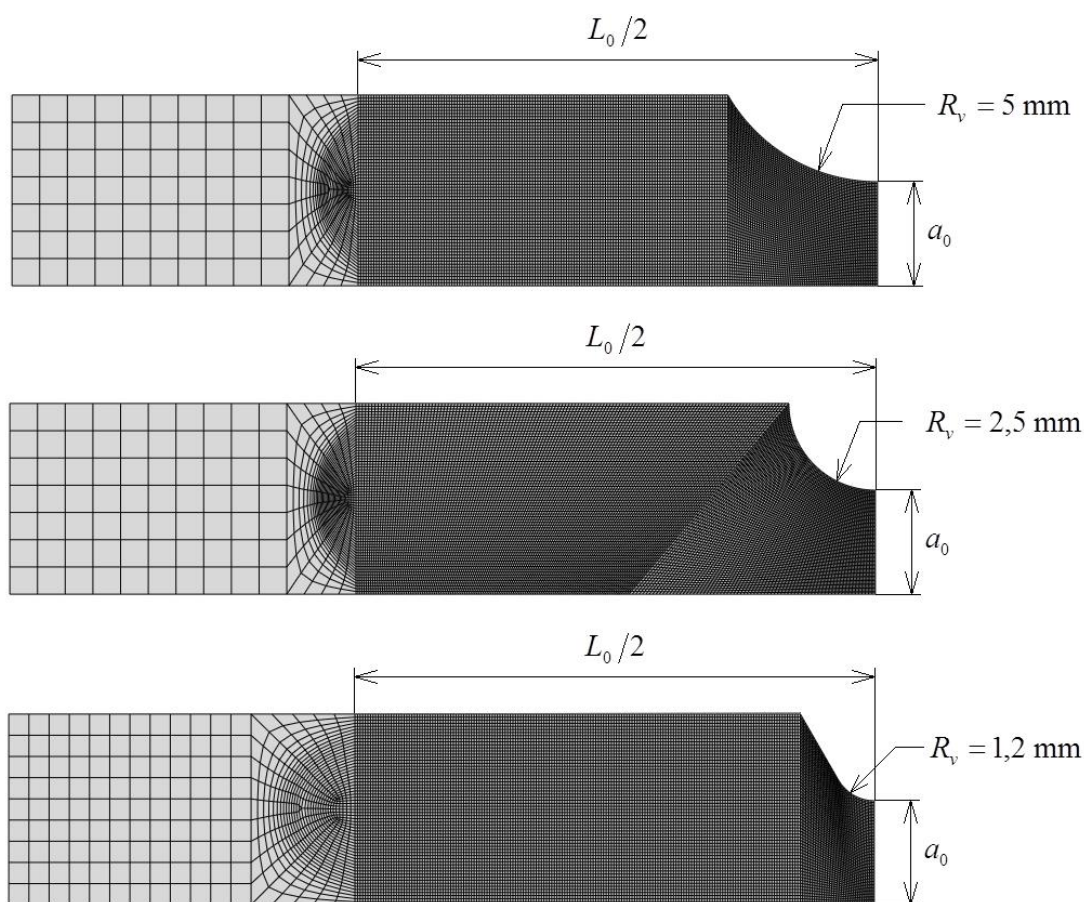
Jelikož došlo k velkým rozdílům silových odezev při prodloužení  $\Delta L > 8$  mm u tahových zkoušek hladkých válcových vzorků, byla stanovena průměrná silová odezva (Obr. 6.2, vpravo). Z této odezvy byla určena iteračně pomocí numerické simulace (viz kap. 3.3.1) křivka napětí-přetvoření  $f_{av}$ . Tato křivka byla do programu ABAQUS zadávána pomocí multilineárního modelu tabulkově. Z důvodu výrazné meze kluzu je multilineární model mnohem vhodnější než mocninné modely jako J-C [27], Hollomon [99], Swift [100] a další. Jelikož se v některých kritériích tvárného porušování vyskytuje exponent zpevnění  $n$  a amplituda napětí  $K_A$ , byla metodou nejmenších čtverců určena „nejlepší“ mocninná aproximace křivky napětí-přetvoření podle vztahu 4.1, která odpovídá hodnotám  $K_A = 1147,6$  MPa a  $n = 0,2998$  (Obr. 6.2, vlevo). Ve výpočtovém modelu byla využita rovina symetrie a rotační symetrie. Geometrie byla diskretizována pomocí lineárních čtyřstranných prvků CAX4R s jednobodovou integrací, které měly v polovině měrné délky  $L_0/2$  velikost  $es = 0,075$  mm (Obr. 6.1). Byla provedena citlivostní analýza vlivu velikosti prvků na silovou odezvu. Pro velikosti prvků  $es = 0,075$  mm a menší, bylo dosahováno téměř stejných výsledků.



Obr. 6.1: Konečnoprvková síť hladkého válcového vzorku



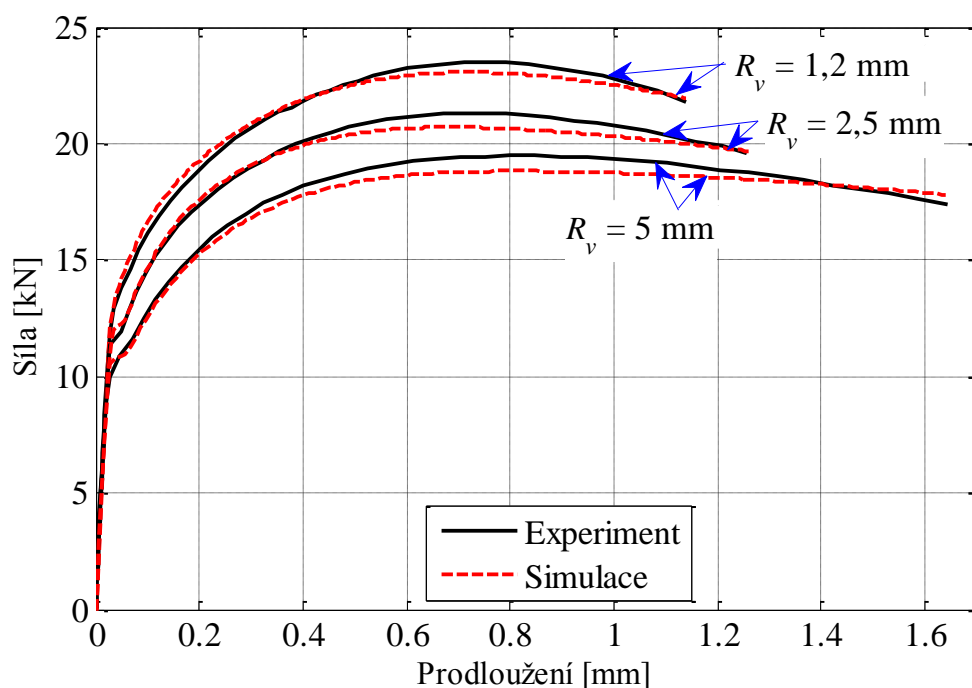
Obr. 6.2: Multilineární křivka napětí-přetvoření a její mocninná aproximace (vlevo), silová odezva hladkého válcového vzorku ze simulace a experimentu (vpravo)



Obr. 6.3: Konečnoprvková síť vrubovaných válcových vzorků

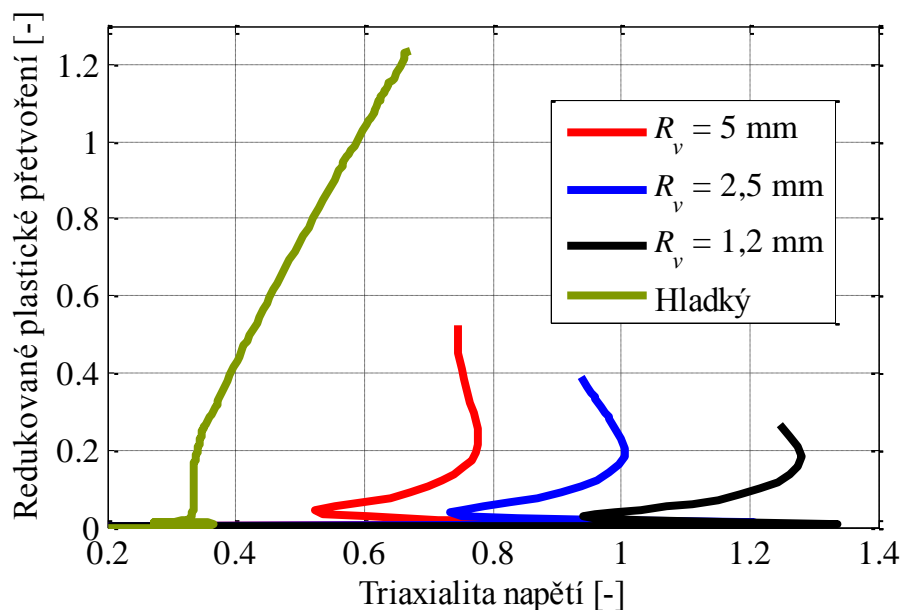
**Poznámka:** V pojednání ke státní doktorské zkoušce byly kromě křivky napětí-přetvoření odpovídající průměrné silové odezvě určeny ještě křivky napětí-přetvoření odpovídající minimální a maximální silové odezvě. Byl zkoumán vliv těchto křivek na konstanty jednodušších kritérií, která obsahují pouze triaxialitu napětí  $\eta$  jako vnitřní proměnnou. Z důvodu velké časové náročnosti byla v této práci použita pouze křivka napětí-přetvoření odpovídající průměrné silové odezvě a byla kalibrována složitější kritéria, která obsahují kromě triaxiality napětí i deviátorový parametr (např. Lodeho parametr  $\mu$ ). Mocninná aproximace byla použita pouze pro stanovení parametrů  $n$  a  $K_A$ .

Ve výpočtových modelech válcových vzorků opatřených vrubem byla diskretizace provedena stejným způsobem jako v modelu vzorku hladkého (Obr. 6.3). Porovnání průměrných silových odezev získaných z experimentů a numerické simulace můžeme vidět na obrázku 6.4.



Obr. 6.4: Silové odezvy vrubovaných válcových vzorků ze simulace a experimentu

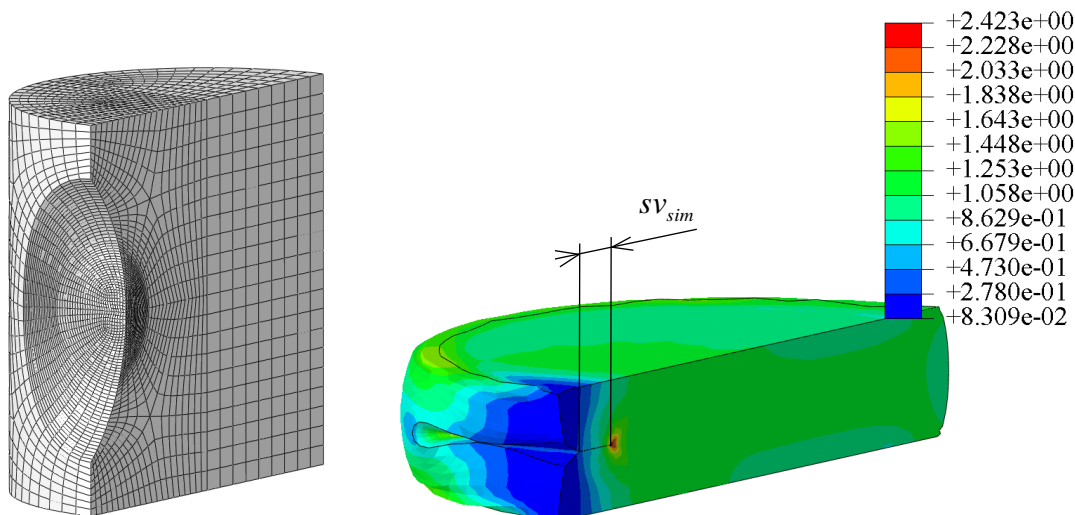
Jelikož se místo vzniku porušení nachází na ose vzorků, kde je obvodové napětí rovno radiálnímu, nabývá zde normalizovaný třetí invariant deviátoru napětí hodnoty  $\xi = 1$  po celou dobu zatěžování. Průběh triaxiality napětí je uveden na obrázku 6.5.



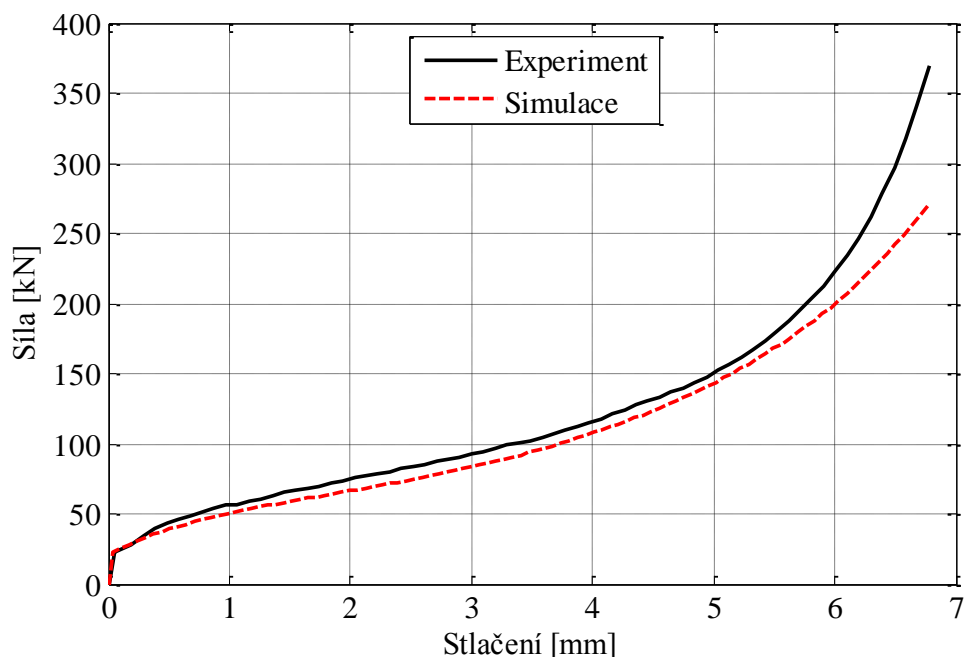
Obr. 6.5: Průběh triaxiality napětí u tahových zkoušek

### 6.1.3. Pěchovací zkoušky se speciálním typem vzorku

Nástroje byly modelovány jako ideálně tuhá tělesa pomocí čtyřstranných prvků R3D4 o velikosti  $es = 0,2$  mm. Průměr kruhové plochy nástroje byl 40 mm. Spodnímu nástroji byly zamezeny všechny posuvy a natočení. Hornímu nástroji byl předepsán posuv v ose válečku, ostatní posuvy a natočení byly zamezeny. Váleček byl diskretizován pomocí lineárních šestistěnných prvků s jednobodovou integrací C3D8R. Jejich globální velikost byla  $es = 0,5$  mm a v oblasti okolo vzniku porušení  $es = 0,075$  mm. Ve výpočtovém modelu byla využita svislá rovina symetrie. Konečnoprvkovou síť (bez nástrojů) můžeme vidět na Obr. 6.6, vlevo.



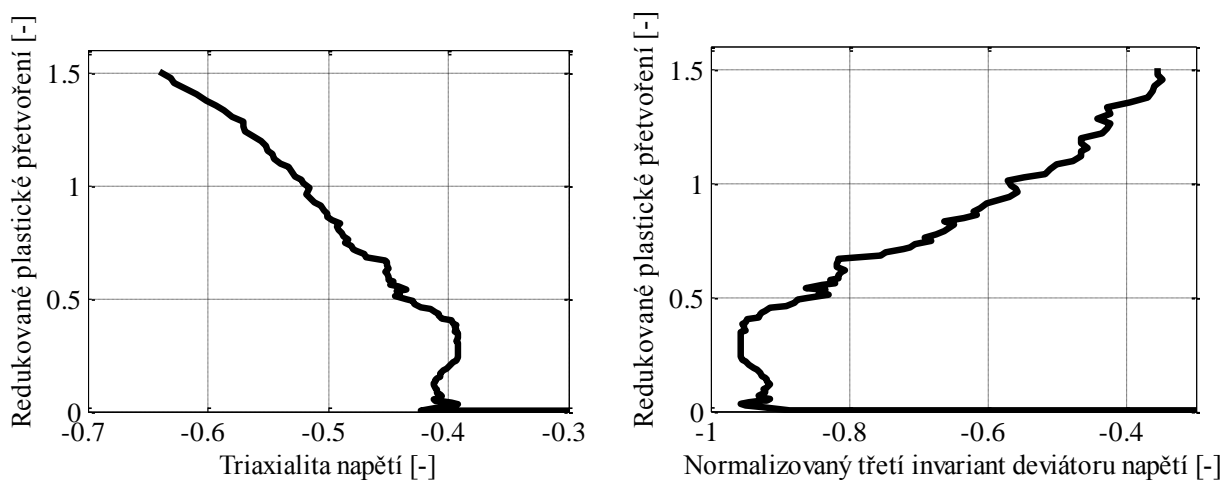
Obr. 6.6: Konečnoprvková síť válečku (vlevo), redukované plastické přetvoření (vpravo)



Obr. 6.7: Silová odezva válečku opatřeného jamkou ze simulace a experimentu

Jelikož jsou silové odezvy z experimentů všech vzorků téměř shodné (Obr. 5.9), neurčovala se průměrná silová odezva, ale jako reprezentant byl vybrán nejvíce roztlačený vzorek č. 3. Hodnota koeficientu tření  $f_f$  byla stanovena iteračně pomocí numerické simulace, na základě délky „svaření“ povrchů jamky  $sv_{ex}$ . „Nejlepšího“ výsledku  $sv_{sim} = 1,304$  mm bylo dosaženo při hodnotě koeficientu tření  $f_f = 0,01$ . Zdeformovanou geometrii a pole redukovaného plastického přetvoření můžeme vidět na obrázku 6.6, vpravo. Porovnání silové odezvy získané z experimentu a simulace je uvedeno na Obr. 6.7.

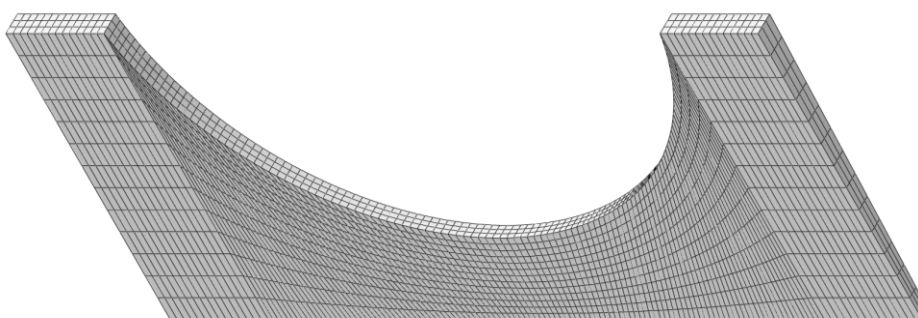
Průběh veličin potřebných ke kalibraci v místě vzniku porušení je zobrazen na Obr. 6.8. Pomocí tohoto kalibračního tělesa bylo dosaženo velmi nízké triaxiality napětí, než došlo ke vzniku porušení. To je v rozporu s Baem [35, 36], který uvedl, že k porušení nedojde pokud je triaxialita menší než  $-1/3$ . Podobných výsledků dosáhl Khan [39] pomocí neproporcionální dvouosé tlakové zkoušky.



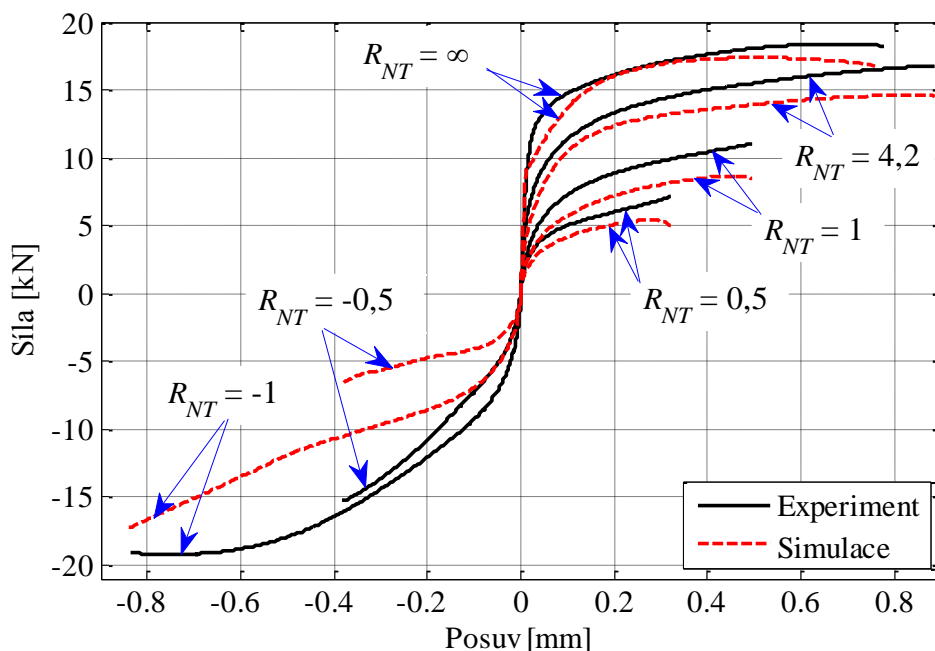
Obr. 6.8: Průběh kalibračních veličin u pěchovací zkoušky: (vlevo) triaxialita napětí, (vpravo) normalizovaný třetí invariant deviátoru napětí

#### 6.1.4. Tahové/tlakové-krutové zkoušky

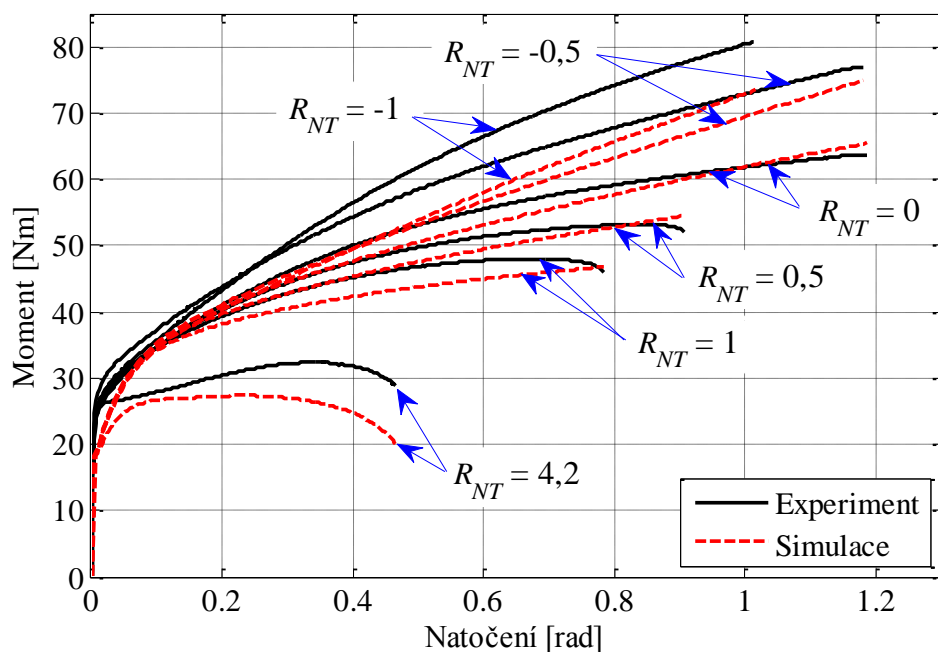
Byla provedena analýza vlivu nesouososti otvoru s vnější válcovou plochou na lomové přetvoření a průměrné hodnoty kalibračních veličin ( $\bar{\varepsilon}^f$ ,  $\eta^{av}$ ,  $\xi^{av}$ ) v předpokládaném místě vzniku porušení. Pro nesouosost menší nebo rovno 0,036 mm se hodnoty výše uvedených veličin liší ve srovnání s ideálně souosým NT vzorkem méně než o 2 %. Tato nepřesnost byla s přihlédnutím na naměřené nesouososti vzorků zanedbána (Tab. 5.3) a ve výpočtovém modelu NT vzorku byla využita cyklická symetrie s výřezem  $2^\circ$  (Obr. 6.9). Diskretizace byla provedena pomocí lineárních šestistěnných prvků s jednobodovou integrací C3D8R. V oblasti okolo roviny s nejmenším příčným průřezem (rovina symetrie) byla stanovena velikost prvků  $es = 0,075$  mm. Do výpočtového modelu byly zadány skutečné posuvy a natočení, změřené pomocí zařízení ARAMIS prostřednictvím okrajových podmínek. Průměrné silové a momentové odezvy získané z experimentů a numerických simulací jsou uvedeny na obrázcích 6.10 a 6.11.



Obr. 6.9: Konečnoprvková síť NT vzorku



Obr. 6.10: Silové odezvy NT vzorků ze simulace a experimentu



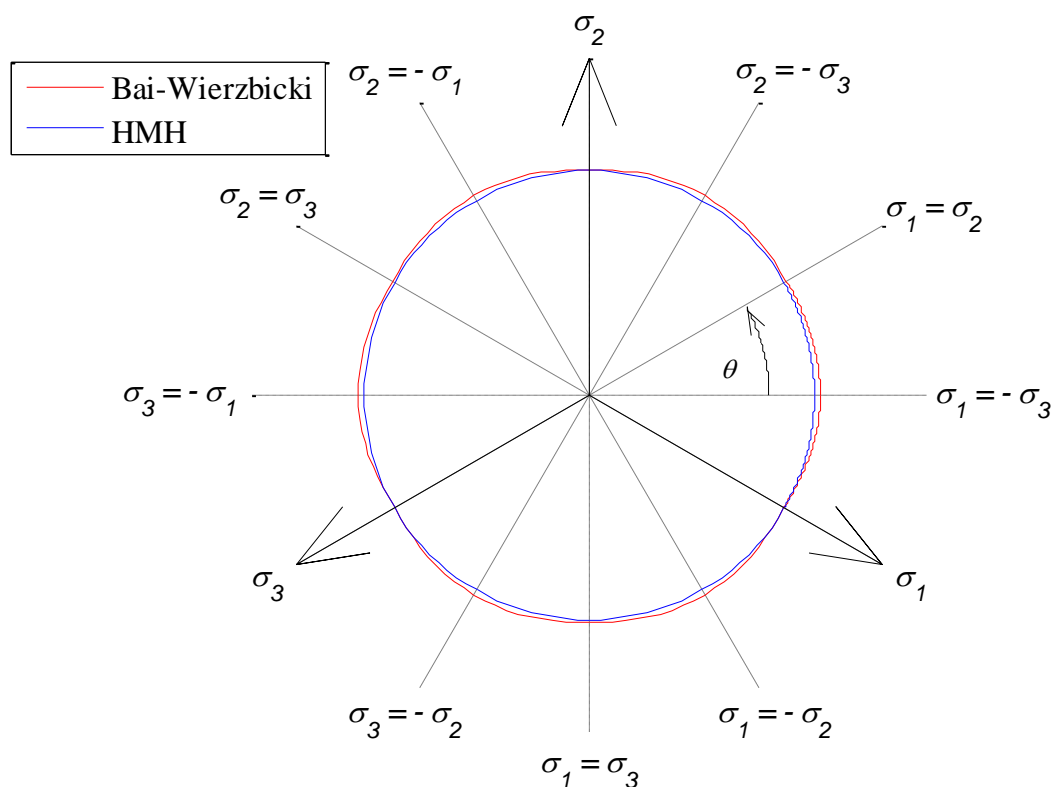
Obr. 6.11: Momentové odezvy NT vzorků ze simulace a experimentu

Model plasticity HMH díky svému tvaru plochy není schopen postihnout rozdílné zpevnění při různých kombinacích zatěžování (Obr. 6.10, Obr. 6.11). Z tohoto důvodu byl vyzkoušen model plasticity Bai-Wierzbicki [47].

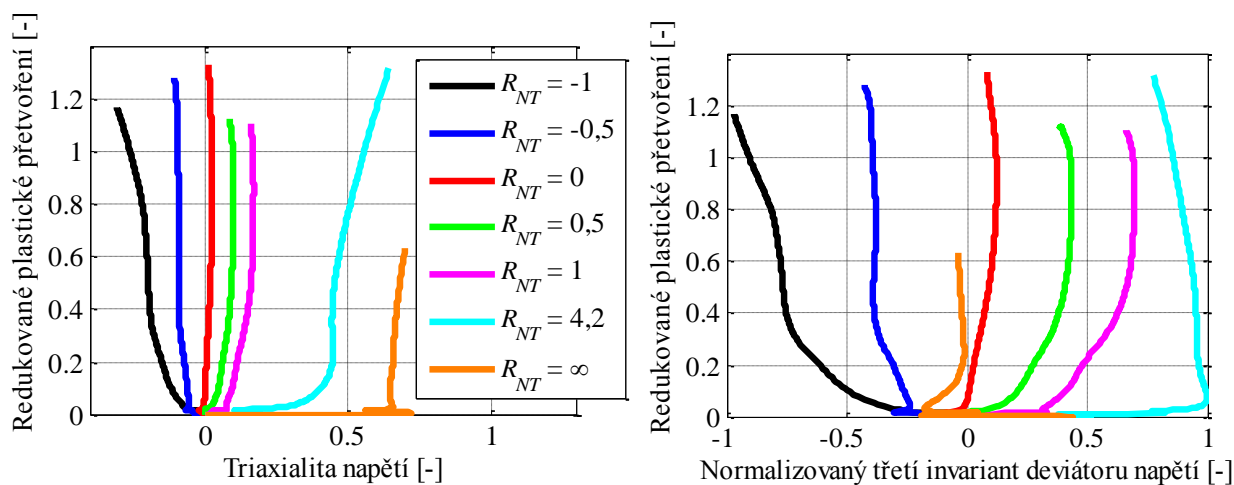
Z průběhů silových odezvy vrubovaných válcových vzorků (Obr. 6.4) je zřejmé, že závislost na triaxialitě napětí by shodu silových odezvy získaných z experimentu a simulace zhoršila. Se snižujícím se poloměrem vrubu by docházelo k většímu poklesu silových odezvy. Z tohoto důvodu byly nastaveny hodnoty konstant  $\eta_0 = 0$ ,  $c_\eta = 0$ . Parametry související s vlivem v deviátorové rovině (závislost na lodeho úhlu), byly nastaveny s přihlédnutím na všechny silové a momentové odezvy obdržené ze simulací všech kalibračních testů:  $c_\theta^t = 0,973$ ,  $c_\theta^s = 1,026$ ,  $c_\theta^c = 1$ ,  $m = 1$ . Tvar plochy obou modelů plasticity v deviátorové rovině je uveden na obrázku 6.12.

Průběhy silových odezvy získaných ze simulace pomocí modelu plasticity Bai-Wierzbicki se lišily od průběhů pomocí modelu HMH méně než o 2 %. Zvýšení hodnoty konstanty  $c_\theta^s$  by vedlo k většímu zlepšení shody silových a momentových odezvy získaných z experimentu a simulace. Plocha plasticity by však nebyla konvexní v celém intervalu lodeho úhlu. Z důvodu nepatrné změny při použití modelu plasticity Bai-Wierzbicki, byl ve všech výpočtových modelech použit model plasticity HMH.

Z předpokládaného místa vzniku porušení (Obr. 5.18) byly získány průběhy veličin vstupujících do kalibrace kritérií porušování (Obr. 6.13).



Obr. 6.12: Tvary ploch modelů plasticity Bai-Wierzbicki a HMH v deviatorové rovině.



Obr. 6.13: Průběh kalibračních veličin u NT vzorků: (vlevo) triaxialita napětí, (vpravo) normalizovaný třetí invariant deviatoru napětí

## 6.2. Identifikace konstant a rozbor lomového přetvoření

Pomocí numerické lichoběžníkové integrace byly pomocí programu Matlab určeny průměrné hodnoty triaxiality napětí  $\eta^{av}$  a normalizovaného třetího invariantu  $\xi^{av}$  s použitím vztahů (3.74). Hodnoty těchto veličin spolu s plastickým redukovaným přetvořením při lomu jsou uvedeny v tabulce 6.1.

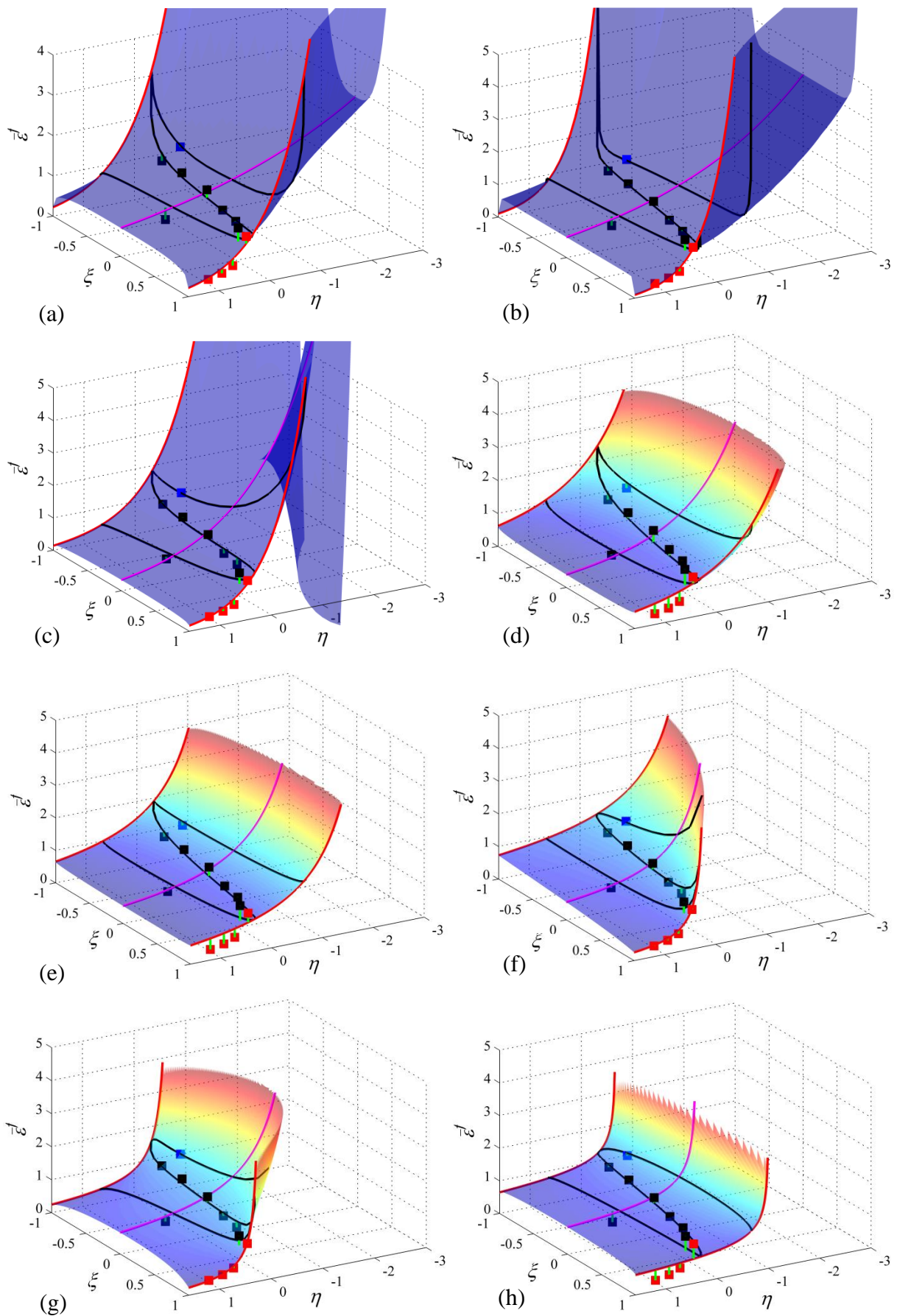
Tab. 6.1: Kalibrační body pro ocel 12 050

Popis testu			$\bar{\varepsilon}^f$	$\eta^{av}$	$\xi^{av}$
Zatížení	Test č.	Vzorek			
Tah	1	Hladký	1,209	0,465	1
	2	$R_v = 5$ mm	0,551	0,731	1
	3	$R_v = 2,5$ mm	0,415	0,944	1
	4	$R_v = 1,2$ mm	0,328	1,209	1
Tlak	5	Váleček opatřený jamkou	1,504	-0,485	-0,688
Tlak-krut	6	$R_{NT} = -1$ [mm/rad]	1,169	-0,198	-0,745
	7	$R_{NT} = -0,5$ [mm/rad]	1,284	-0,086	-0,365
Krut	8	$R_{NT} = 0$ [mm/rad]	1,335	0,017	0,082
Tah-krut	9	$R_{NT} = 0,5$ [mm/rad]	1,130	0,084	0,364
	10	$R_{NT} = 1$ [mm/rad]	1,109	0,147	0,606
	11	$R_{NT} = 4,2$ [mm/rad]	1,324	0,492	0,899
Tah	12	$R_{NT} = \infty$ [mm/rad]	0,637	0,667	-0,041

Kalibrace vybraných kritérií byla provedena přímou metodou (viz kapitola 3.3.3) a byly do ní zahrnuty všechny kalibrační body uvedené v tabulce 6.1. Protože byl použit model plasticity HMM, je lomové přetvoření kritéria EM-C dáno rovnicí (3.44). U kritéria Lou je lomové přetvoření určeno vztahem (3.50) a hodnota konstanty  $O_C = 1/3$  byla stanovena (před kalibrací) s ohledem na průměrnou triaxialitu napětí všech kalibračních bodů [68].

U kritérií X-W a EM-C vystupuje v rovnicích lomového přetvoření exponent zpevnění  $n$ . Ze zkušeností autora plyne, že je mnohdy vhodné tento parametr nahradit další kalibrační konstantou. Touto modifikací dochází ke snížení odchylek predikovaných lomových přetvoření a ve většině případů i k zlepšení tvaru lomového přetvoření zmiňovaných kritérií. Takto upravená kritéria jsou v předkládané práci označena X-W2 a EM-C2. Je nutné podotknout, že exponent zpevnění  $n$  je možné nahradit pouze v kritériu tvárného porušování, nikoliv v modelu plasticity (např. ve vztahu (4.1)).

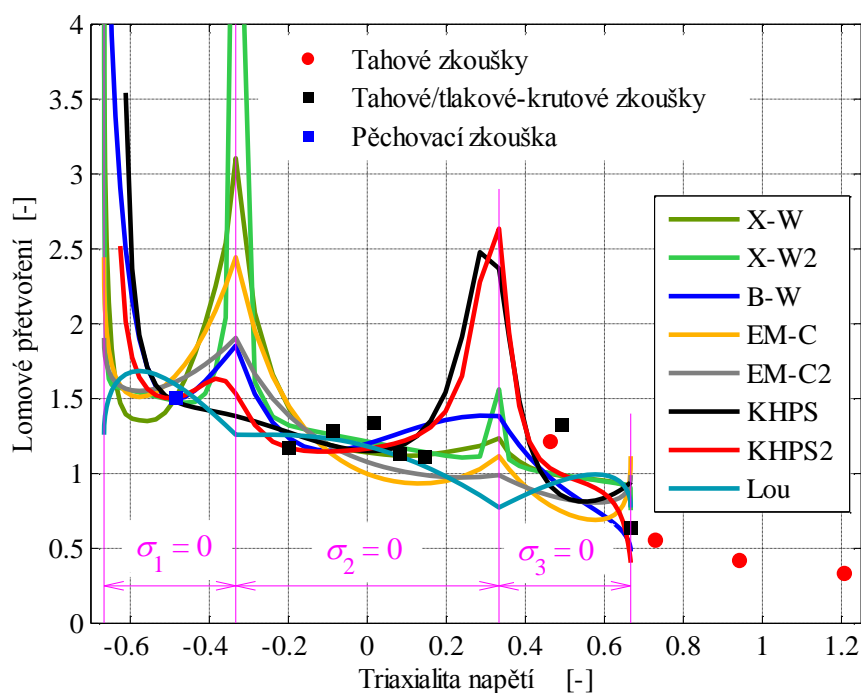
Hodnoty obdržených konstant materiálu jsou uvedené v tabulce 4.1. Lomové přetvoření jednotlivých kritérií můžeme vidět na obrázku 6.14, kde kalibrační body získané pomocí tahových zkoušek jsou označeny červeně, pomocí tahových/tlakových-krutových zkoušek černě a pomocí pěchovací zkoušky modře. Na obrázku 6.15 je zobrazeno lomové přetvoření v podmínkách rovinné napjatosti.



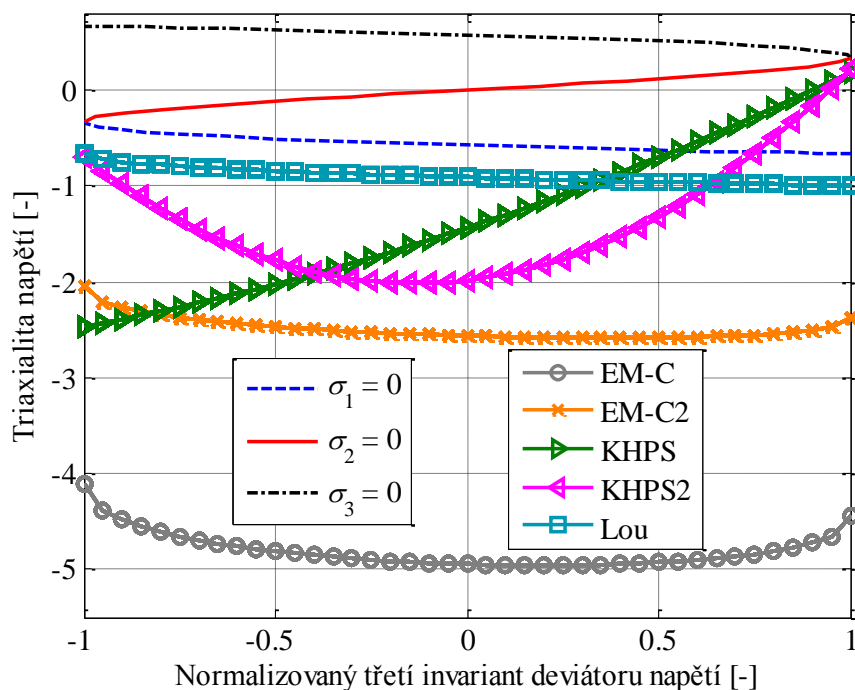
Obr. 6.14: Lomové přetvoření vybraných kritérií: (a) X-W, (b) X-W2, (c) B-W, (d) EM-C, (e) EM-C2, (f) KHPS, (g) KHPS2, (h) Lou

Tab. 6.2: Konstanty oceli 12 050 pro vybraná kritéria

Kritérium	Konstanty					
X-W	$F_1$	$F_2$		$F_3$	$F_4$	
	1,9583	1,3824		1,1405	0,2996	
X-W2	$F_1$	$F_2$	$F_3$	$F_4$	$F_5$	
	3,2301	2,1806	1,2137	0,4135	0,0599	
B-W	$N_1$	$N_2$	$N_3$	$N_4$	$N_5$	$N_6$
	2,389	1,6398	1,1983	0,7981	1,1810	1,3529
EM-C	$c_1$			$c_2$ [MPa]		
	0,1176			668,35		
EM-C2	$c_1$		$c_2$ [MPa]		$c_3$	
	0,2311		718,24		0,6997	
KHPS	$P_1$	$P_2$		$P_3$	$P_4$	$P_5$
	-0,1827	1,4355		2,4633	0,3568	2,9461
KHPS2	$R_1$	$R_2$	$R_3$	$R_4$	$R_5$	$R_6$
	-0,2141	1,9884	0,6922	0,3140	0,5503	2,318
Lou	$O_1$		$O_2$		$O_3$	
	-2,0223		0,3525		0,7727	



Obr. 6.15: Lomová přetvoření vybraných kritérií v podmínkách rovinné napjatosti



Obr. 6.16: Hranice oblasti bez porušení vybraných kritérií

Z obrázku 6.16 je patrné, že hranice oblasti bez porušení kritérií KHPS a KHPS2 je výrazně závislejší na normalizovaném třetím invariantu deviatoru napětí ve srovnání s ostatními kritérii. Hranice oblasti bez porušení kritéria EM-C se nachází ve výrazně nižších hodnotách triaxiality napětí ve srovnání s ostatními kritérii.

Ekvivalentní plastická přetvoření při lomu jednotlivých experimentálních testů predikovaná vybranými kritérii  $\bar{\varepsilon}_{pred}^f$  jsou shrnuta v tabulce 6.3. Odchyly  $\bar{\varepsilon}_{pred}^f$  od lomového přetvoření  $\bar{\varepsilon}^f$  určeného pomocí numerické simulace kalibračních experimentů (Tab. 6.1) jsou definovány vztahem (4.2). Maximální odchyly jsou u jednotlivých kritérií zvýrazněny šedým pozadím.

Nejmenší maximální odchylka je u kritéria KHPS 26,22 % u testu č. 6. Kritérium B-W má maximální odchylku 30,88 % u testu č.9, nicméně jeho lomové přetvoření, podobně jako u hliníkové slitiny 2024-T351 (viz kapitola 4.1), nemá vhodný tvar, protože se snižující se triaxialitou napětí v určité oblasti nabývá záporných hodnot. Maximální odchylka u kritérií KHPS2, X-W a X-W2 je 36,38 %, 46,67 % a 44,66 % (test č. 7). Velkou maximální odchylku 93,66 %, 102,3 % a 97,01 % vykazují u testu č. 11 kritéria EM-C, EM-C2 a Lou.

Kritéria X-W2, B-W, KHPS KHPS2 mají průměrnou odchylku 12,91 %, 12,61 %, 12,06 % a 10,44 %. Vykazují tak velmi dobrou predikci tvárného porušování pro kalibrační experimenty. Predikce kritéria X-W je s průměrnou odchylku 17,01 %. Kritéria EM-C, EM-C2 a Lou vykazují průměrnou odchylku 32,46 %, 32,03 % a 29,3 %. Jejich predikce tvárného porušování pro kalibrační experimenty je tedy mnohem horší ve srovnání s kritérii uvedenými na začátku tohoto odstavce.

Tab. 6.3: Predikovaná lomová přetvoření a jejich odchylky

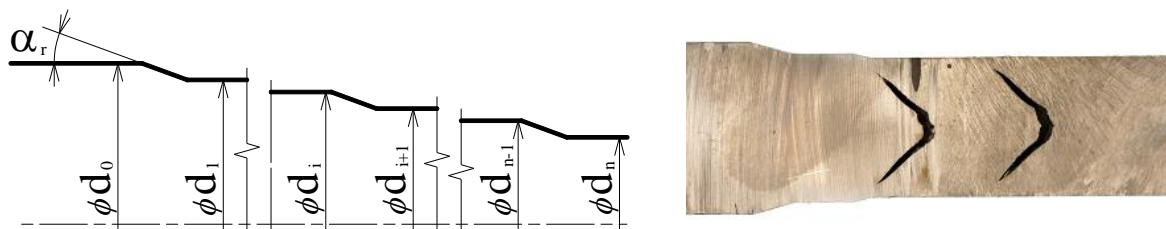
Test č.	X-W		X-W2		B-W		EM-C		EM-C2		KHPS		KHPS2		Lou	
	$\bar{\varepsilon}_{pred.}^f$	<i>Dev.</i>	$\bar{\varepsilon}_{pred.}^f$	<i>Dev.</i>	$\bar{\varepsilon}_{pred.}^f$	<i>Dev.</i>	$\bar{\varepsilon}_{pred.}^f$	<i>Dev.</i>	$\bar{\varepsilon}_{pred.}^f$	<i>Dev.</i>	$\bar{\varepsilon}_{pred.}^f$	<i>Dev.</i>	$\bar{\varepsilon}_{pred.}^f$	<i>Dev.</i>	$\bar{\varepsilon}_{pred.}^f$	<i>Dev.</i>
1	1,3886	18,74	1,3188	12,78	1,2245	4,71	1,4069	20,31	1,3641	16,64	1,2703	8,62	1,1747	0,45	1,2651	8,18
2	1,1811	8,03	1,2576	2,07	1,1568	9,92	1,1182	12,92	1,1725	8,698	1,1846	7,76	1,1499	10,46	1,2298	4,24
3	1,1346	15,02	1,2050	9,75	1,2139	9,09	0,9812	26,51	1,0622	20,45	1,1512	13,78	1,1731	12,14	1,1695	12,41
4	1,1188	0,99	1,1725	3,76	1,2682	12,23	0,9413	16,7	1,0173	9,98	1,1821	4,61	1,2088	6,975	1,1141	1,41
5	1,1219	1,13	1,1423	2,97	1,3157	18,59	0,9315	16,04	0,9889	10,86	1,2895	16,23	1,2754	14,96	1,0492	5,43
6	0,9867	25,47	0,9916	25,1	0,9867	25,47	0,8332	37,06	0,8603	35,02	0,9767	26,22	1,0436	21,17	0,8619	34,9
7	0,9340	46,67	0,9212	44,66	0,6996	9,86	0,6556	2,95	0,7759	21,84	0,7907	24,16	0,8685	36,38	0,9750	53,1
8	1,0294	14,82	1,1712	3,085	1,1140	7,82	1,0186	15,72	0,9251	23,45	1,2628	4,49	1,2506	3,48	0,7474	38,15
9	0,7132	29,5	0,6565	19,20	0,7208	30,88	0,8542	55,11	0,8146	47,91	0,6511	18,22	0,6078	10,37	0,748	27,98
10	0,5312	27,9	0,4125	0,68	0,5083	22,37	0,7465	79,74	0,7411	78,44	0,4688	12,87	0,4303	3,61	0,6766	62,89
11	0,3681	12,12	0,2313	29,56	0,3289	0,19	0,6357	93,66	0,6642	102,3	0,3476	5,89	0,3155	3,88	0,6467	97,01
12	1,5598	3,71	1,4839	1,34	1,5072	0,21	1,6959	12,75	1,6359	8,77	1,4767	1,82	1,5257	1,44	1,5934	5,94
Průměrná odchylka		17,01		12,91		12,61		32,46		32,03		12,06		10,44		29,3

## 7. DOPŘEDNÉ PROTLAČOVÁNÍ ZA STUDENA

Protlačování za studena je poměrně rozšířený výrobní proces v automatizované výrobě díky své ekonomické výhodnosti. Většinou je používáno k výrobě válcových tyčí nebo dutých trubek, ale je možno dosáhnout i produktů se složitějšími tvary. V průběhu tohoto procesu dochází k redukci příčného průřezu polotovaru za vzniku rozsáhlé plastické deformace. Faktory ovlivňující kvalitu výrobku jsou zejména: velikost redukce příčného průřezu (7.1), úhel kuželové části průtlačnice  $\alpha_r$ , třecí poměry mezi protlačkem a průtlačnicí, materiálové charakteristiky (zpevnění, houževnatost) a pracovní teplota. Z důvodu velké plastické deformace prodělané při protlačování oceli spolu s vlivem výše uvedených parametrů, může dojít k porušení vyráběné součásti.

Při dopředném protlačování je běžným způsobem porušení tvorba centrálních trhlin ve tvaru v [101, 102, 103]. Ačkoli se tato vada nevyskytuje s velkou četností, je zálučná, protože není obvykle viditelná z vnějšího povrchu a vyžaduje pro svou detekci nedestruktivní zkoušky (ultrazvuk, rentgen). Centrální trhliny jsou vnitřní poruchy, které se objevují na podélném řezu protlačku jako dutiny, které mají tvar hrotu šípů směřujícího ve směru toku materiálu. Jsou způsobeny periodickým tahovým napětím, které souvisí s nehomogenní deformací v osové partii protlačku, při prudkém zrychlení materiálu v průtlačnici.

Osový defekt se zpravidla objevuje při malých redukcích u víceoperačního tvářecího postupu, kde je tato operace zařazena jako konečná. Na obrázku 7.1 jsou zobrazeny centrální defekty polotovaru hřídele alternátoru z oceli 12 050, který je vyráběn postupnou redukcí průřezu ve třech operacích průmyslovým partnerem J-VST.



Obr. 7.1: Schéma vícestupňového protlačování (vlevo), centrální trhliny v hřídele alternátoru (vpravo)

### 7.1. Experiment vícestupňového protlačování oceli 12 050

Ve spolupráci s průmyslovým partnerem J-VST byl proveden experiment dopředného vícestupňového protlačování za studena. Jako polotovar byly použity tažené tyče kruhového průřezu o průměru 27 mm, ze stejné tavby jako polotovar kalibračních experimentů (kapitola 5).

Příčný průřez tyče byl postupně redukován v šesti operacích (Obr. 7.2). Po provedení první až páté redukce byla z protlačku odstraněna kuželová část a jeho povrch byl nafosfátován, aby se zlepšily třecí poměry mezi protlačkem a průtlačnicí. Velikost redukce příčného průřezu  $\Delta_a$  je definována vztahem

$$\Delta_a = \frac{d_i^2 - d_{i-1}^2}{d_0^2} 100, \quad (7.1)$$

kde  $d_0$  je počáteční a  $d_i$  aktuální průměr příčného průřezu. Průměry a redukce odpovídající jednotlivým operacím jsou uvedeny v Tab. 7.1. Úhel kuželové části průtlačnice  $\alpha_r$  byl u všech operací  $20^\circ$ .

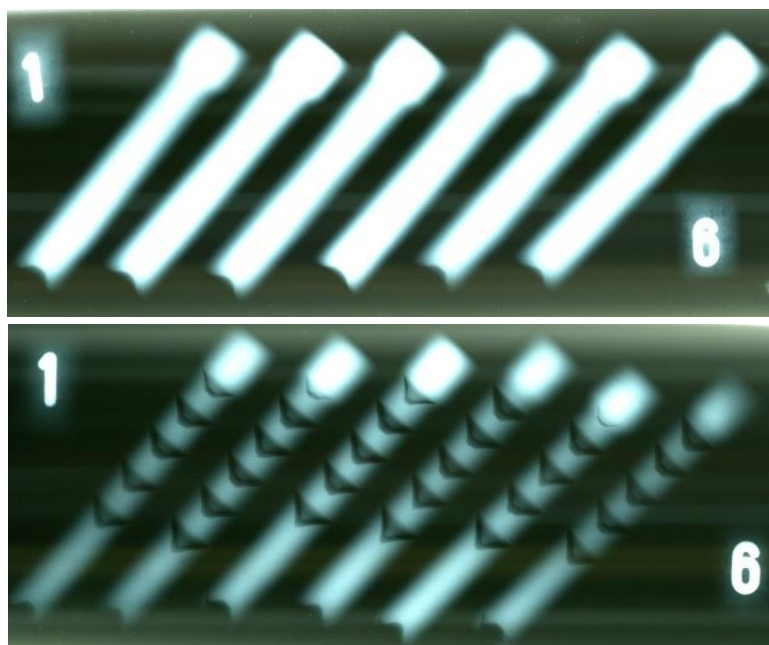
Detekce přítomnosti trhlin byla provedena rentgenem u šesti protlačků po poslední a předposlední redukci (Obr. 7.3). Trhliny se nacházejí pouze u protlačků po šesté redukci.

Tab. 7.1: Průměry a redukce příčných průřezů protlačků

Operace		1	2	3	4	5	6
Průměr $d_i$ [mm]	27	24,6	22	19,6	17	15	13,2
Redukce $\Delta_a$ [%]		16,99	16,62	13,7	13,05	8,78	6,96



Obr. 7.2: Postupné redukce příčného průřezu protlačku



Obr. 7.3: Detekce přítomnosti trhlin: (nahore) pátá redukce, (dole) šestá redukce

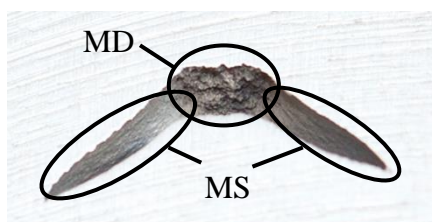
Protlačky po poslední redukci byly rozděleny v rovině symetrie. Na Obr. 7.4 lze vidět porušení typickým defektem, kde vzniklo 4-5 plně rozvinutých trhlin. Rozměry geometrie jsou uvedeny v Tab. 7.2.



Obr. 7.4: Trhliny vzniklé po šesté redukci

Tab. 7.2: Rozměry geometrie protlačků po šesté redukci

Č. vzorku	$a_{ex}$ [mm]	$b_{ex}$ [mm]	$c_{ex}$ [mm]	$d_{ex}$ [mm]	$e_{ex}$ [mm]	$g_{ex}$ [mm]
1	57,2	3,9	18	8,6	7	2
2	57,2	4	20	9	8	2
3	57,2	5	22	8,2	7	2
4	57,2	4,6	22	8,4	8	2
5	57,5	4,9	24,2	8,2	7,5	2
6	56,8	4,1	23,7	9	8	2
Průměr	57,2	4,4	21,7	8,6	7,6	2



Obr. 7.5: Mechanismy porušení při vzniku „chevron“ trhliny

Z obrázku 7.5 je patrné, že vznik porušení se nachází na ose protlačku. Vznik a následný růst trhliny jsou uskutečňované MD, na čele šířící se trhliny od osy symetrie se mění stav napjatosti a dochází velmi rychle k přeměně mechanismu na MS.

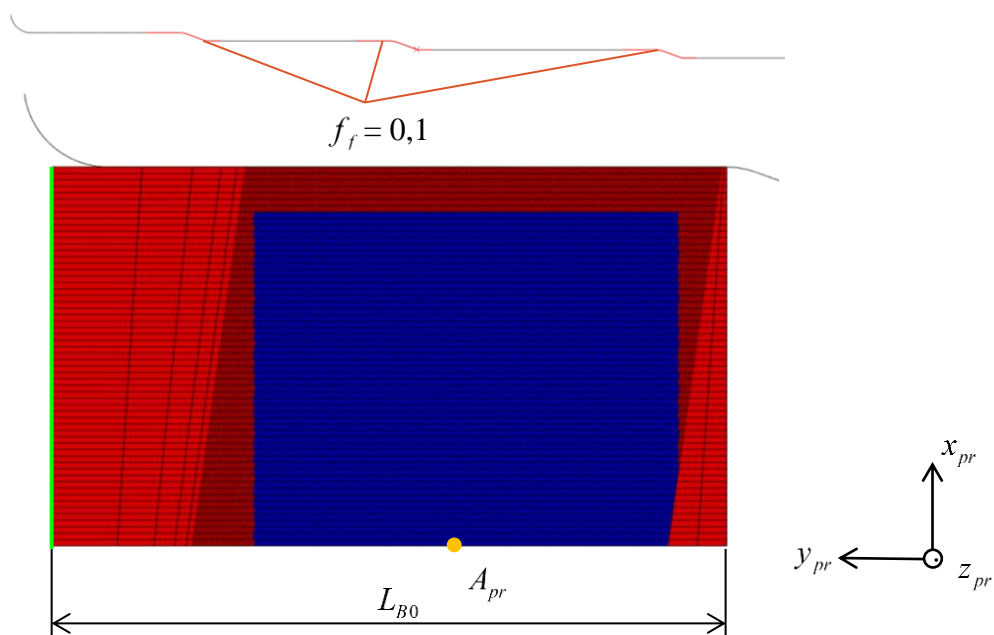
## 7.2. Simulace experimentu vícestupňového protlačování oceli 12 050

### 7.2.1. Výpočtový model

V simulaci experimentu vícestupňového protlačování oceli 12 050 byl použit model materiálu, který byl popsán v kapitole 6.1.1. Ve výpočtovém modelu byla využita rotační symetrie. Redukce byly provedeny souvisle za sebou bez oddělování kuželové části protlačku.

Protlaček byl diskretizován pomocí lineárních čtyřstranných prvků CAX4R s jednobodovou integrací. Z důvodu velkého počtu redukcí dochází ke značné degradaci sítě a zvyšuje se riziko distorze prvků, zejména nacházejících se na povrchu protlačku. Po mnoha provedených výpočtech byla nalezena konfigurace sítě, při které nedojde ke kritické distorzi prvků po šesté redukci (Obr. 7.6, dole). Z důvodu velké degradace sítě byl protlaček rozdělen na oblast, kde je zamezeno mazání prvků (červeně označené prvky) a oblast, kde mazání indikuje hodnota parametru poškození  $D=1$  (modře označené prvky). Počáteční délka  $L_{B0} = 24$  mm byla navržena s ohledem na délku válcové části po šesté redukci  $a_{ex}$  a na vliv volného konce (v horní části protlačku) na napjatost v oblasti s mazáním prvků. Prvky v této oblasti jsou kosodélníkové o rozměrech  $es = 0,075 \times 0,23$  mm a svírají s osou protlačku  $y_{pr}$  úhel  $98^\circ$ . Zatížení je uskutečněno konstantní axiální rychlostí  $v_{ax} = -1000$  mm/s aplikovanou na uzly, které se nacházejí v horní hraně protlačku (dole na Obr. 7.6 zeleně označená hrana).

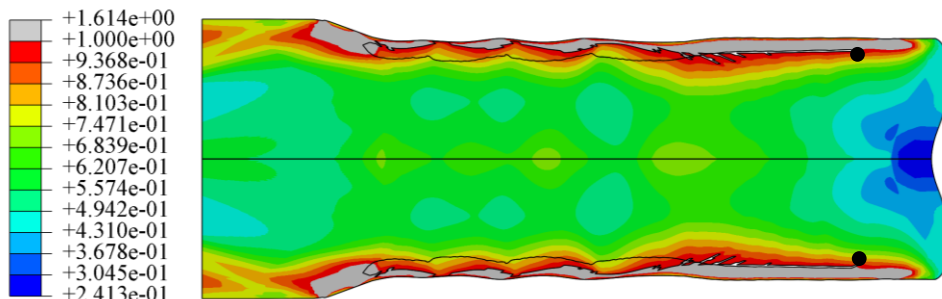
Průtlačnice byla modelována jako ideálně tuhé těleso pomocí prvků RAX2 o velikosti  $es = 0,2$  mm a byly jí zamezeny všechny posuvy a rotace. Délky kontejnerů (válcové části) byly navrženy tak, aby nedocházelo k dvěma a více redukcím současně. Mezi protlačkem a průtlačnicí byl definován kontakt, který je rozdělen na oblasti bez tření a oblasti s koeficientem tření  $f_f = 0,1$ . Toto rozdělení je provedeno z toho důvodu, že ve skutečnosti není kontejner dostatečně vysoký, aby uzavřel celý protlaček a materiál na výstupu z průtlačnice teče do volného prostoru.



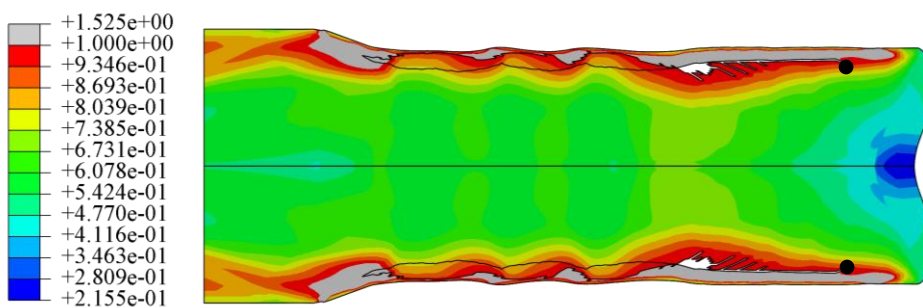
Obr. 7.6: Konečnoprvková síť: (nahore) průtlačnice, (dole) protlaček

## 7.2.2. Prezentace a rozbor výsledků

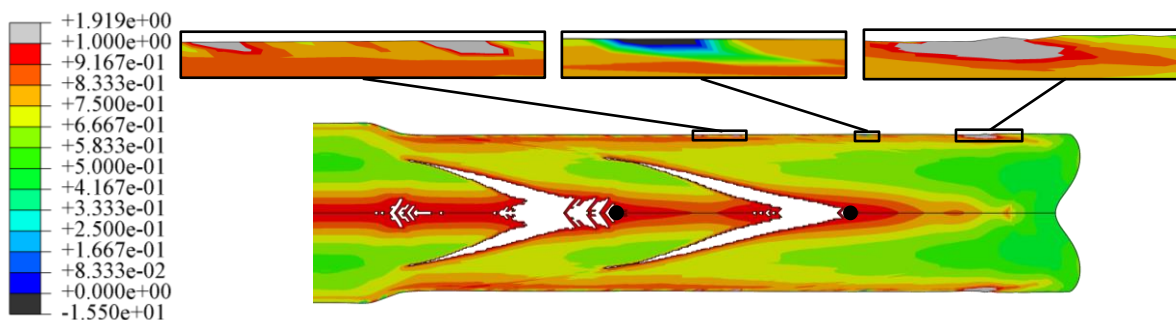
V simulacích byla použita vybraná kritéria tvárného porušování, která byla kalibrována v kapitole 6. Vznik a následný růst porušování je realizován pomocí mazání prvků (kapitola 1.3). Na obrázcích 7.7 až 7.14 je zobrazen parametr poškození jednotlivých kritérií. Vznik porušení je reprezentována černým bodem.



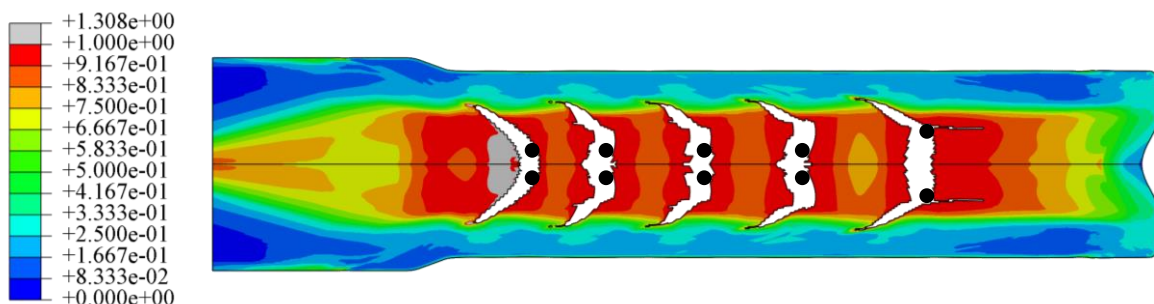
Obr. 7.7: Parametr poškození kritéria X-W po čtvrté redukci



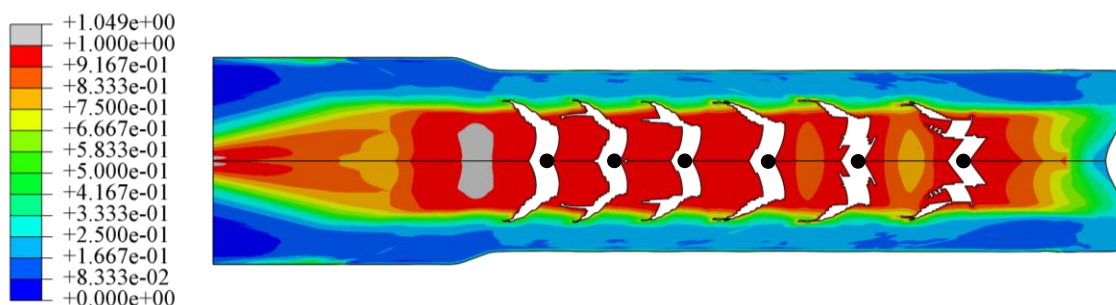
Obr. 7.8: Parametr poškození kritéria X-W2 po čtvrté redukci



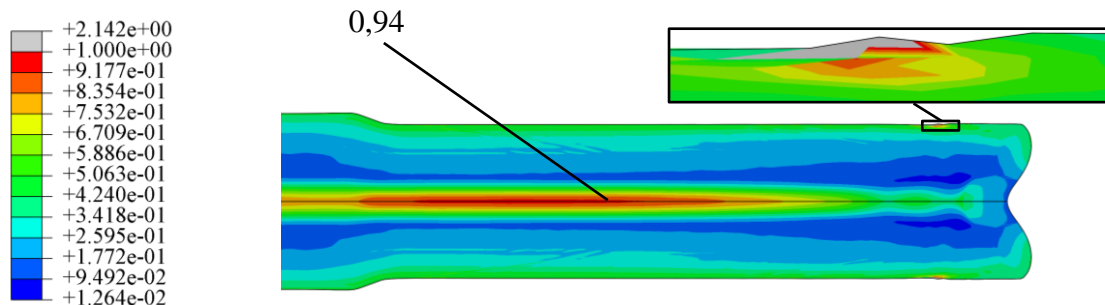
Obr. 7.9: Parametr poškození kritéria B-W po šesté redukci



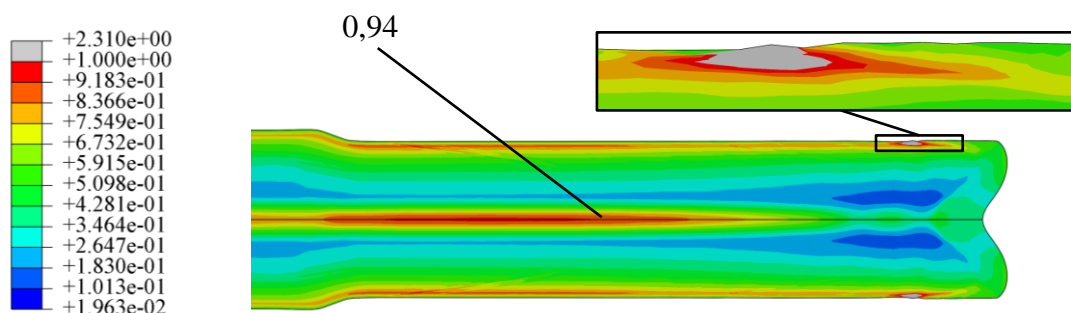
Obr. 7.10: Parametr poškození kritéria EM-C po páté redukci



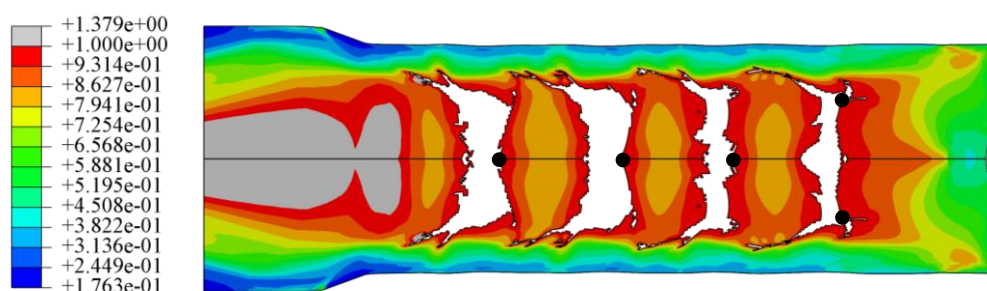
Obr. 7.11: Parametr poškození kritéria EM-C2 po páté redukci



Obr. 7.12: Parametr poškození kritéria KHPS po šesté redukci



Obr. 7.13: Parametr poškození kritéria KHPS2 po šesté redukci



Obr. 7.14: Parametr poškození kritéria Lou po čtvrté redukci

Lomové přetvoření kritéria X-W a X-W2 je v oblasti rovinné deformace ( $\xi = 0$ ) malé i při nízkých hodnotách triaxiality napětí. Z tohoto důvodu dochází k porušování na povrchu protlačku již po čtvrté redukci (Obr. 7.7 a 7.8). Vznik porušení je posunut směrem k ose díky oblasti bez mazání prvků.

Shody simulace s experimentem (tvorba centrálních trhlin po šesté redukci) dosáhneme pouze s použitím kritéria B-W. Vznikly dvě trhliny, které mají ve srovnání s experimentem rozdílný

tvár. Jsou větší a svírají s osou protlačku menší úhel ( $b_{sim} = 2$  mm,  $c_{sim} = 12,7$  mm,  $d_{sim} = 14,6$  mm,  $e_{sim} = 11,8$  mm,  $g_{sim} = 2,9$  mm). Na druhou stranu se na povrchu protlačku vyskytují místa, kde nabývá parametr poškození hodnoty  $D > 1$  (Obr. 7.9). Kdyby nebyla vytvořena oblast bez mazání prvků, mohlo by z těchto míst dojít k rozvoji porušení. Dále se na povrchu nachází místa, kde parametr poškození nabývá záporných hodnot. Je to způsobeno záporným lomovým přetvořením v oblasti nízkých hodnot triaxiality napětí (viz kapitola 6.2).

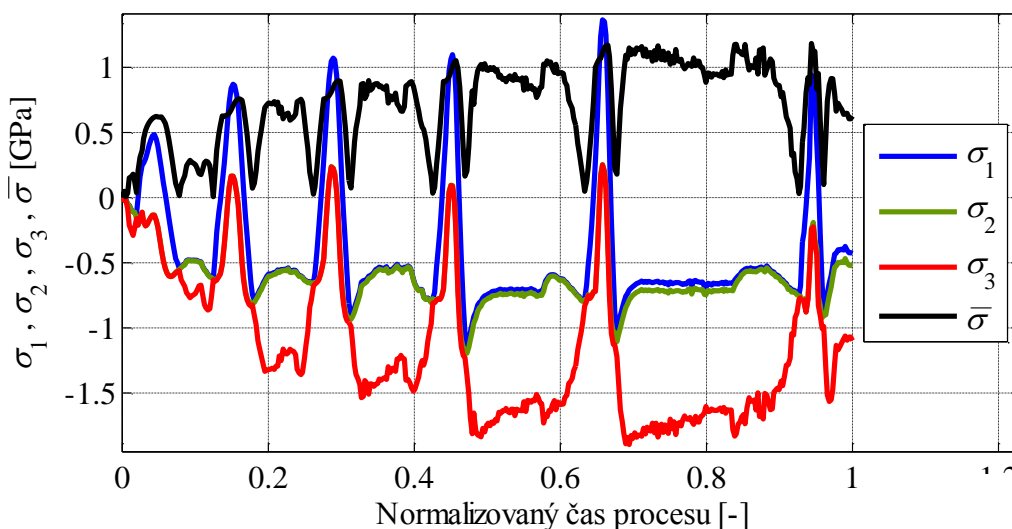
Kritéria EM-C a EM-C2 predikují centrální trhliny, jejichž tvar a rozteč lépe odpovídá experimentu ve srovnání s kritériem B-W. Ke vzniku těchto trhlin ovšem dojde po páté redukci a u kritéria EM-C nedochází ke vzniku porušení na ose protlačku.

Při použití kritéria KHPS a KHPS2 nedojde po šesté redukci k porušení. Tato operace je však nebezpečná, protože na ose protlačku dosahuje parametr poškození vysoké hodnoty  $D = 0,94$  (Obr. 7.12 a 7.13). U kritéria KHPS2 se kritické místo nachází nejen na ose, ale i v určité vzdálenosti pod povrchem, kde parametr poškození nabývá přibližně stejné hodnoty. V malé oblasti okolo původní hrany protlačku přesahuje parametr poškození jednotkovou hodnotu, což je zapříčiněno velkou degradací sítě.

U kritéria Lou dojde k tvorbě centrálních trhlin už po čtvrté redukci. Jejich tvar se od sebe nezanedbatelně liší a vznik první z nich se nenachází na ose protlačku.

### Rozbor napjatosti a kumulace poškození

Většina vybraných kritérií predikuje vznik centrálních trhlin na ose protlačku, což je v souladu s experimentem (Obr. 7.5). Stav napjatosti na ose protlačku je tedy faktor, který nejvíce ovlivňuje kumulaci poškození a vznik centrálních trhlin. Pro rozbor napjatosti a kumulace poškození byla vybrána simulace pomocí kritéria B-W, jelikož u ní došlo ke shodě s experimentem (tvorba centrálních trhlin po šesté redukci). Průběh hlavních napětí a redukovaného napětí v bodě  $A_{pr}$  (oranžový bod na obrázku 7.6) v závislosti na normalizovaném času procesu můžeme vidět na Obr. 7.15.

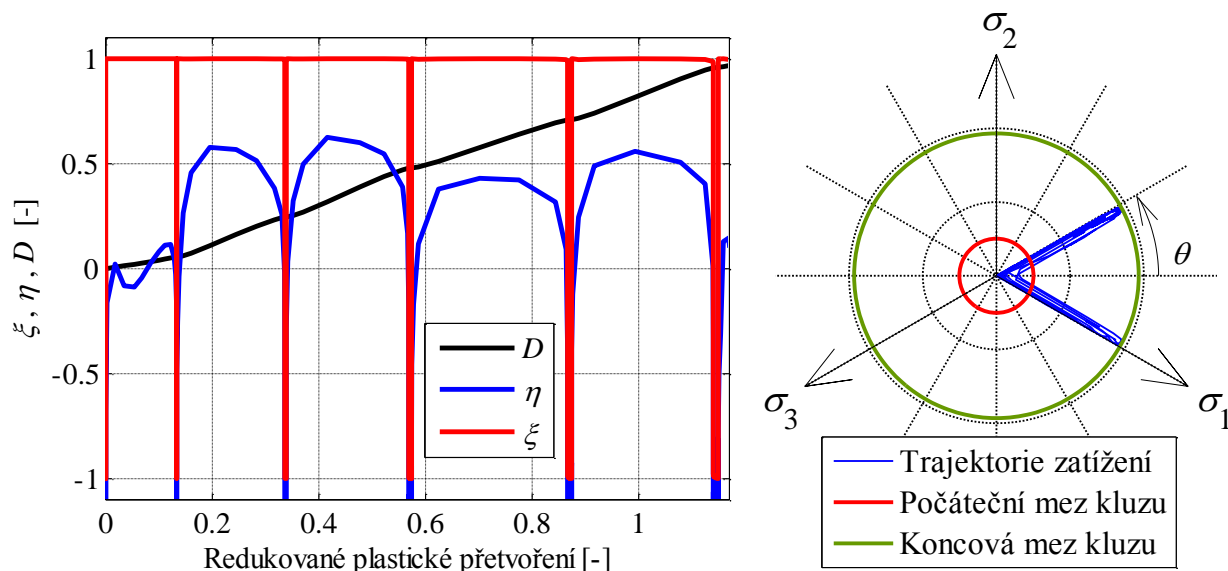


Obr. 7.15: Průběh hlavních napětí a redukovaného napětí v bodě  $A_{pr}$

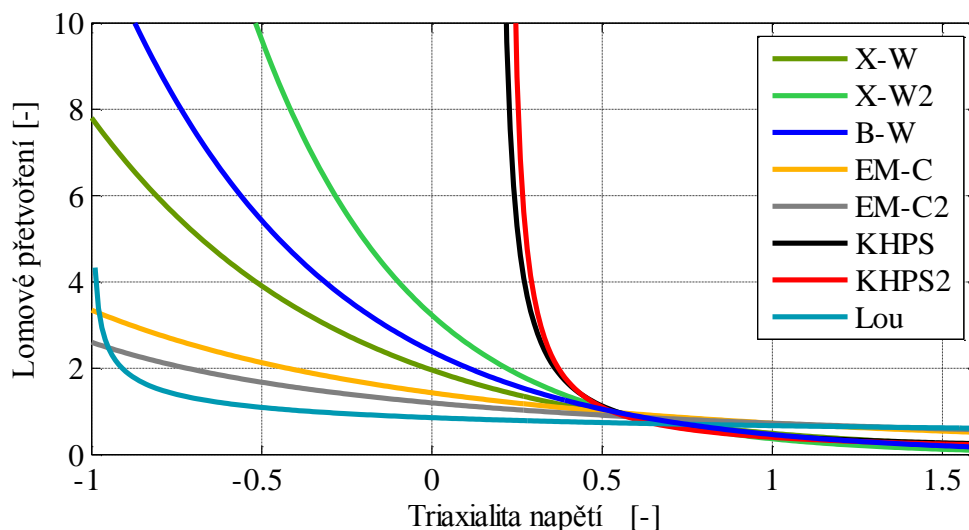
Z důvodu izotropního zpevnění jsou téměř všechny přírůstky redukovaného plastického přetvoření uskutečněny při tahovém namáhání. Kumulace porušení probíhá výhradně při hodnotě normalizovaného třetího invariantu deviatoru napětí  $\xi = 1$  (Obr. 7.16, vlevo). Vznik centrálních

trhlin na ose protlačku je tedy ovlivněn lomovým přetvořením vybraných kritérií v podmínkách rotačně symetrického tahu (Obr. 7.17). Jeho tvar ovlivňuje vzdálenost vzniku první trhliny od kraje protlačku  $c_{sim}$  a na kolikáté redukci trhliny vzniknou.

Z výsledků lze usoudit, že pro velmi dobrou shodu simulace s experimentem je potřeba použít kritérium, jehož lomové přetvoření je při rotačně symetrickém tahu v oblasti mezi kritériem B-W a KHPS a při ostatních napěťových stavech má podobný tvar jako kritérium EM-C2. Konstrukcí takového kritéria se předkládaná práce nezabývá.

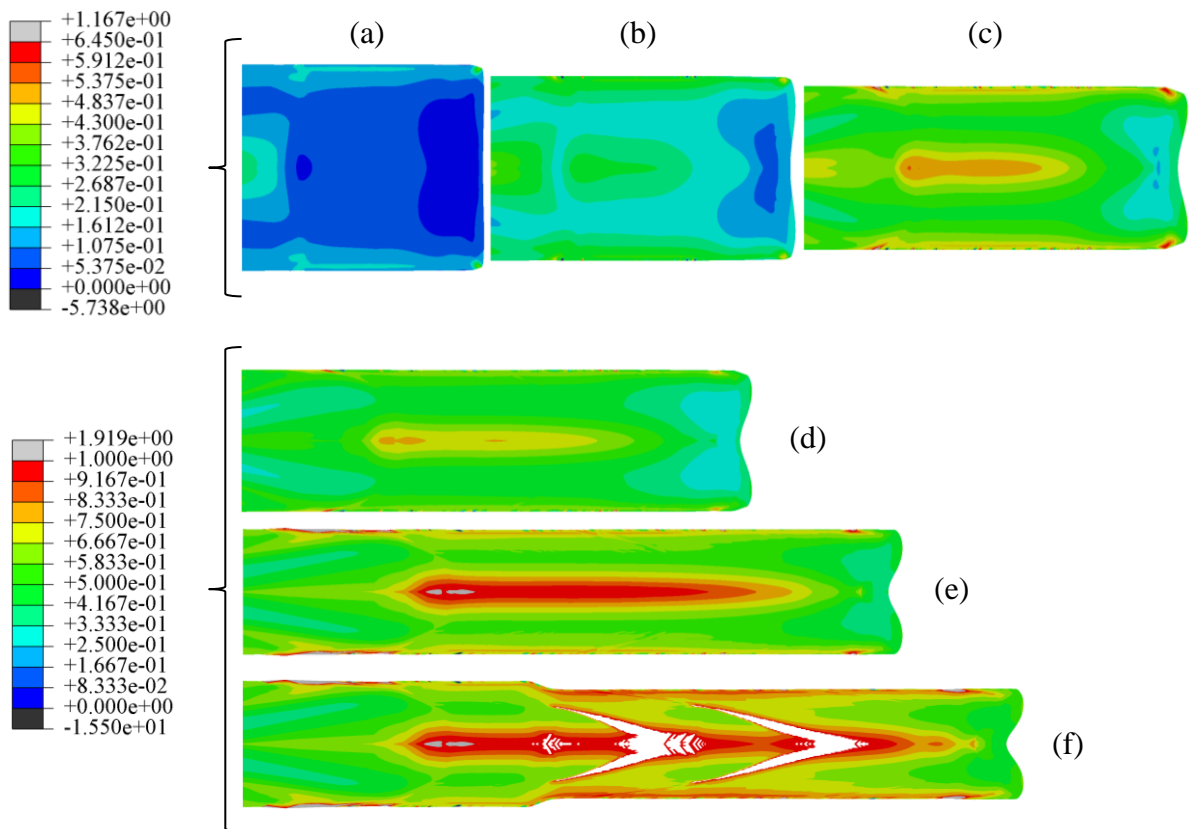


Obr. 7.16: Průběh triaxiality napětí, normalizovaného třetího invariantu deviátoru napětí a parametru poškození v závislosti na redukovaném plastickém přetvoření (vlevo), trajektorie zatížení v deviátorové rovině (vpravo).

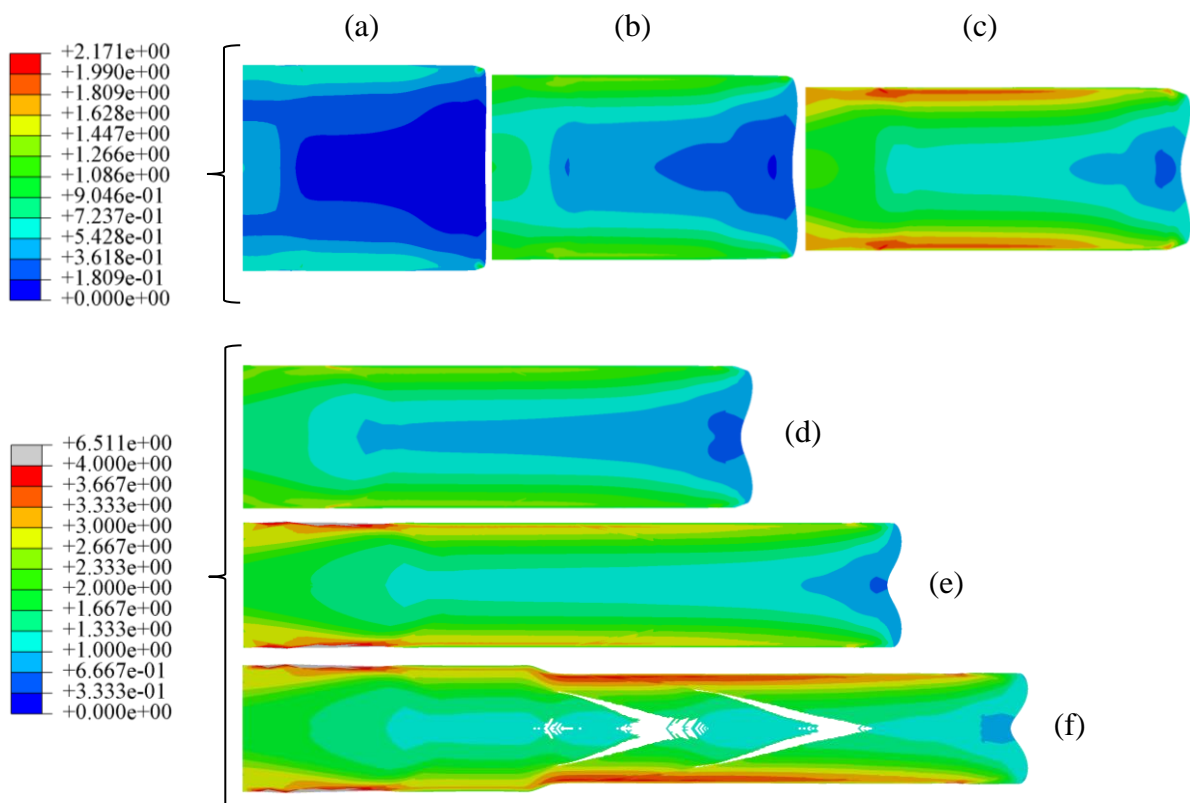


Obr. 7.17: Lomové přetvoření kritérií v podmínkách rotačně symetrického tahu ( $\xi = 1$ )

Parametr poškození kritéria B-W a redukované plastické přetvoření po jednotlivých redukcích jsou zobrazeny na obrázcích 7.18 a 7.19. Redukované plastické přetvoření nabývá největších hodnot v oblasti povrchu protlačku. Na druhou stranu parametr poškození nabývá největších hodnot na ose protlačku (vyjma malých oblastí na povrchu). Je to způsobeno tím, že v každé oblasti je jiný napěťový stav a jemu odpovídající lomové přetvoření.



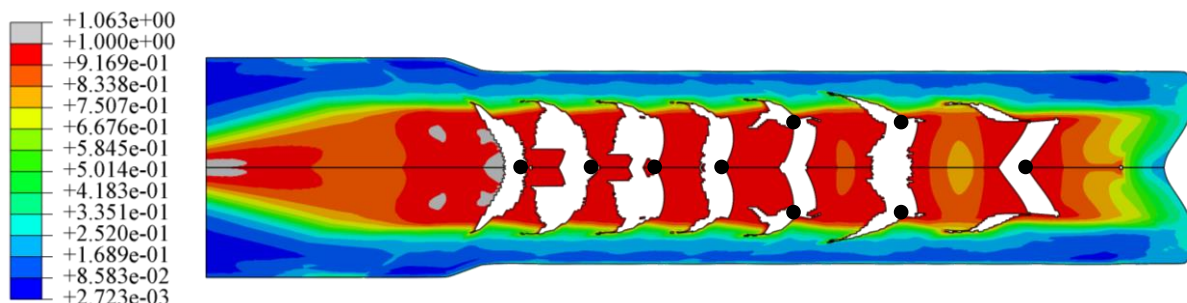
Obr. 7.18: Parametr poškození kritéria B-W po jednotlivých redukcích: (a) první, (b) druhá, (c) třetí, (d) čtvrtá, (e) pátá, (f) šestá



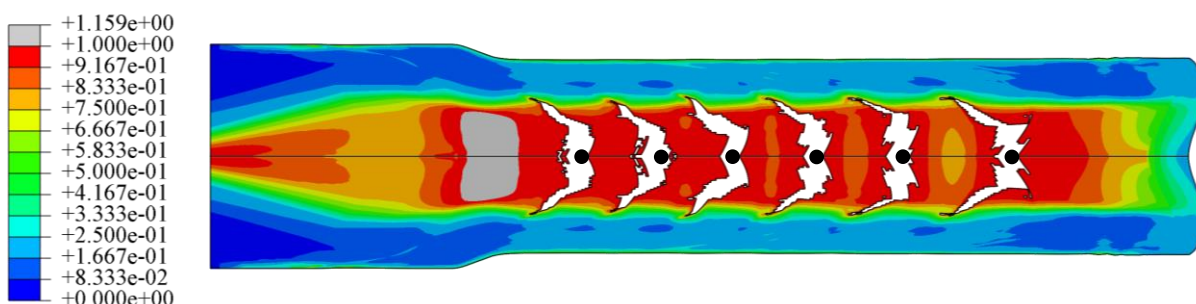
Obr. 7.19: Redukované plastické přetvoření po jednotlivých redukcích (kritérium B-W): (a) první, (b) druhá, (c) třetí, (d) čtvrtá, (e) pátá, (f) šestá

## Vliv tření

Třecí podmínky v průběhu experimentu víceetapového protlačování jsou velkou neznámou. Pro analýzu jejich vlivu byly provedeny dvě simulace s koeficientem tření 0,15 a 0,05. Pro tuto analýzu bylo zvoleno kritérium EM-C2, protože tvar a rozteč centrálních trhlin predikovaných pomocí tohoto kritéria se nejlépe shodovaly s experimentem. Obrázky 7.20 a 7.21 ukazují, že koeficient tření má nezanedbatelný vliv na plasticitu i porušování.



Obr. 7.20: Parametr poškození kritéria EM-C2 po páté redukci,  $f_f = 0,05$

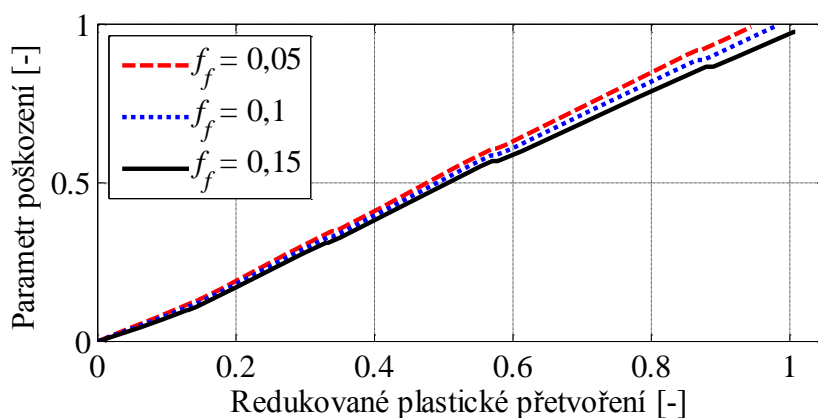


Obr. 7.21: Parametr poškození kritéria EM-C2 po páté redukci,  $f_f = 0,15$

Se snižujícím se koeficientem tření se zvětšuje délka „přetečení“ materiálu na spodní hraně protlačku  $b_{sim}$ . Pro simulaci s koeficientem tření 0,1 byla po šesté redukci délka  $b_{sim} = 2$  mm, což je podstatně menší hodnota než průměrná délka stanovená z experimentu  $b_{ex} = 4,4$  mm. Z tohoto hlediska by bylo vhodné v simulacích použít menší hodnotu koeficientu tření, aby se rozdíl délek zmenšil. Z důvodu časové náročnosti není v předkládané práci určen koeficient tření, pro který by délky  $b_{sim}$  a  $b_{ex}$  dosahovaly „nejlepší“ shody.

S klesající hodnotou koeficientu tření dochází ke zvyšování hodnoty parametru poškození na ose protlačku a tudíž vznik centrálních trhlin nastává dříve a zmenšuje se rozměr  $c_{sim}$ . Kumulace parametru poškození v závislosti na redukovaném plastickém přetvoření v bodě  $A_{pr}$  (oranžový bod na obrázku 7.6) je uvedena na obrázku 7.22. Se snižujícím se koeficientem tření se také zmenšuje vzdálenost zakončení trhlin od povrchu protlačku  $g_{sim}$ .

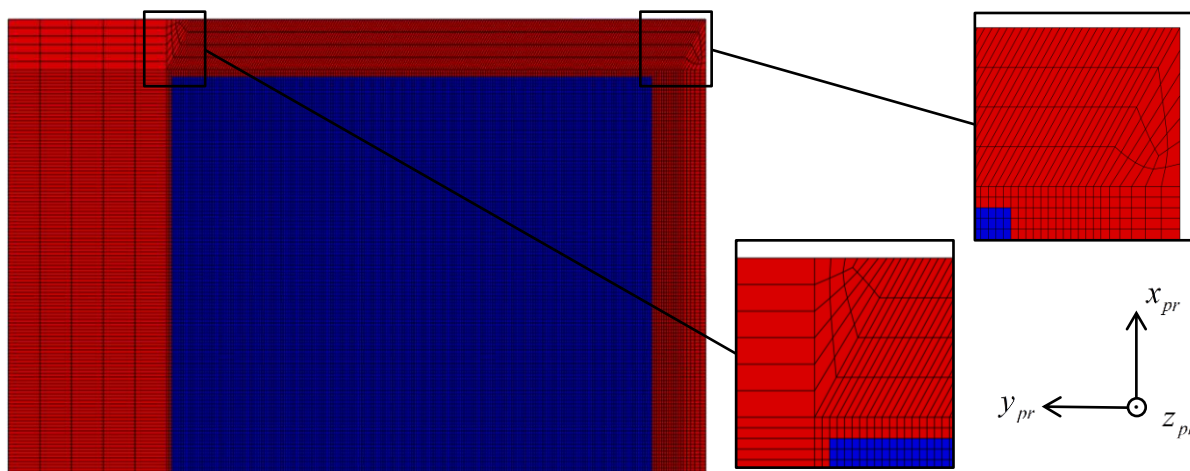
**Poznámka:** Byly provedeny simulace i s vyšším koeficientem tření jak 0,15. Docházelo u nich k extrémní degradaci sítě v oblasti povrchu protlačku. Z tohoto důvodu nebylo v simulacích dosaženo páté redukce, jelikož byly předčasně ukončeny kvůli distorzi prvků.



Obr. 7.22: Vliv koeficientu tření na kumulaci poškození

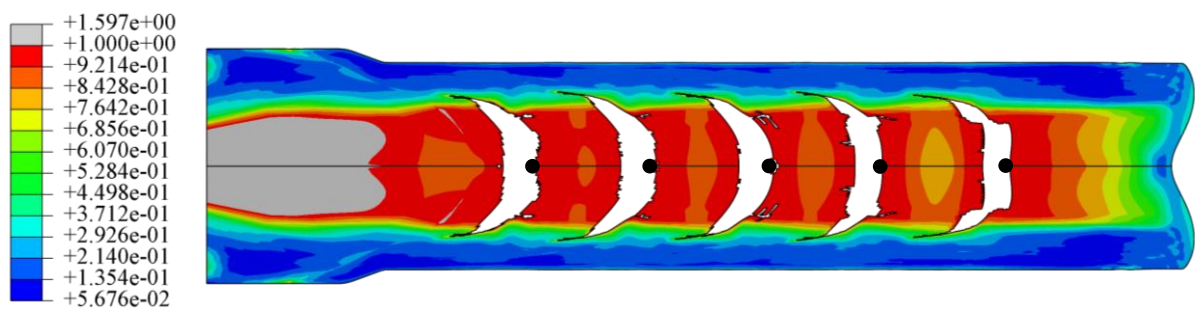
### Vliv diskretizace

Pomocí kritéria EM-C2 byla provedena simulace s jinou konfigurací sítě (Obr. 7.23). Sklonění bylo provedeno pouze v oblasti povrchu protlačku, kde prvky svírají s osou  $y_{pr}$  úhel  $120^\circ$ . Model byl opět rozdělen na oblast s mazáním prvků (modře označené prvky) a oblast, kde je zamezeno mazání prvků (červeně označené prvky). Prvky, nacházející se v oblasti s povoleným mazáním, jsou obdélníkové o rozměrech  $es = 0,075 \times 0,1$ . Počáteční délka protlačku byla  $L_{B0} = 22$  mm. Diskretizace průtlačnice, koeficient tření  $f_f$  a zátěžná rychlost jsou stejné jako v původním výpočtovém modelu (viz kapitola 7.2.1).

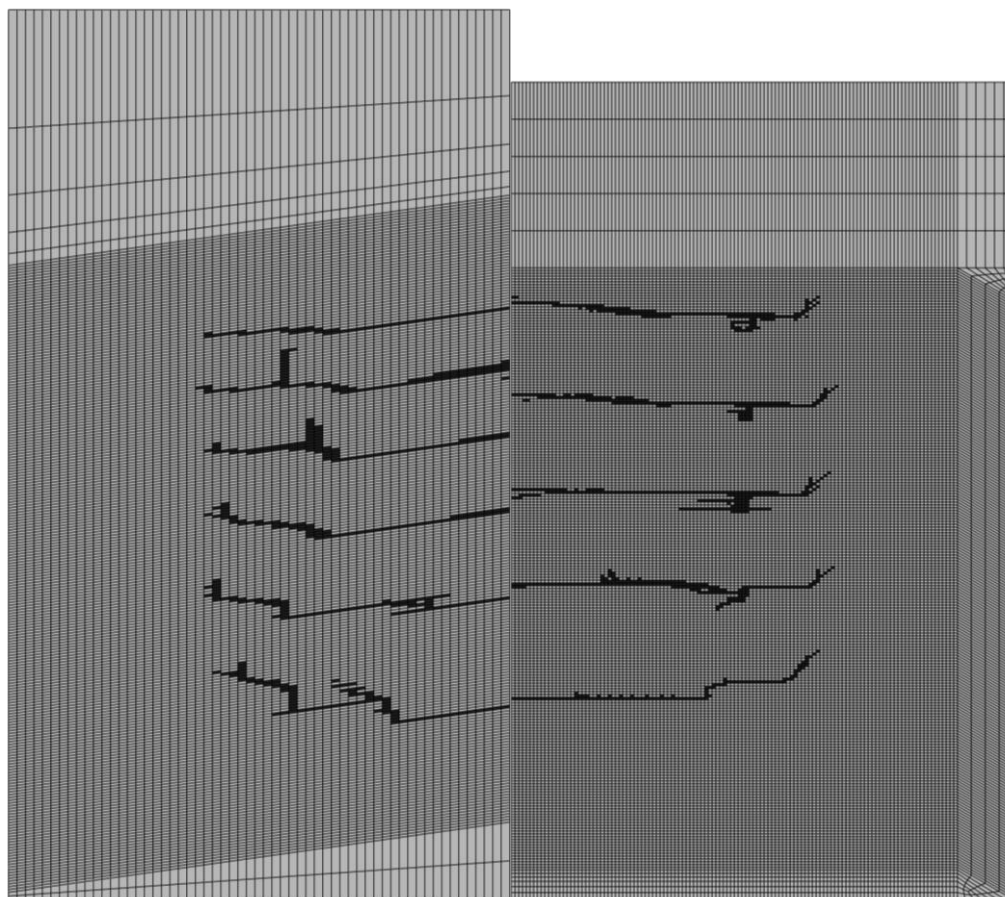


Obr. 7.23: Konečnoprvková síť protlačku (jiná konfigurace sítě)

Z výsledků je patrné, že diskretizace má na tvar centrálních trhlin nezanedbatelný vliv. Trhliny, vzniklé v modelu s jinou konfigurací sítě (Obr. 7.23), jsou oproti trhlinám vzniklých v modelu s původní konfigurací sítě (Obr. 7.11) mnohem hladší a jejich tvar se lépe shoduje s experimentem. Rozdíl je také patrný na původní nezdeformované geometrii, kde jsou vymazané prvky označeny černou barvou (Obr. 7.25). Místo vzniku první centrální trhliny ( $c_{sim}$ ) je u obou modelů téměř shodné. Rozteč následně vzniklých trhlin ( $e_{sim}$ ) se u modelu s původní konfigurací sítě zmenšuje, zatímco u modelu s jinou konfigurací zůstává stejná.



Obr. 7.24: Parametr poškození kritéria EM-C2 po páté redukci (jiná konfigurace sítě)



Obr. 7.25: Vymazané prvky na nezdeformované geometrii: (vlevo) původní konfigurace sítě, (vpravo) jiná konfigurace sítě

## 8. STŘÍHÁNÍ TYČÍ

Dělení materiálu má při přípravě polotovarů zejména v sériové produkci nezastoupitelnou roli. Stříhání je jedním z nejrozšířenějších procesů dělení materiálu. Je to proces, u něhož je porušení žádoucím jevem. Porušení je způsobeno smykovým napětím, které je ve střížné rovině vyvolané pomocí střížných hran nástroje. U tohoto procesu je snahou optimalizovat důležité parametry (vůle, poloměr zaoblení hran nástrojů, tření) tak, aby byla střížná plocha co nejhladší a opotřebení nástroje pokud možno co nejmenší.

Jednou z metod dělení materiálu je stříhání tyčí. Tyč je vložena mezi střížné nástroje: střížník a střížnici. Střížnice se nepohybuje a střížník vykonává pohyb translační, kterým dojde ke stříhu a rozdělení tyče na dva kusy.

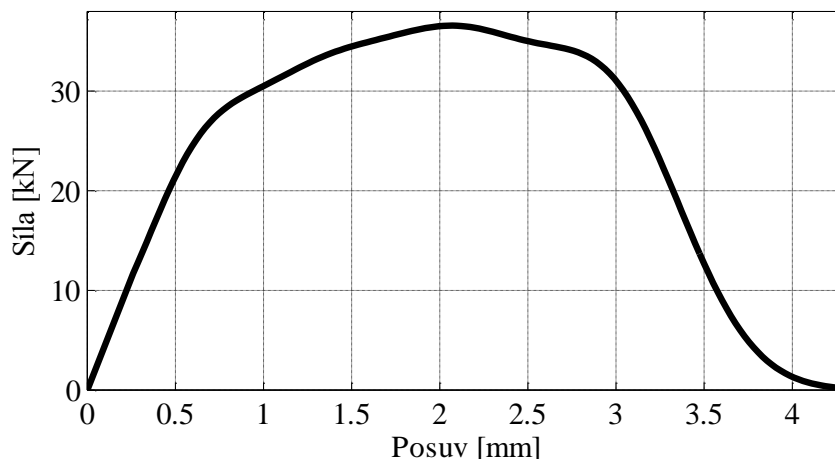


Obr. 8.1: Střížné nástroje pro stříhání tyčí [104]

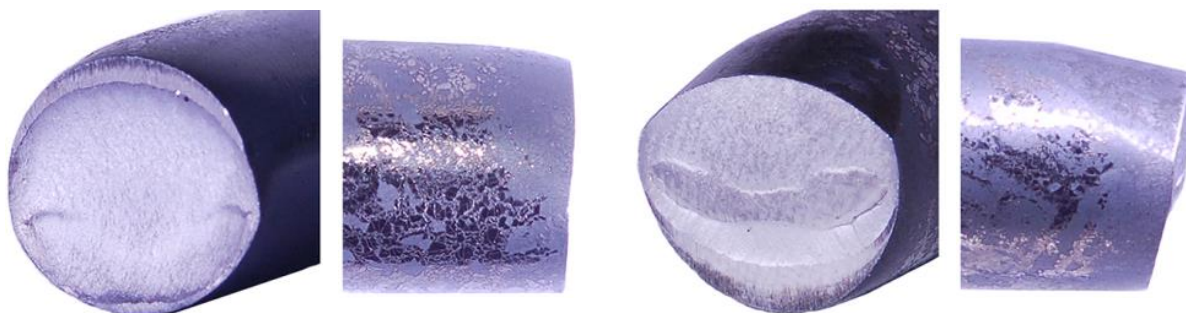
### 8.1. Experiment

Tato práce v této kapitole navazuje na diplomovou práci Ing. Jiřího Hůlky [104], který se zabýval stříháním tyčí z materiálu 12 050. Je nutné zdůraznit, že polotovar byl z jiné tavby než u kalibračních experimentů a experimentu dopředného protlačování.

Bylo provedeno 10 úplných přestřížení tyče kruhového průřezu o průměru 12 mm. Při experimentu byla zaznamenávána reakční síla a posuv střížníku. Průběhy naměřených veličin byly filtrovány z důvodu odstranění šumu. Průměrná silová odezva je uvedena na Obr. 8.2. Střížnou plochu polotovaru a odstřížku po přestřížení můžeme vidět na Obr. 8.3.



Obr. 8.2: Průměrná silová odezva experimentu stříhání [104]



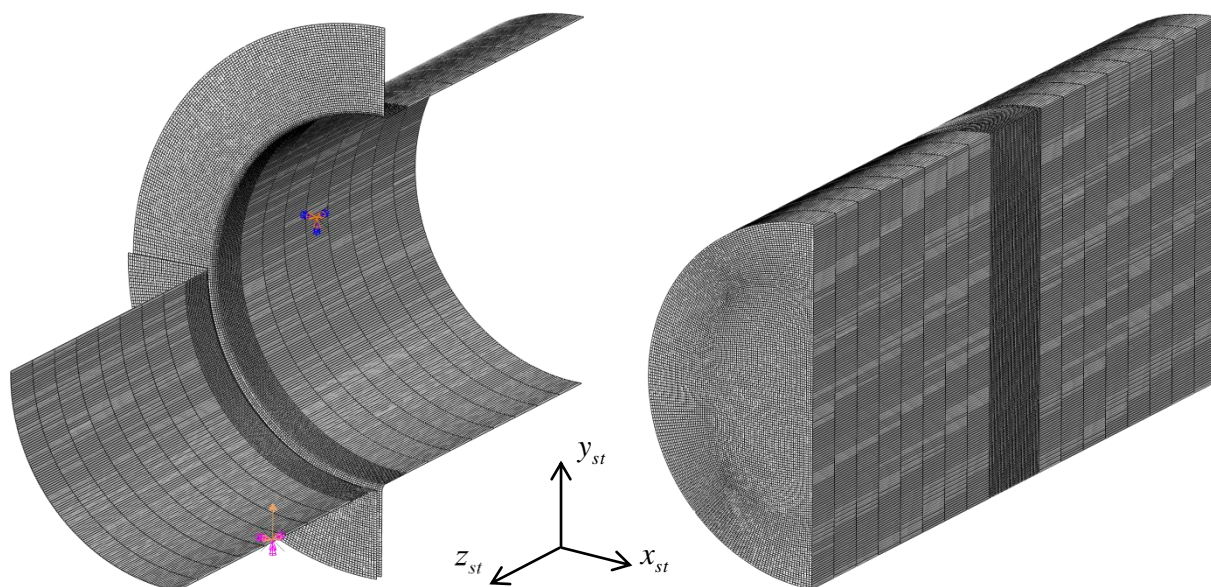
Obr. 8.3: Střížná plocha po přestřížení: (vlevo) polotovar, (vpravo) odstřížek [104]

## 8.2. Simulace experimentu

### 8.2.1. Výpočtový model

V simulaci experimentu stříhání tyčí z oceli 12 050 byl použit model materiálu, který byl popsán v kapitole 6.1.1. Ve výpočtovém modelu byla využita rovina symetrie.

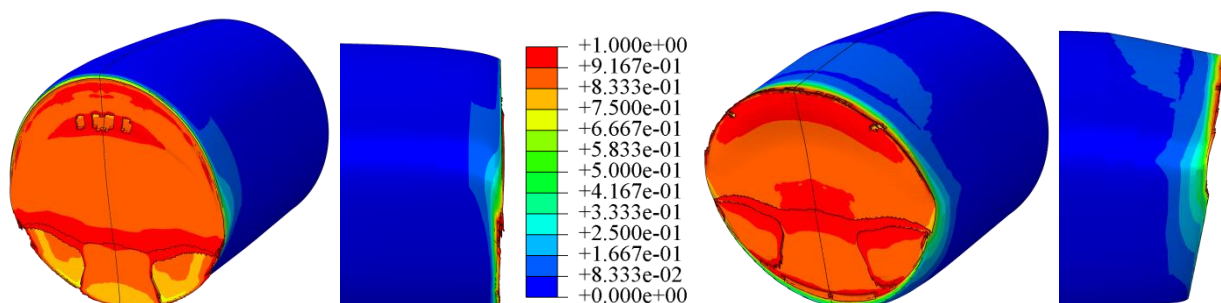
Nástroje byly modelovány jako ideálně tuhá tělesa pomocí čtyřstranných prvků R3D4. Tyč byla diskretizována pomocí lineárních šestistěnných prvků s jednobodovou integrací C3D8R. Velikost prvků v oblasti střížné roviny (oblast široká 3 mm) byla  $es = 0,075$  mm a mimo tuto oblast byl axiální rozměr prvků  $es = 1,34$  mm. Délka modelu tyče (24,3 mm) odpovídala součtu šířek nástrojů a střížné vůle. Střížnici byly zamezeny všechny posuvy a natočení. Střížníku byl předepsán posuv ve směru osy  $y_{st}$ , ostatní posuvy a natočení byly zamezeny. Mezi nástroji a tyčí byl definován kontakt s koeficientem tření  $f_f = 0,1$ . Dále byl nastaven kontakt, který zajistí interakci mezi nově vzniklými povrchy a nástroji, se stejným koeficientem tření.



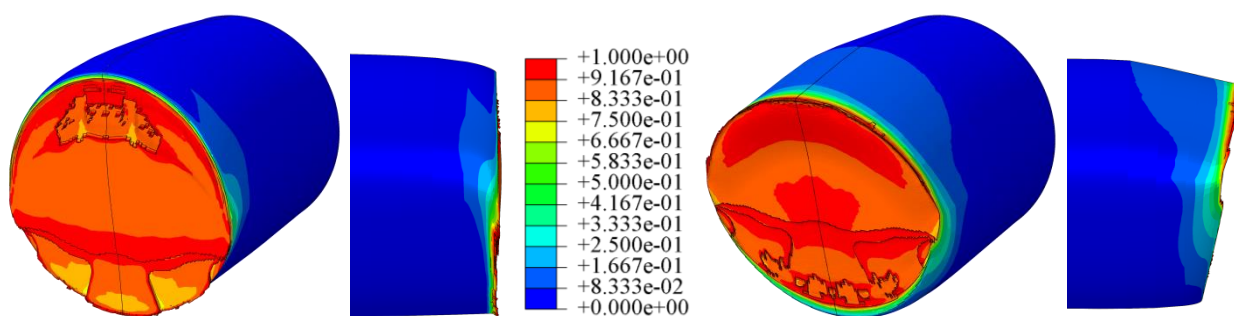
Obr. 8.4: Konečnoprvková síť nástrojů a okrajové podmínky (vlevo), konečnoprvková síť tyče (vpravo)

## 8.2.2. Prezentace a rozbor výsledků

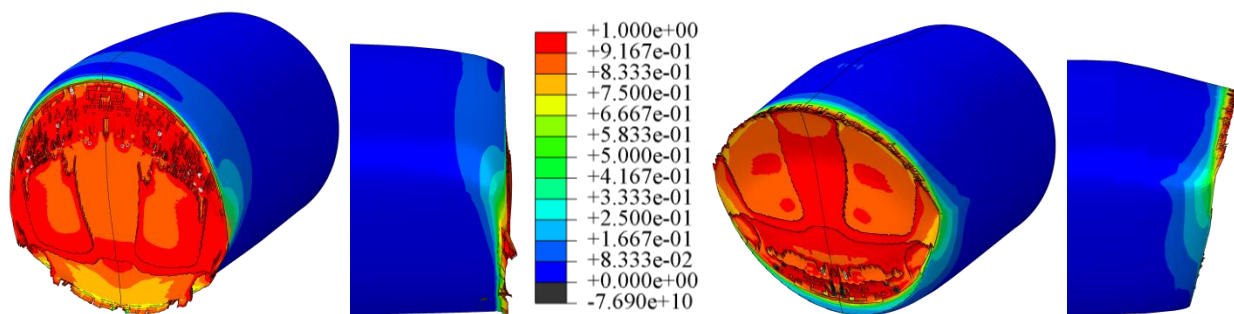
V simulacích byla použita vybraná kritéria tvárného porušování, která byla kalibrována v kapitole 6. Pro dosažení přijatelného výpočtového času byl časový přírůstek upraven pomocí funkce „mass scaling“ (prvek po prvku), při zachování zanedbatelného poměru kinetické energie ku vnitřní energii pro celý model. Na obrázcích 8.5 až 8.12 je zobrazen parametr poškození jednotlivých kritérií pro polotovar a odstřížek.



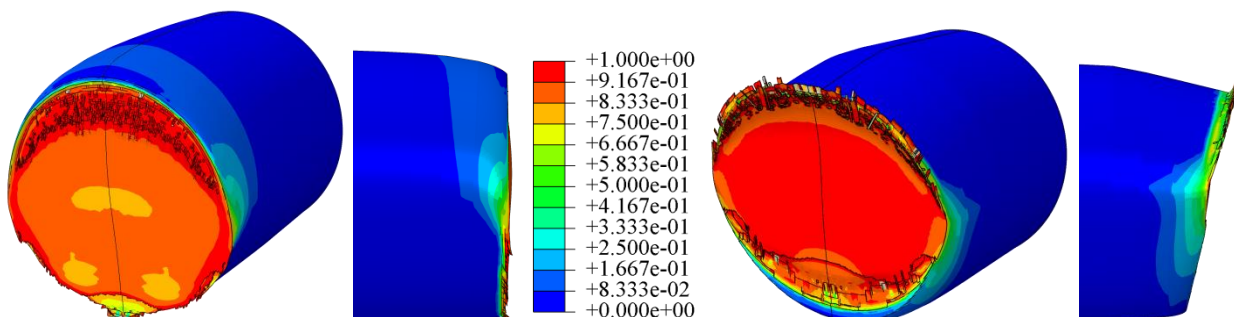
Obr. 8.5: Parametr poškození kritéria X-W: (vlevo) polotovar, (vpravo) odstřížek



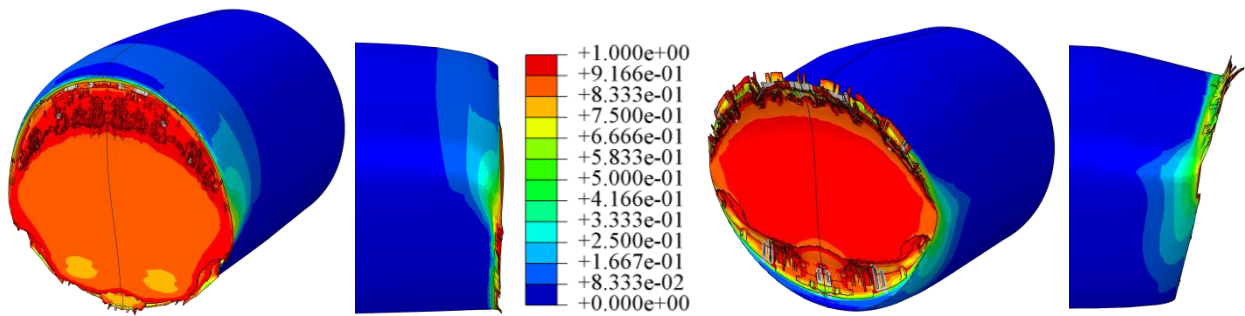
Obr. 8.6: Parametr poškození kritéria X-W2: (vlevo) polotovar, (vpravo) odstřížek



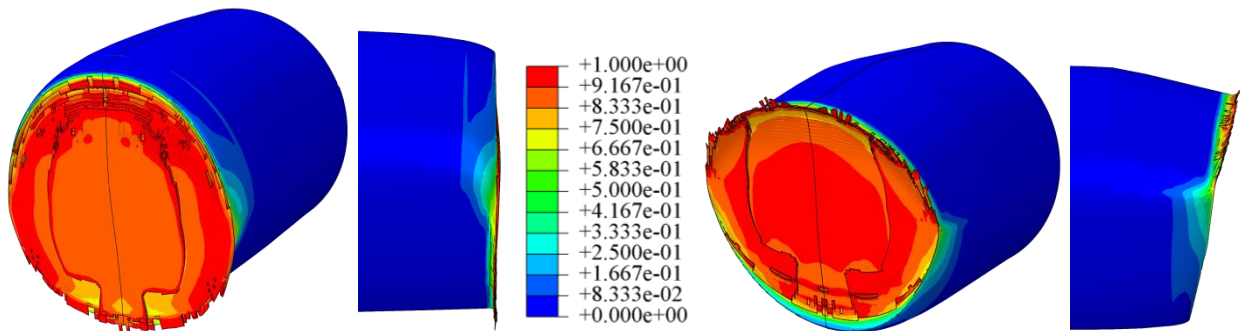
Obr. 8.7: Parametr poškození kritéria B-W: (vlevo) polotovar, (vpravo) odstřížek



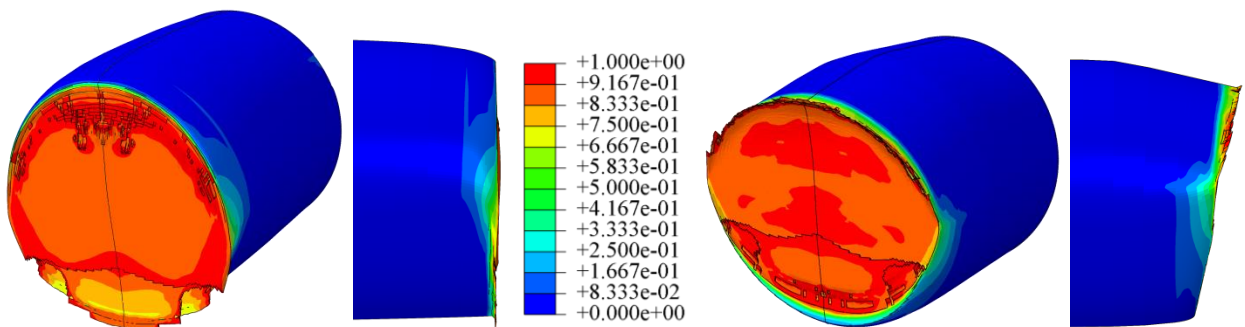
Obr. 8.8: Parametr poškození kritéria EM-C: (vlevo) polotovar, (vpravo) odstřížek



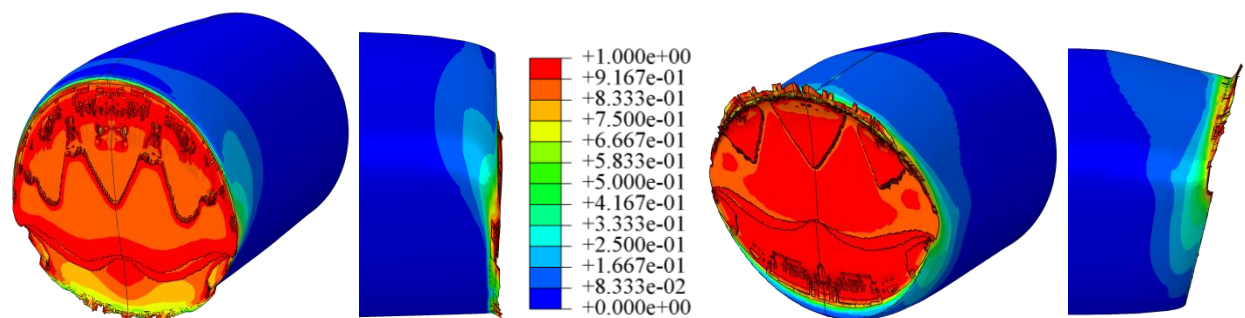
Obr. 8.9: Parametr poškození kritéria EM-C2: (vlevo) polotovar, (vpravo) odstřížek



Obr. 8.10: Parametr poškození kritéria KHPS: (vlevo) polotovar, (vpravo) odstřížek



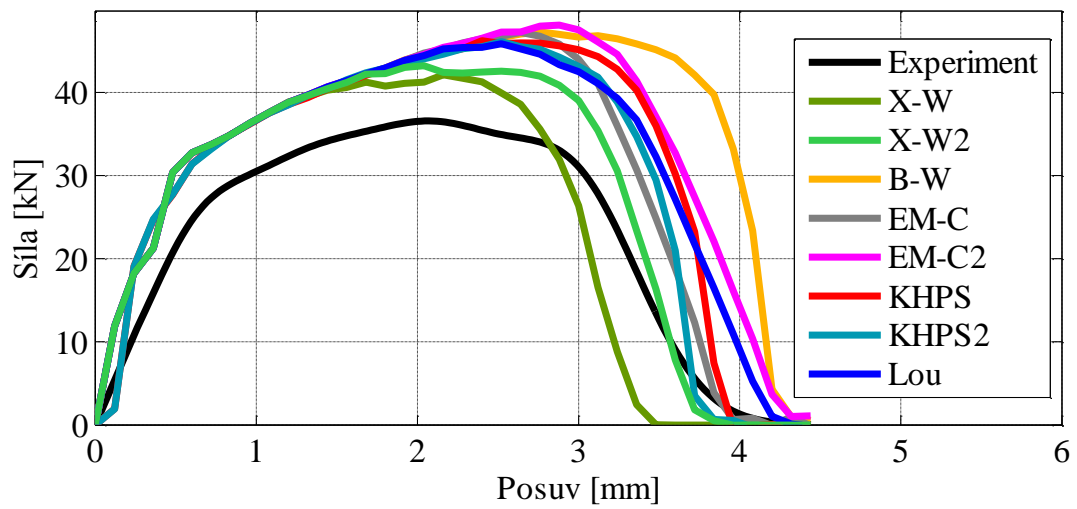
Obr. 8.11: Parametr poškození kritéria KHPS2: (vlevo) polotovar, (vpravo) odstřížek



Obr. 8.12: Parametr poškození kritéria Lou: (vlevo) polotovar, (vpravo) odstřížek

Nejllepší shoda s experimentem z hlediska střížné plochy po přestřížení na polotovaru a odstřížku je predikována pomocí kritérií X-W, X-W2, B-W a KHPS2. U ostatních kritérií dochází k výskytu menšího či většího otřepu, zejména na odstřížku.

Porovnání silových odezev obdržných ze simulace pro jednotlivá kritéria s průměrnou silovou odezvou z experimentu je uvedeno na Obr. 8.13. Nejlepší shodu vykazují kritéria X-W a X-W2, k nejhorší shodě dochází u kritéria B-W.



Obr. 8.13: Silové odezvy při stříhání ze simulace a experimentu

## 9. ZÁVĚR

Tato dizertační práce se zabývá simulací tvárného porušování houževnatých kovových materiálů. Porušení nastává za rozsáhlých plastických deformací v okamžiku, kdy materiál už není schopen další plastické deformace. Přístup, který byl v této práci zvolen, je velmi rozšířený. Simulace byly provedeny pomocí výpočtového modelování explicitní metodou konečných prvků. Porušení bylo realizováno prostřednictvím mazání prvků. Všechny stanovené cíle práce byly splněny.

V první části práce byly popsány mechanismy tvárného porušování a vybraná kritéria, pomocí kterých je porušení predikováno. Všechna uvedená kritéria byla autorem implementována do konečnoprvkového programu Abaqus/Explicit pomocí uživatelského podprogramu VUMAT. Byl také popsán postup stanovení křivky napětí-přetvoření, jelikož je tato křivka nezbytným vstupem do výpočtového modelu. Dále byla popsána kalibrace kritérií.

V další části práce byla provedena validace kritéria KHPS pomocí simulace kalibračních experimentů, které provedl Bao na hliníkové slitině [31], [56]. Pro tento materiál vykazovalo kritérium velmi dobré výsledky v celém rozsahu triaxiality napětí. Toto kritérium spolu s kritériem KHPS2 bylo navrženo v rámci předkládané dizertace.

Předmětem zájmu byla uhlíková ocel s označením 12 050. Pro tento materiál byly provedeny kalibrační experimenty na standardních tělesech a na tělesech speciálních, které byly navrženy na našem pracovišti. Konkrétně se jedná o univerzální NT vzorek, pomocí kterého se dosahuje různých napěťových stavů vhodnou kombinací tahového/tlakového-krutového zatížení. Dalším speciálním tělesem je váleček opatřený jamkou kulového tvaru, pomocí něhož je dosahováno velmi nízkých hodnot triaxiality napětí. Toto těleso bylo navrženo v rámci předkládané práce.

Za předpokladu homogenního a izotropního materiálu byl zvolen model plasticity HMM s multilinéární křivkou napětí-přetvoření a s izotropním zpevněním. Pomocí numerické simulace kalibračních experimentů byla provedena identifikace konstant osmi vybraných kritérií (X-W, X-W2, B-W, EM-C, EM-C2, KHPS, KHPS2 a Lou).

Byl proveden experiment vícestupňového protlačování za studena tyče kruhového průřezu z materiálu 12 050. Polotovár byl ze stejné tavby jako kalibrační tělesa. Původní průměr 27 mm byl postupně šestkrát redukován. V důsledku kumulace poškození vznikly po šesté redukci v protlačku typické trhliny šípovitého tvaru.

Kritéria, jejichž konstanty byly identifikovány, byla použita pro simulaci vícestupňového protlačování. Shoda simulace s experimentem (tvorba centrálních trhlin po šesté redukci) byla dosažena pouze s použitím kritéria B-W. Kritérium EM-C a EM-C2 predikuje trhliny již po páté redukci, nicméně jejich tvar je mnohem podobnější s experimentem ve srovnání s trhlínami predikovanými kritériem B-W. Z výsledků lze usoudit, že pro velmi dobrou shodu simulace s experimentem je potřeba použít kritérium, jehož lomové přetvoření je při rotačně symetrickém tahu v oblasti mezi kritériem B-W a KHPS a při ostatních napěťových stavech má podobný tvar jako kritérium EM-C2.

Nad rámec práce byla kritéria použita na simulaci stříhání. Experimenty byly provedeny Ing. Jiří Hůlkou na tyčích kruhového průřezu z oceli 12 050 [104]. Je nutné zdůraznit, že polotovár byl z jiné tavby než u kalibračních experimentů a experimentu dopředného protlačování. Nejlepších výsledků bylo dosaženo pomocí kritérií X-W a X-W2.

Hlavní výsledky práce je možno spatřovat v získaných zkušenostech s kalibrací a využitím kritérií (X-W, X-W2, B-W, EM-C, EM-C2, KHPS, KHPS2 a Lou), dále ve vytvoření knihovny zpracovaných skriptů umožňujících snadné využití modelů i pro další aplikace a materiály. Důležitým výstupem je rovněž návrh a ověření speciálního zkušebního vzorku pro pýchovací zkoušku, umožňujícího dosáhnout porušení i při velmi nízkých hodnotách triaxiality napětí. Významným výstupem je také návrh dvou nesvázaných univerzálních kritérií KHPS a KHPS2. Uvedené výsledky jsou základem pro další práci v oblasti tvárného poškozování, která bude zaměřena na svázané modely porušování a na případy cyklického zatěžování při extrémně nízkém počtu cyklů a tedy vysoké hodnotě rozkmitu plastické deformace.

## LITERATURA

- [1] McClintock F.A. A criterion of ductile fracture by the growth of holes. *Journal of Applied Mechanics*, 1968, vol. 35, pp. 363-371.
- [2] 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, pp. 201-217.
- [3] Bridgman P.W. *Studies in Large Plastic Flow and Fracture*, McGraw-Hill, 1952, New York.
- [4] LeRoy G., Embury J. D., Edward G., Ashby M. F. A model of ductile fracture based on the nucleation and growth of voids. *Acta Metallurgica*, 1981, vol. 29, pp. 1509-1522.
- [5] Oyane M. Criteria of Ductile Failure Strain. *Bulletin of Japanese Society of Mechanical Engineering*, 1972, vol. 15, pp. 1507-1605.
- [6] Gurson A.L. Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I- yield criteria and flow rules for porous ductile media. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1977, vol. 99, pp. 2-15.
- [7] Needleman A. Tvergaard V. An analysis of ductile rupture in notched bars. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1984, vol. 32, pp. 461-490.
- [8] Needleman A. Tvergaard V. Analysis of cup-cone fracture in a round tensile bar. *Acta Metallurgica*, 1984, vol. 32, pp. 157-169.
- [9] Jackiewicz J. Use of a modified Gurson model approach for the simulation of ductile fracture by growth and coalescence of microvoids under low, medium and high stress triaxiality loadings. *Engineering Fracture Mechanics*, 2011, vol. 78, pp. 487-502.
- [10] Kachanov L. M. Time of the rupture process under creep conditions. *IZV Akad Nauk S.S.R., Otd. Tekhn. Nauk* 8, 26-31.
- [11] Rabotnov Y. N. *Creep Problems of Structural Members*. North-Holland, 1969, Amsterdam.
- [12] Lemaitre J. Evaluation of dissipation and damage in metals submitted to dynamic loading. In "Proceedings ICM" Kyoto, 1971, Japan.
- [13] Lemaitre J. A continuous damage mechanics model for ductile fracture. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1985, vol. 107, pp. 83-89.
- [14] Wang T. J. Unified CDM model and local criterion for ductile fracture-I. Unified CDM model for ductile fracture. *Engineering Fracture Mechanics*, 1992, vol. 42, pp. 177-183.
- [15] Bonora N. A Nonlinear CDM Model for Ductile Failure. *Engineering Fracture Mechanics*, 1997, vol. 58, pp. 11-12.
- [16] Saanouni K., Belamri N., Autesserre P. Finite element simulation of 3D sheet metal guillotining using advanced fully coupled elastoplastic-damage constitutive equations. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2010, vol. 46, pp. 535-550.

- [17] Saanouni K., Mariage J. F., Cherouat A., Lestriez P. Numerical prediction of discontinuous central bursting in axisymmetric forward extrusion by continuum damage mechanics. *Computers & Structures*, 2004, vol. 82, pp. 2309-2332.
- [18] Xue L. Ductile Fracture Modeling-Theory, Experimental Investigation and Numerical Verification. PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, 2007
- [19] Xue L., Wierzbicki T. Numerical simulation of fracture mode transition in ductile plates. *International Journal of Solids and Structures*, 2009, vol. 46, pp. 1423-1435.
- [20] Xue L. Damage accumulation and fracture initiation in uncracked ductile solids subject to triaxial loading. *International Journal of Solids and Structures*, 2007, vol. 44, pp. 5163-5181.
- [21] Cockcroft M. G., Latham D. J. Ductility and the workability of metals. *International Journal of the Institute of Metals*, 1968, vol. 96, pp. 33-39.
- [22] Oh S. I., Chen C. C., Kobayashi S. Ductile failure in axisymmetric extrusion and drawing. *Journal of Engineering for Industry*, 1979, vol. 101, pp. 36-44.
- [23] Brozzo P., Deluca B., Rendina R. A new method for the prediction of formability in metal sheets, *Sheet Metal Forming and Formability. Proceedings of the 7th Biennial Conference of the IDDRG*, 1972.
- [24] Norris D. M., Reaugh J. E., Moran B., Quinones D. F. A plastic strain, mean stress criterion for ductile fracture. *Journal of Materials Processing Technology*, 1978, vol. 100, pp. 279-286.
- [25] Atkins A. G. Possible Explanation for Unexpected Departures in Hydrostatic Tension-Fracture Strain Relations. *Metal science*, 1981, vol. 15, pp. 81-83.
- [26] Atkins A. G. Fracture in forming. *Journal of Materials Processing Technology*, 1996, vol. 56, pp. 609-681.
- [27] Johnson G. R., Cook W. H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 1985, vol. 21, pp. 31-48.
- [28] Komori K. Simulation of chevron crack formation and evolution in drawing. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1999, vol. 41, pp. 1499-1513.
- [29] Komori K. Simulation of tensile test by node separation method. *Journal of Materials Processing Technology*, 2002, vol. 125, pp. 608-612.
- [30] Moës N., Dolbow J., Belytschko T. A finite element method for crack growth without remeshing. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 1999, vol. 46, pp. 131-50.
- [31] Bao Y. Prediction of ductile crack formation in uncracked bodies. PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, 2003.

- [32] Hancock J. W., Mackenzie A. C. On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states. *Journal of the mechanics and physics of solids*, 1976, vol. 24, pp. 147-169.
- [33] French I. E., Weinrich P. F. The influence of hydrostatic pressure on the tensile deformation and fracture of copper. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 1975, vol. 6, pp. 785-790.
- [34] Bořkovec J. Computer simulation of material separation process. PhD thesis, Institute of Solid Mechanics, Mechatronics and Biomechanics, Faculty of Mechanical Engineering, Brno University of Technology, 2008.
- [35] Bao Y., Wierzbicki T. On the cut-off value of negative triaxiality for fracture. *Engineering Fracture Mechanics*, 2005, vol. 72, pp. 1049-1069.
- [36] Bao Y., Treitler R. Ductile crack formation on notched Al2024-T351 bars under compression-tension loading. *Materials Science and Engineering A*, 2004, vol. 384, pp. 385-394.
- [37] Teng X. High velocity impact fracture. PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, 2004.
- [38] Teng X., Wierzbicki T., Hiermaier S., Rohr I. Numerical prediction of fracture in the Taylor test. *International Journal of Solids and Structures*, 2005, vol. 42, pp. 2929-2948.
- [39] Khan A. S., Liu H. A new approach for ductile fracture prediction on Al 2024-T351 alloy. *International Journal of Plasticity*, 2012, vol. 35, pp. 1-12.
- [40] Bai Y., Wierzbicki T. Application of extended Mohr–Coulomb criterion to ductile fracture. *International Journal of Fracture*, 2009, vol. 161, pp. 1-20.
- [41] Bai Y. Effect of Loading History on Necking and Fracture. PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, 2008.
- [42] Malvern L. E. Introduction to the mechanics of a continuous medium. Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, New Jersey, 1969.
- [43] ABAQUS User's Manual, Version 6.9-3, 2010.
- [44] Chen W. F., Han D.J. *Plasticity for Structural Engineers*, Springer-Verlag, New York, 1988.
- [45] Huang H., Xue L. Prediction of slant ductile fracture using damage plasticity theory. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 86, pp. 319-328.
- [46] Graham S. M., Zhang T., Gao X. Hayden M. Development of a combined tension-torsion experiment for calibration of ductile fracture models under conditions of low triaxiality. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2012, vol. 54, pp. 172-181.
- [47] Bai Y. Wierzbicki T. A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence. *International Journal of Plasticity*, 2008, vol. 24, pp. 1071-1096.
- [48] Fischer F. D., Kolednik O., Shan G.X., Rammerstorfer F. G. A note on calibration of ductile damage indicators. *International Journal of Fracture*, 1995, vol. 73, pp. 345-357.

- [49] Kudo H., Aoi K. Effect of Compression Test Conditions upon Fracturing of Medium Carbon Steel. *Journal of Japanese Society of Technology and Plasticity*, 1967, vol. 8, pp. 17-27.
- [50] Wierzbicki T., Werner H. Cockcroft and Latham Revisited – Impact and Crashworthiness Laboratory Report Nr. 16, Technical report, MIT.
- [51] Törnqvist R. Design of Crashworthy Ship Structures. PhD thesis, Department of Mechanical Engineering, Technical University of Denmark, 2003.
- [52] Johnson G. R., Holmquist T. J. Test data and computational strength and fracture model constants for 23 materials subjected to large strain, high strain rates, and high temperature. Los Alamos National Laboratory: Technical Report LA-11463-MS, 1989.
- [53] Wilkins M. L., Streit R.D., Reaugh J.E. Cumulative-strain-damage model of ductile fracture: Simulation and prediction of engineering fracture tests. Technical Report UCRL-53058, Lawrence Livermore Laboratory, 1980.
- [54] Kamoulakos A. Numerical Simulation of Metal Rupture. EuroPAM 2002, Antibes, France, 21.-22. 11. 2002.
- [55] Kamoulakos A. The EWK Rupture Model in V2004: Validation and Evolution Towards Ease of Use. Puca 2004, Tokyo, Japan, November 2004.
- [56] Wierzbicki T., Bao Y., Lee Y.-W., Bai Y. Calibration and evaluation of seven fracture models. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2005, vol. 47, pp. 719-743.
- [57] Tvergaard V. Influence of voids on shear band instabilities under plane strain conditions. *International Journal of Fracture*, 1981, vol. 17, pp. 389-407.
- [58] Tvergaard V. On localization in ductile materials containing spherical voids. *International Journal of Fracture*, 1982, vol. 18, pp. 237-252.
- [59] Needleman A., Rice J. R. Limits to ductility set by plastic flow localization. In "Mechanics of Sheet Metal Forming" (D. P. Koistinen, Ed.), 1978, Plenum Publishing.
- [60] Chu C. C., Needleman A. Void nucleation effects in biaxially stretched sheets. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1980, vol. 102, pp. 249-256.
- [61] Chabanet O., Steglich D., Besson J., Heitmann V., Hellmann D., Brocks W. Predicting crack growth resistance of aluminium sheets. *Computational Materials Science*, 2003, vol. 26, pp. 1-12.
- [62] Coulomb C. Essai sur une application des regles des maximis et minimis a quelques problemes de statique relatifs a la architecture. *Mem. Acad. Roy. Div. Sav.*, 1776, vol. 7, pp. 343-387.
- [63] Mohr O. *Abhandlungen aus dem Gebiete der Technischen Mechanik* (2nd ed). Ernst, 1914, Berlin.

- [64] Lou Y., Huh H., Lim S., Pack K. New ductile fracture criterion for prediction of fracture forming limit diagrams of sheet metals. *International Journal of Solids and Structures*, 2012, vol. 49, pp. 3605-3615.
- [65] Bao Y., Wierzbicki T. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2004, vol. 46, pp. 81-98.
- [66] Lou Y., Huh H. Prediction of ductile fracture for advanced high strength steel with a new criterion: Experiments and simulation. *Journal of Materials Processing Technology*, 2013, vol. 213, pp. 1284-1302.
- [67] Lou Y., Huh H. Extension of a shear-controlled ductile fracture model considering the stress triaxiality and the Lode parameter. *International Journal of Solids and Structures*, 2013, vol. 50, pp. 447-455.
- [68] Lou Y., Yoon J. W., Huh H. Modeling of shear ductile fracture considering a changeable cut-off value for stress triaxiality. *International Journal of Plasticity*, 2014, vol. 54, pp. 56-80.
- [69] Xue L., Wierzbicki T. Ductile fracture initiation and propagation modeling using damage plasticity theory. *Engineering Fracture Mechanics*, 2008, vol. 75, pp. 3276-3293.
- [70] Mirone G. A new model for the elastoplastic characterization and the stress-strain determination on the necking section of a tensile specimen. *International Journal of Solids and Structures*, 2004, vol. 41, pp. 3545-3564.
- [71] La Rosa G., Mirone G., Risitano A. Effect of stress triaxiality corrected plastic on ductile damage evolution in the framework of continuum damage mechanics. *Engineering Fracture Mechanics*, 2001, vol. 68, pp. 417-434.
- [72] La Rosa G., Mirone G., Risitano A. Post-necking elastoplastic characterization: degree of approximation in the Bridgman method and properties of the flow-stress/true-stress ratio. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 2003, vol. 34, pp. 615-624.
- [73] Mirone G. Role of stress triaxiality in elastoplastic characterization and ductile failure prediction. *Engineering Fracture Mechanics*, 2007, vol. 74, pp. 1203-1221.
- [74] Mirone G. Elastoplastic characterization and damage predictions under evolving local triaxiality: axisymmetric and thick plate specimens. *Mechanics of materials*, 2008, vol. 40, pp. 685-694.
- [75] Mirone G., Corallo D. A local viewpoint for evaluating the influence of stress triaxiality and Lode angle on ductile failure and hardening. *International Journal of Plasticity*, 2010, vol. 26, pp. 348-371.
- [76] Teng X., Wierzbicki T. Evaluation of six fracture models in high velocity perforation. *Engineering Fracture Mechanics*, 2006, vol. 73, pp. 1653-1678.
- [77] Zhou J., Gao X., Hayden M., Joyce J. A. Modeling the ductile fracture behavior of an aluminum alloy 5083-H116 including the residual stress effect. *Engineering Fracture Mechanics*, 2012, vol. 85, pp. 103-116.

- [78] Li H., Fu M. W., Lu J., Yang H. Ductile fracture: Experiments and computations. *International Journal of Plasticity*, 2011, vol. 27, pp. 147-180.
- [79] Mae H., Teng X., Bai Y., Wierzbicki T. Calibration of ductile fracture properties of a cast aluminum alloy. *Materials Science and Engineering A*, 2007, vol. 459, pp. 156-166.
- [80] Mae H., Teng X., Bai Y., Wierzbicki T. Comparison of ductile fracture properties of aluminum castings: Sand mold vs. metal mold. *International Journal of Solids and Structures*, 2008, vol. 45, pp. 1430-1444.
- [81] Mohr D., Henn S. Calibration of Stress-triaxiality Dependent Crack Formation Criteria: A New Hybrid Experimental-Numerical Method. *Experimental Mechanics*, 2007, vol. 47, pp. 805-820.
- [82] Dunand M. Hybrid Experimental-Numerical Determination of the Loading Path to Fracture in TRIP780 Sheets Subjected to Multi-axial Loading. Master thesis, Massachusetts Institute of Technology, 2010.
- [83] Dunand M., Mohr D. On the predictive capabilities of the shear modified Gurson and the modified Mohr-Coulomb fracture models over a wide range of stress triaxialities and Lode angles. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2011, vol. 59, pp. 1374-1394.
- [84] Dunand M., Mohr D. Optimized butterfly specimen for the fracture testing of sheet materials under combined normal and shear loading. *Engineering Fracture Mechanics*, 2011, vol. 78, pp. 2919-2934.
- [85] Mohr D., Oswald M. A New Experimental Technique for the Multi-axial Testing of Advanced High Strength Steel Sheets. *Experimental Mechanics*, 2008, vol. 48, pp. 65-77.
- [86] Barsoum I., Faleskog J. Rupture mechanisms in combined tension and shear—Experiments. *International Journal of Solids and Structures*, 2007, vol. 44, pp. 1768-1786.
- [87] Barsoum I. The effect of stress state in ductile failure. PhD thesis, Royal Institute of Technology, 2008, Stockholm.
- [88] Faleskog J., Barsoum I. Tension-torsion fracture experiments—Part I: Experiments and a procedure to evaluate the equivalent plastic strain. *International Journal of Solids and Structures*, 2013, vol. 50, pp. 4241-4257.
- [89] Gao X., Zhang T., Hayden M., Roe C. Effects of the stress state on plasticity and ductile failure of an aluminum 5083 alloy. *International Journal of Plasticity*, 2009, vol. 25, pp. 2366-2382.
- [90] Lindholm U.S., Nagy A., Johnson G. R., Hoegfeldt J. M. Large strain, high strain rate testing of copper. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1980, vol. 102, pp. 376-381.
- [91] Graham S. M., Zhang T., Gao X., Hayden M. Development of a combined tension-torsion experiment for calibration of ductile fracture models under conditions of low triaxiality. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2012, vol. 54, pp. 172-181.

- [92] Gao X., Zhang T., Zhou J., Graham S. M., Hayden M., Roe Ch. On stress-state dependent plasticity modeling: Significance of the hydrostatic stress, the third invariant of stress deviator and the non-associated flow rule. *International Journal of Plasticity*, 2011, vol. 27, pp. 217-231.
- [93] Zhang T. Development of plasticity and ductile fracture models involving three stress invariants. PhD thesis, The Graduate Faculty of The University of Akron, 2012.
- [94] Hammer J. T. Plastic Deformation and Ductile Fracture of Ti-6Al-4V under Various Loading Conditions. Master thesis, The Ohio State University, 2012.
- [95] Xue L. Stress based fracture envelope for damage plastic solids. *Engineering Fracture Mechanics*, 2009, vol. 76, pp. 419-438.
- [96] Huang H., Xue L. Prediction of slant ductile fracture using damage plasticity theory. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2009, vol. 86, pp. 319-328.
- [97] Xue L. Constitutive modeling of void shearing effect in ductile fracture of porous materials. *Engineering Fracture Mechanics*, 2008, vol. 75, pp. 3343-3366.
- [98] Li Y., Wierzbicki T. Prediction of plane strain fracture of AHSS sheets with post-initiation softening. *International Journal of Solids and Structures*, 2010, vol. 47, pp. 2316-2327.
- [99] Hollomon J. H. Tensile Deformation. *Transactions of the Society of Mining, Engineers of American Insitute of Mining, Metallurgical and Petroleum Engineers*, 1945, vol. 162, pp. 268-290.
- [100] Swift H. W. Plastic instability under plane stress. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1952, vol. 1, pp. 1-18.
- [101] Ko D.-C., Kim B.-M. The prediction of central burst defects in extrusion and wire drawing. *Journal of Materials Processing Technology*, 2000, vol. 102, pp. 19-24.
- [102] Komori K. Effect of ductile fracture criteria on chevron crack formation and evolution in drawing. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2003, vol. 45, pp. 141-160.
- [103] Soyarslan C. Modelling damage for elastoplasticity. PhD thesis, Middle East technical University, 2008.
- [104] Hůlka J. Application of ductile fracture models in computational simulation of manufacturing operations. Master thesis, Institute of Solid Mechanics, Mechatronics and Biomechanics, Faculty of Mechanical Engineering, Brno University of Technology, 2008.

## SEZNAM POUŽITÉ SYMBOLIKY

MD	mechanismus vzniku, růstu a propojování dutin	
MS	smykový mechanismus	
$D$	parametr poškození	
$\eta$	triaxialita napětí	
$\sigma, \sigma_{ij}$	tenzor napětí	
$S$	deviátor tenzoru napětí	
$I$	jednotkový tenzor	
$\sigma_{1,3}$	hlavní napětí	$\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$
$S_{1,3}$	deviátory hlavních napětí	$S_1 \geq S_2 \geq S_3$
$\sigma_m$	střední napětí	
$\bar{\sigma}$	redukované napětí von Mises	
$p, q, r$	invarianty tenzoru napětí	
$\theta$	Lodeho úhel	
$\theta_A$	azimutální úhel	
$\varphi$	elevační úhel cylindrického souřadného systému	
$\bar{\theta}$	normalizovaný Lodeho úhel	
$\mu$	Lodeho parametr	
$\xi$	normalizovaný třetí invariant deviátoru napětí	
$\rho$	radiální osa cylindrického souřadného systému	
$z$	axiální osa cylindrického souřadného systému	
$\bar{\varepsilon}^p$	redukované plastické přetvoření	
$\mathbf{\varepsilon}^p$	tenzor plastického přetvoření	
$t$	čas	
$\bar{\varepsilon}^f$	lomové přetvoření	
$\bar{\varepsilon}_C^f$	konstanta kritéria Redukované plastické přetvoření	
$D_{CLO}$	konstanta kritéria Cockcroft-Latham-Oh	
$D_{RT}$	konstanta kritéria Rice-Tracey	
$D_{RTCL}$	konstanta kritéria RTCL	
$n$	exponent zpevnění	
$A, B, C, l$	konstanty modelu plasticity Johnson-Cook	
$\dot{\varepsilon}^*$	rychlost redukovaného plastického přetvoření	

$\dot{\bar{\varepsilon}}_0$	referenční rychlost redukováného plastického přetvoření
$T^*$	homologická teplota
$T_{melt}$	teplota tavení
$T_{room}$	teplota prostředí
$\Delta\bar{\varepsilon}^p$	přírůstek redukováného plastického přetvoření
$D_{1.5}$	konstanty kritéria porušování Johnson-Cook
$w_{MD}, w_{MS}$	váhové funkce kritéria EWK
$a_w, \alpha, \beta, D_{EWK}$	konstanty kritéria EWK
$R_{EWK}$	poloměr kritického objemu (EWK)
$D_{MD}, D_{MS}$	parametry poškození kritéria Crash FEM
$\bar{\varepsilon}_{MD}^f, \bar{\varepsilon}_{MS}^f$	lomové přetvoření kritéria Crash FEM
$\tau_{max}$	maximální smykové napětí
$\lambda$	parametr kritéria Crash FEM popisující smykový lom
$E_{1..7}$	konstanty kritéria Crash FEM
$\Phi$	funkce plasticity
$\bar{\sigma}_M$	reduované napětí matrice na mezi kluzu
$\bar{\varepsilon}_M^p$	reduované plastické přetvoření matrice
$q_1, q_2$	konstanty kritéria G-T-N
$f_v$	objemový podíl dutin
$f_v^*$	modifikovaný objemový podíl dutin
$f_{v0}$	počáteční objemový podíl dutin
$f_{vC}$	kritický objemový podíl dutin
$f_{vF}$	objemový podíl dutin při lomu
$f_{vG}$	objemový podíl stávajících dutin
$f_{vN}$	objemový podíl vznikajících dutin
$\varepsilon_{ij}$	tenzor přetvoření
$M_1, M_2$	parametry řídicí vývoj objemového podílu vznikajících dutin
$S_N$	směrodatná odchylka objemového podílu vznikajících dutin
$\sigma_N$	napětí při vzniku dutin

$\varepsilon_N$	přetvoření při vzniku dutin
$F_{1.4}$	konstanty kritéria Xue-Wierzbicki
$N_{1.6}$	konstanty kritéria Bai-Wierzbicki
$K_A$	amplituda napětí
$m, c_\eta, c_\theta^s, c_\theta^c, c_\theta^t, \eta_0, \gamma$	konstanty modelu plasticity Bai-Wierzbicki
$c_1, c_2$	konstanty kritéria porušování Extended Mohr-Coulomb
$O_{1.3}$	konstanty kritéria Lou a modifikovaného kritéria Lou
$h$	funkce tvaru hranice oblasti bez porušení
$O_C$	konstanta modifikovaného kritéria Lou
$P_{1.5}$	konstanty kritéria KHPS
$g$	hyperbolická funkce kritéria KHPS
$R_{1.6}$	konstanty kritéria KHPS2
$\sigma_{y0}$	počáteční mez kluzu
$\varepsilon^k$	referenční přetvoření
$w$	funkce změkčení
$m_L$	exponent poškození
$\varepsilon_0^f$	referenční lomové přetvoření
$\mu_p$	parametr závislosti lom. přetvoření kritéria Xue na tlaku
$\mu_\theta$	parametr závislosti lom. přetvoření kritéria Xue na Lodeho úhlu
$q_L, p_{lim}, \gamma_L, k, \delta$	konstanty kritéria Xue
$E$	Youngův modul pružnosti v tahu
$E_0$	počáteční Youngův modul pružnosti v tahu
$\nu$	Poissonův poměr
$G$	modul pružnosti ve smyku
$G_0$	počáteční modul pružnosti ve smyku
$K$	modul objemové pružnosti (stlačitelnosti)
$K_0$	počáteční modul objemové pružnosti (stlačitelnosti)
$L$	aktuální délka zkušebního vzorku
$L_0$	počáteční délka zkušebního vzorku
$\Delta L$	změna délky zkušebního vzorku

$S_0$	původní plocha průřezu zkušební vzorku
$S$	aktuální plocha průřezu zkušební vzorku
$F$	zatěžující síla
$\varepsilon_{en}$	inženýrské přetvoření
$\sigma_{en}$	inženýrské napětí
$\varepsilon_n$	přetvoření na mezi pevnosti
$\varepsilon_{tr}$	skutečné (logaritmické) přetvoření
$\varepsilon$	celkové přetvoření
$\bar{\varepsilon}$	redukované celkové přetvoření
$\varepsilon^e$	elastické přetvoření
$\varepsilon^p$	plastické přetvoření
$\sigma_{tr}$	skutečné napětí
$R$	poloměr křivosti krčku
$a$	poloměr nejmenšího aktuálního příčného průřezu
$a_0$	počáteční poloměr příčného průřezu
$MLR_\sigma$	korektor napjatosti dle Mironeho
$\eta^{av}$	střední hodnota triaxiality napětí
$\xi^{av}$	střední hodnota normalizovaného třetího invariantu dev. napětí
$f$	optimalizační funkce
$i$	počet experimentů zahrnutých do kalibrace
$\mathbf{Q}$	matice kalibračních konstant
$\bar{\varepsilon}^{ap}$	aktuální redukované plastické přetvoření
$\varepsilon_{1..3}^p$	hlavní plastické přetvoření $\varepsilon_1^p \geq \varepsilon_2^p \geq \varepsilon_3^p$
$dev.$	odchylka lomového přetvoření
$\bar{\varepsilon}_{pred.}^f$	predikované lomové přetvoření v experimentálních bodech
$es$	velikost hrany prvků
$R_v$	poloměr vrubu
$sv_{ex}$	„délka“ svaření povrchů jamky válečku z experimentu
$v_{ax}$	axiální zatěžovací rychlost
$\omega_{an}$	úhlová zatěžovací rychlost
$R_{NT}$	poměr $v_{ax}$ ku $\omega_{an}$

HMH	model plasticity Hencky, Huber, Mises
$f_{l_{av}}$	křivka napětí-přetvoření pro ocel 12 050
$\rho_M$	hustota oceli 12 050
$C_M$	měrná tepelná kapacita oceli 12 050
$f_f$	koefficient tření
$sv_{sim}$	délka svaření povrchů jamky válečku ze simulace
$\alpha_r$	úhel kuželové části průtlačnice
$d_0$	počáteční průměr příčného průřezu
$d_i$	aktuální průměr příčného průřezu
$a_{ex}, b_{ex}, c_{ex}, d_{ex}, e_{ex}, g_{ex}$	rozměry geometrie protlačků po šesté redukci z experimentu
$L_{B0}$	počáteční délka modelu protlačku
$A_{pr}$	bod na ose modelu protlačku
$x_{pr}, y_{pr}, z_{pr}$	osy souřadného systému modelu protlačování
$a_{sim}, b_{sim}, c_{sim}, d_{sim}, e_{sim}, g_{sim}$	rozměry geometrie protlačků po šesté redukci ze simulace
$x_{st}, y_{st}, z_{st}$	osy souřadného systému modelu stříhání

## DODATEK

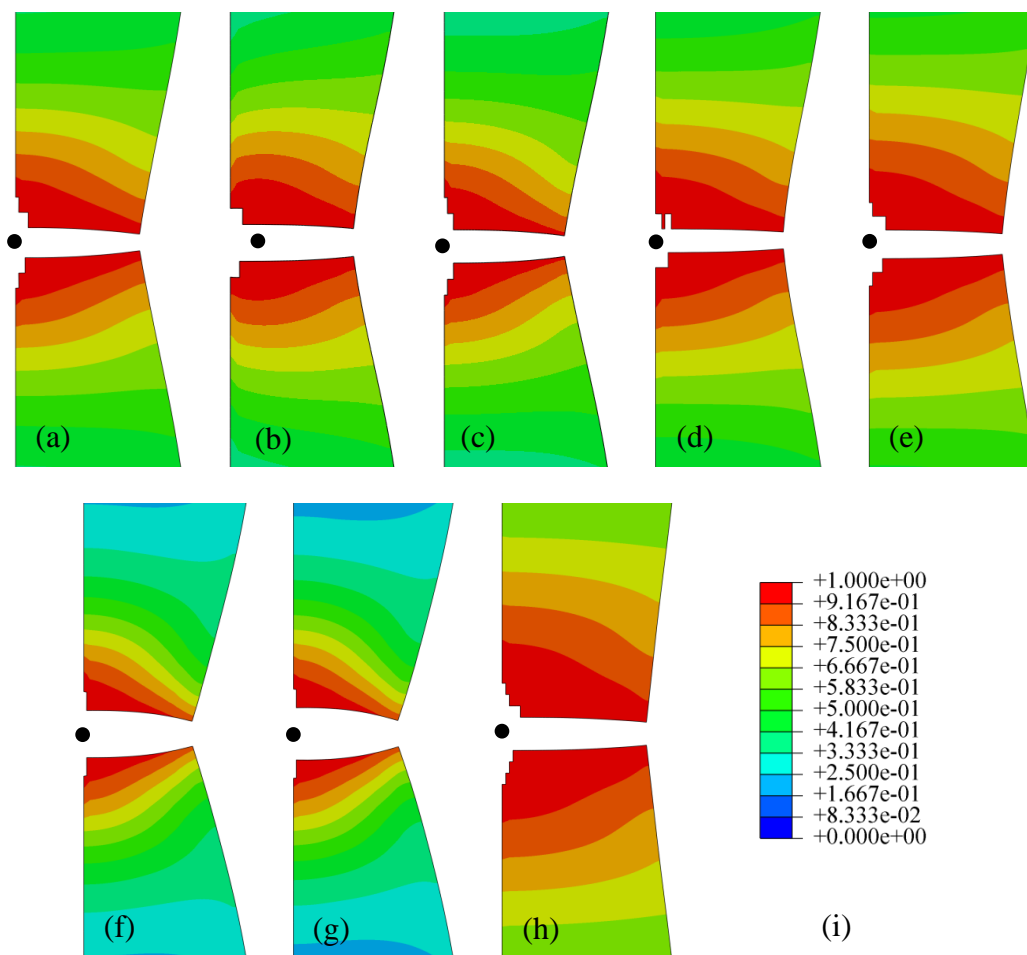
### SIMULACE VYBRANÝCH KALIBRAČNÍCH EXPERIMENTŮ POMOCÍ KRITÉRIÍ TVÁRNÉHO PORUŠOVÁNÍ

V tomto dodatku je provedena simulace vybraných kalibračních experimentů (viz kapitola 5) pomocí vybraných kritérií tvárného porušování, která byla kalibrována v kapitole 6.

#### D.1. Tahové zkoušky

Pro diskretizaci geometrie byly použity lineární čtyřstranné prvky CAX4R s jednobodovou integrací, které měly v oblasti měrné délky vzorku velikost  $es = 0,075$  mm. Konečnoprvková síť byla stejná jako v simulacích provedených pro kalibraci, s tím rozdílem, že byla využita pouze rotační symetrie (Obr. 6.1 a Obr. 6.3).

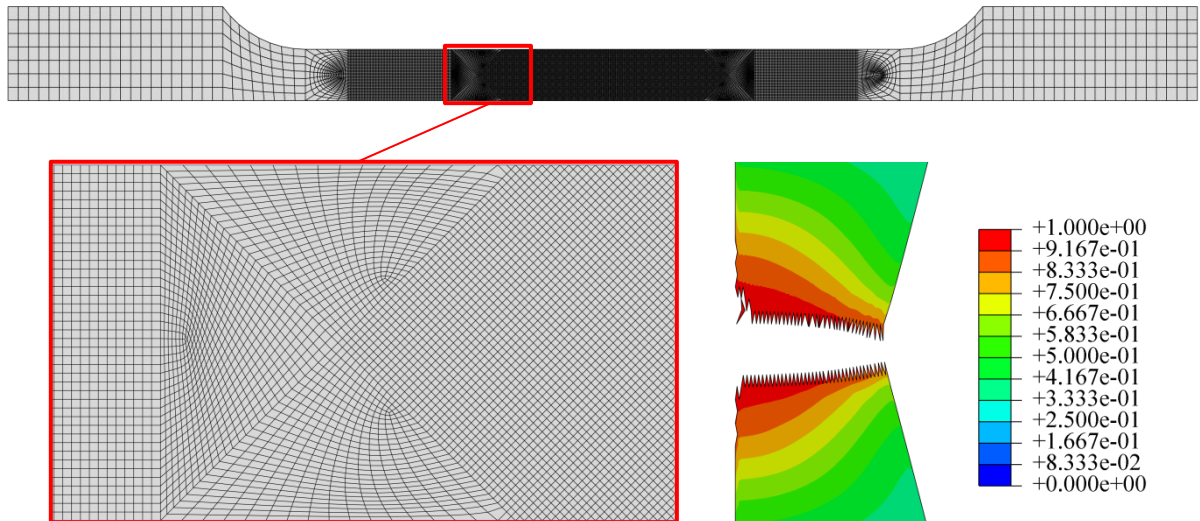
##### D.1.1. Hladký válcový vzorek



Obr. D.1: Parametr poškození (hladký válcový vzorek): (a) X-W, (b) X-W2, (c) B-W, (d) EM-C, (e) EM-C2, (f) KHPS, (g) KHPS2, (h) Lou, (i) legenda

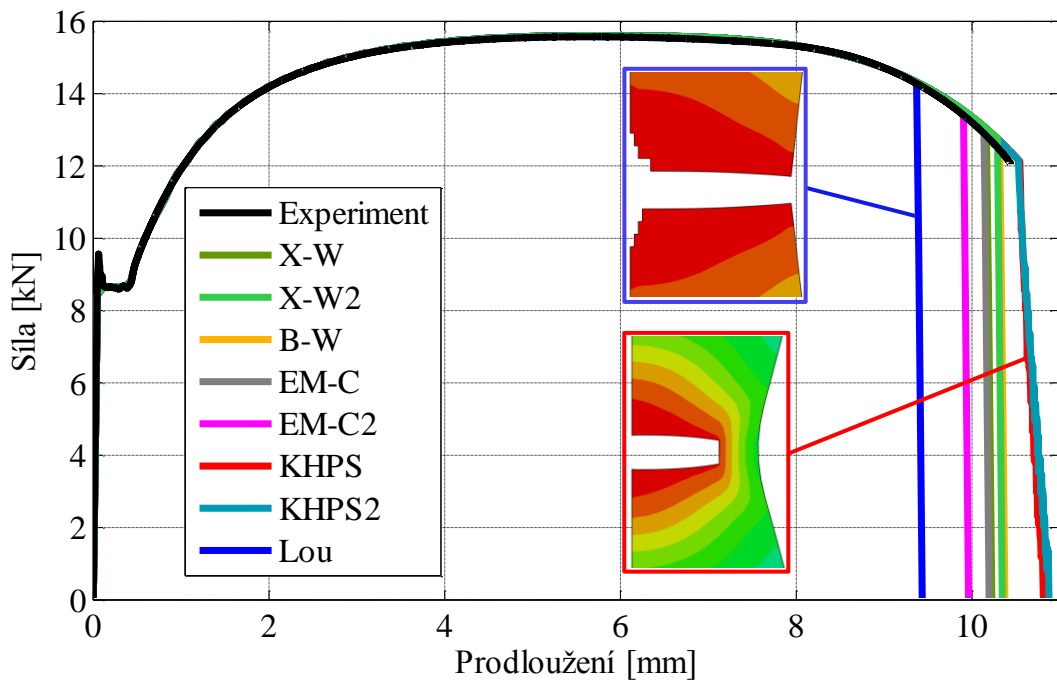
Na Obr. D.1 je zobrazen parametr poškození jednotlivých kritérií po rozdělení vzorku na dvě části. Poloha vzniku porušení je reprezentována černým bodem. Všechny kritéria vyjma X-W2

predikují vznik porušení na ose vzorku, což se shoduje s experimentem. Na druhou stranu ani jedno z kritérií nepredikuje šikmé dolomení smykovým mechanismem. Z tohoto důvodu byla provedena simulace pomocí kritéria KHPS s třikrát jemnější konečnoprvkovou sítí, kde opět k šikmému dolomení nedošlo. Dále byla provedena simulace s jinou konfigurací sítě, u níž se lom šířil pouze v radiálním směru (Obr. D.2). Z tohoto důvodu lze říci, že šikmé dolomení není výrazně závislé na diskretizaci.



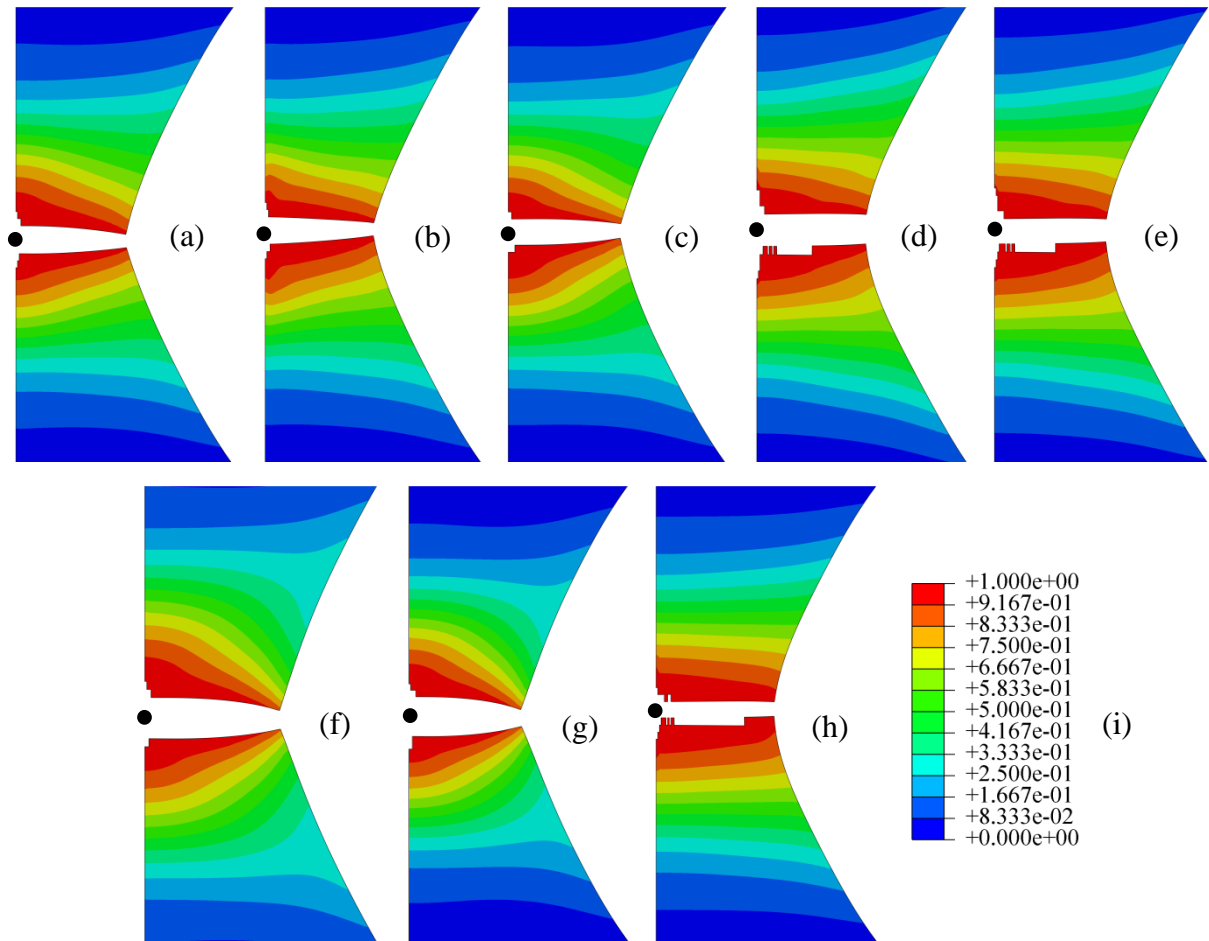
Obr. D.2: Konečnoprvková síť hladkého válcového vzorku (jiná konfigurace sítě) a parametr poškození kritéria KHPS po rozdělení vzorku na dvě části.

Silové odezvy obdržené ze simulací pomocí vybraných kritérií jsou uvedeny na obrázku D.3. U kritérií KHPS a KHPS2 dochází díky významné lokalizaci parametru poškození k pozvolnému dolomení ve srovnání s ostatními kritérii, kde dojde k rozšíření trhliny skrz celý vzorek velmi rychle.

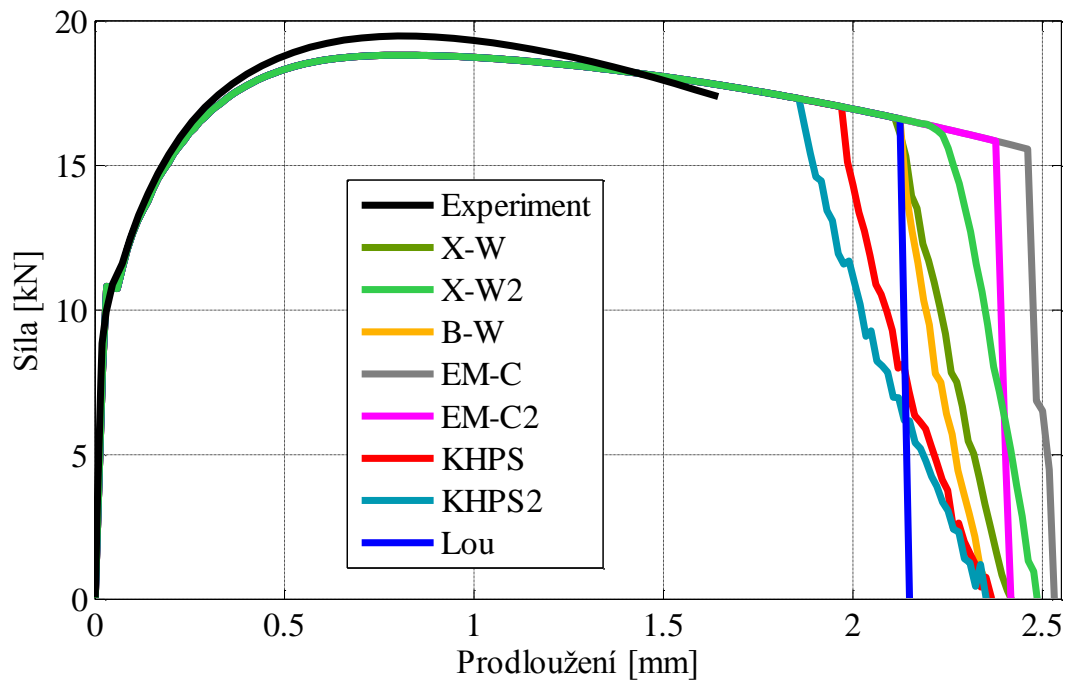


Obr. D.3: Silové odezvy hladkého válcového vzorku ze simulace a experimentu

D.1.2. Válcový vzorek s vrubem  $R_v = 5 \text{ mm}$



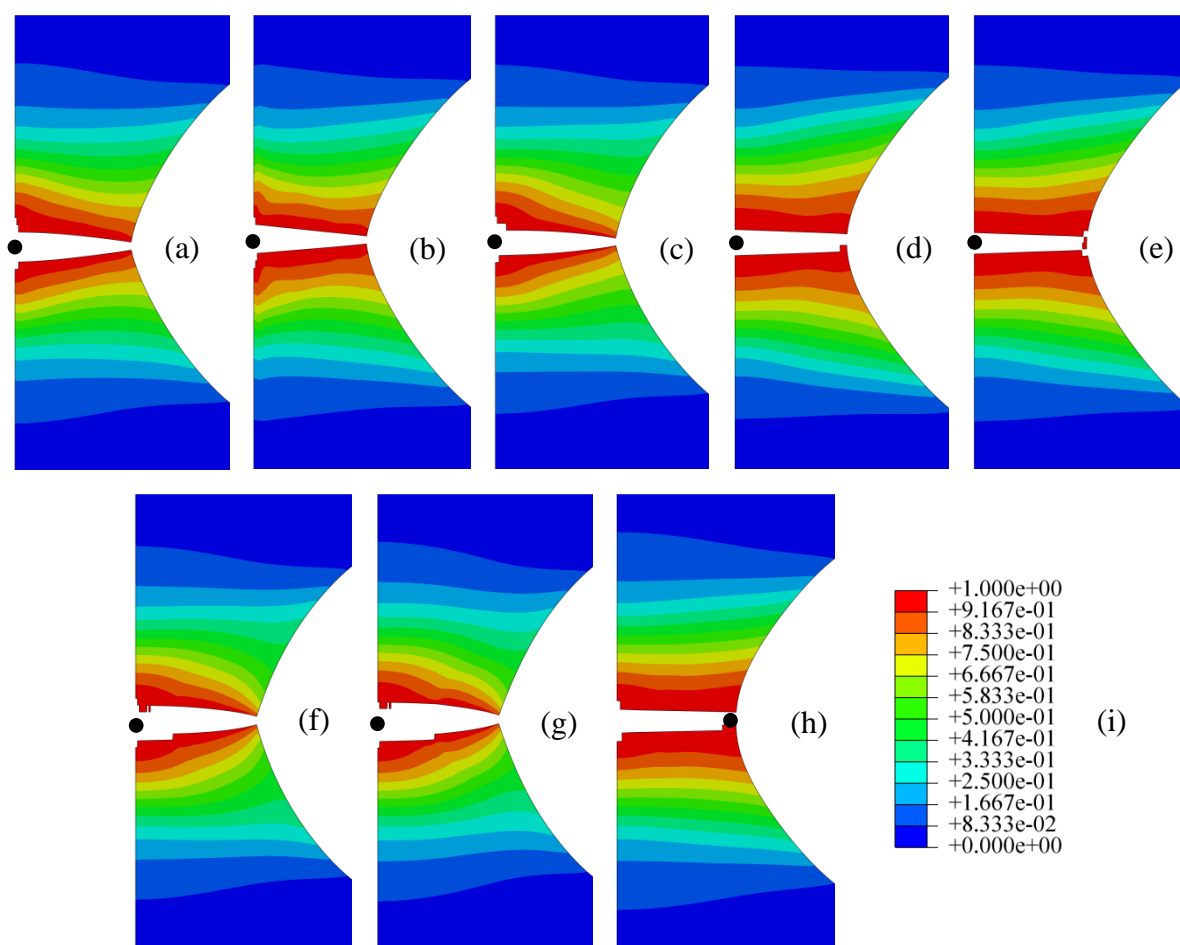
Obr. D.4: Parametr poškození (válcový vzorek s vrubem  $R_v = 5 \text{ mm}$ ): (a) X-W, (b) X-W2, (c) B-W, (d) EM-C, (e) EM-C2, (f) KHPS, (g) KHPS2, (h) Lou, (i) legenda



Obr. D.5: Silové odezvy válcového vzorku s vrubem  $R_v = 5 \text{ mm}$  ze simulace a experimentu

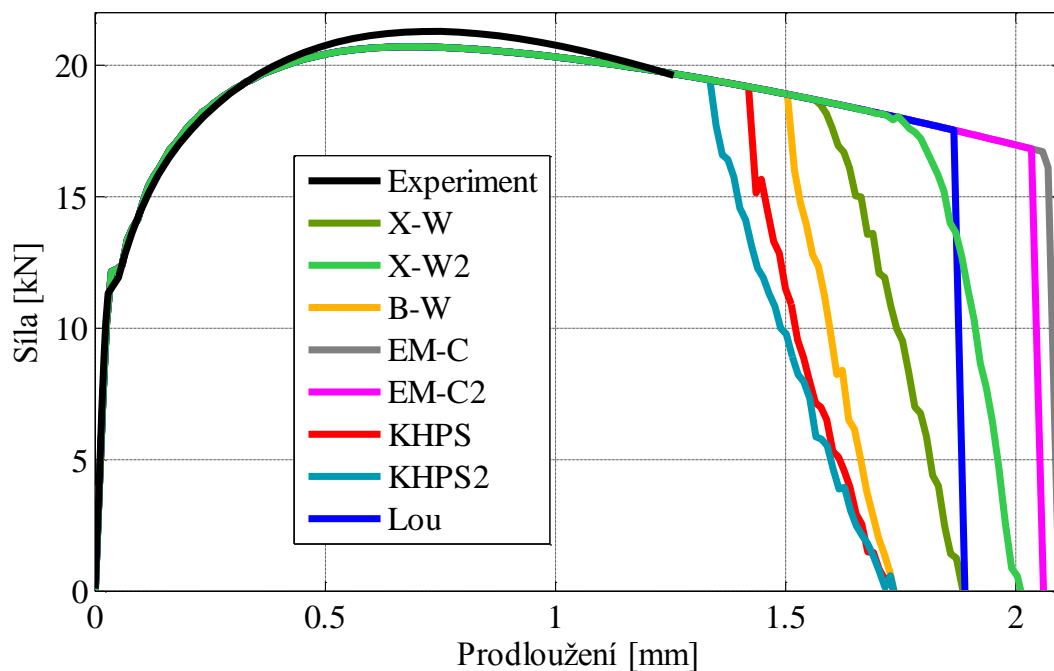
Na Obr. D.4 je zobrazen parametr poškození jednotlivých kritérií po rozdělení vzorku na dvě části. Poloha vzniku porušení je reprezentována černým bodem. Všechna kritéria predikují vznik porušení na ose vzorku, což se shoduje s experimentem. Schopnost predikovat šikmé dolomení neprokázalo ani jedno z vybraných kritérií. Při použití kritérií EM-C, EM-C2 a Lou se trhlina šíří skrz celý vzorek velmi rychle. U ostatních kritérií je šíření trhliny pozvolné, což je patrné z obrázku D.5, kde jsou porovnány silové odezvy obdržené ze simulace s odezvou získanou z experimentu. Vznik porušení predikovaný jednotlivými kritérii nastává výrazně později než při experimentu. Z tohoto hlediska nejlépe vystihuje realitu kritérium KHPS2.

### D.1.3. Válcový vzorek s vrubem o poloměru $R_v = 2,5 \text{ mm}$



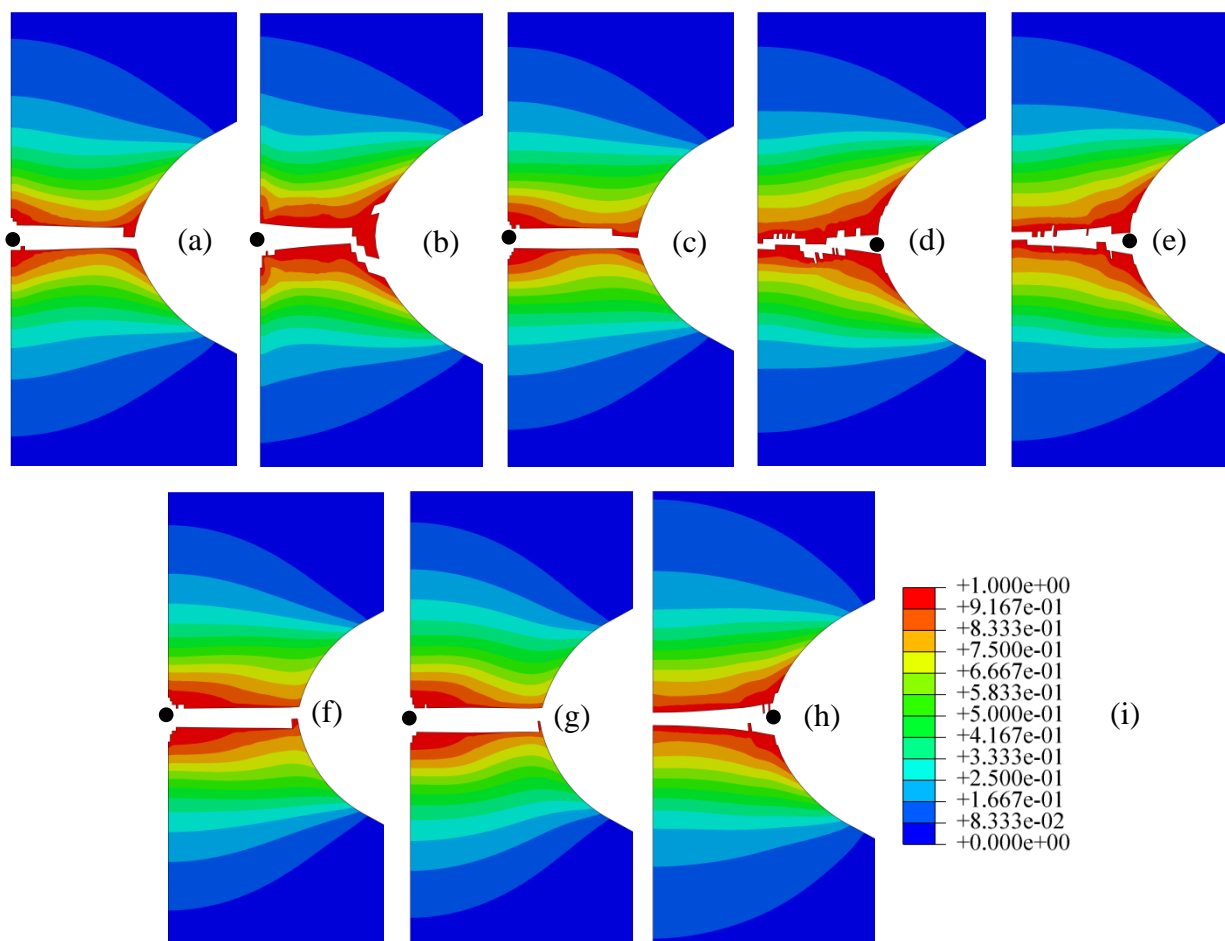
Obr. D.6: Parametr poškození (válcový vzorek s vrubem  $R_v = 2,5 \text{ mm}$ ): (a) X-W, (b) X-W2, (c) B-W, (d) EM-C, (e) EM-C2, (f) KHPS, (g) KHPS2, (h) Lou, (i) legenda

Poloha vzniku porušení je patrná z Obr. D.6, na kterém je zobrazen parametr poškození jednotlivých kritérií. Všechna kritéria vyjma Lou predikují vznik porušení na ose vzorku, což se shoduje s experimentem. Šikmé dolomení nenastalo ani u jednoho z vybraných kritérií. Rychlost šíření trhliny je podobná jako u vzorku s vrubem  $R_v = 2,5 \text{ mm}$ . Okamžik vzniku porušení nejlépe predikuje kritérium KHPS2 (Obr. D.7).

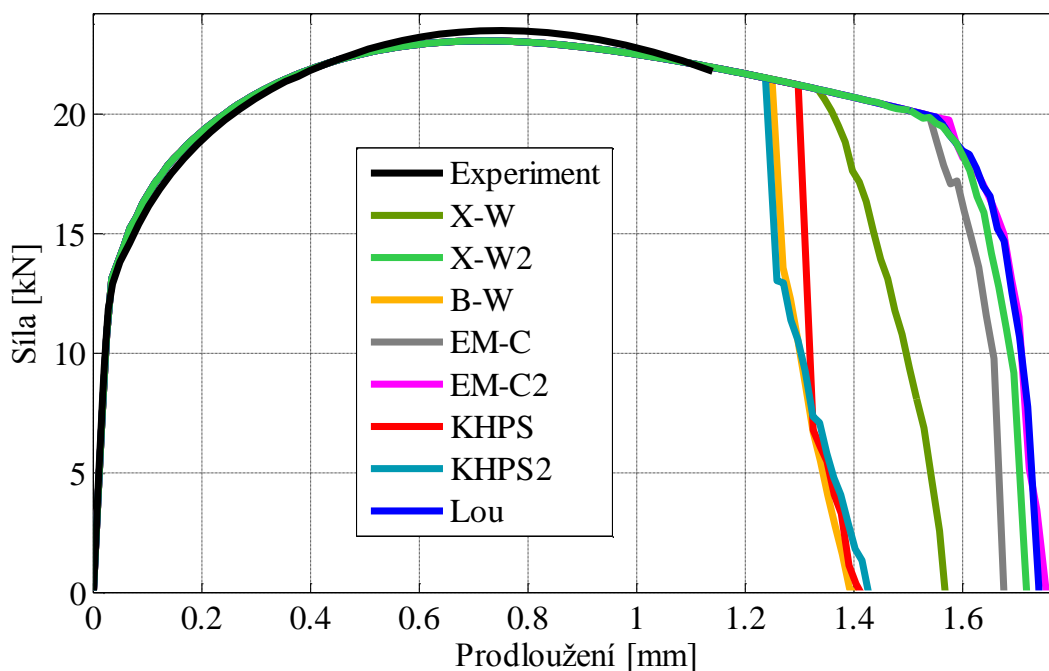


Obr. D.7: Silové odezvy válcového vzorku s vrubem  $R_v = 2,5$  mm ze simulace a experimentu

#### D.1.4. Válcový vzorek s vrubem o poloměru $R_v = 1,2$ mm



Obr. D.8: Parametr poškození (válcový vzorek s vrubem  $R_v = 1,2$  mm): (a) X-W, (b) X-W2, (c) B-W, (d) EM-C, (e) EM-C2, (f) KHPS, (g) KHPS2, (h) Lou, (i) legenda



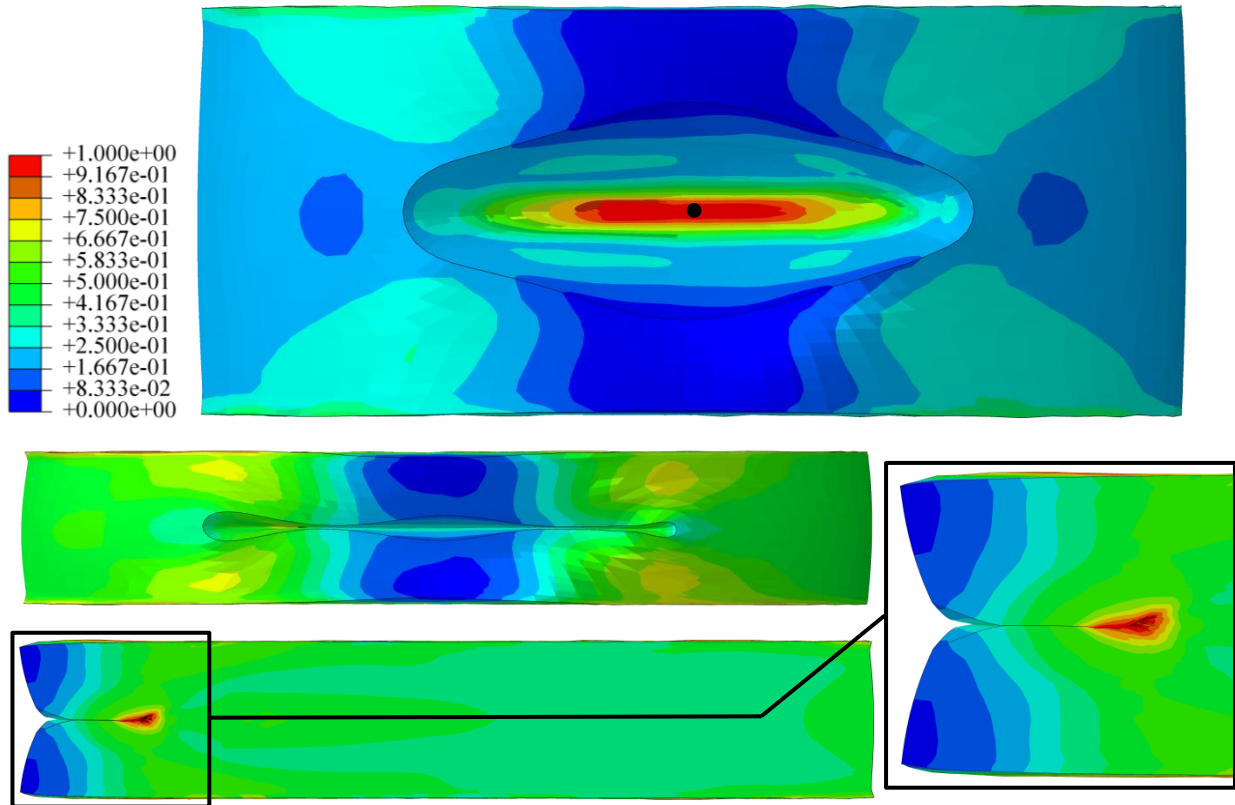
Obr. D.9: Silové odezvy válcového vzorku s vrubem  $R_v = 1,2$  mm ze simulace a experimentu

Na Obr. D.8 je zobrazen parametr poškození jednotlivých kritérií po rozdělení vzorku na dvě části. Kritérium EM-C, EM-C2 a Lou predikují vznik porušení v kořeni vrubu, ostatní kritéria na ose vzorku. Při experimentu nastal vznik porušení na ose vzorku, což dokazuje miskový lom. V simulaci pomocí kritéria EM-C2 došlo k šikmému dolomení vzorku, u ostatních kritérií se trhlinka šířila pouze radiálním směrem. Rychlost šíření trhlinky od jejího vzniku skrz celý vzorek je u všech kritérií podobná. Je však rychlejší ve srovnání s rychlostí šíření trhlinky predikovanou kritérii KHPS a KHPS2 u vzorku s vrubem  $R_v = 5$  mm a  $R_v = 2,5$  mm. Okamžik vzniku porušení nejlépe predikují kritéria KHPS2 a B-W (Obr. D.9).

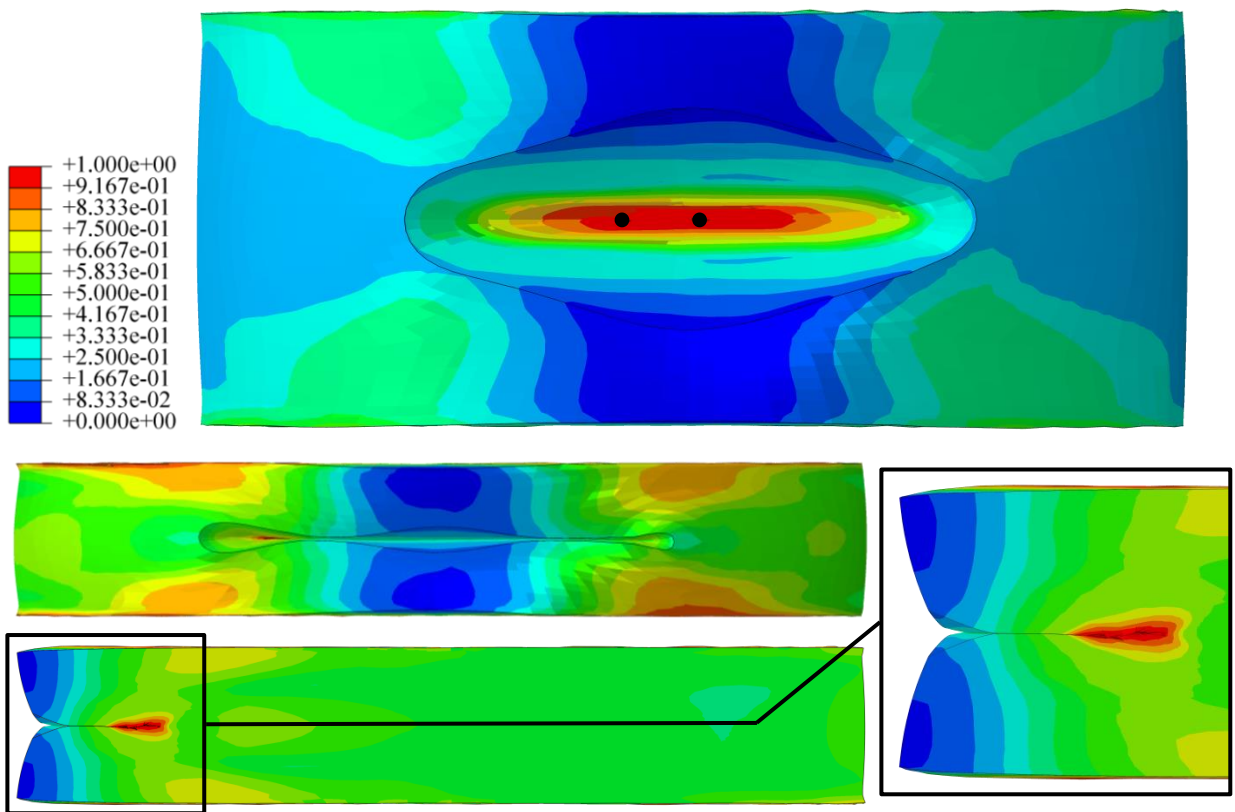
## D.2. Pěchovací zkoušky se speciálním typem vzorku

Váleček byl diskretizován pomocí lineárních šestistěnných prvků s jednobodovou integrací C3D8R. Jejich globální velikost byla  $es = 0,5$  mm a v oblasti okolo vzniku porušení  $es = 0,075$  mm. Konečnoprvková síť byla stejná jako v simulacích provedených pro kalibraci, s tím rozdílem, že nebyla využita žádná symetrie (Obr. 6.6).

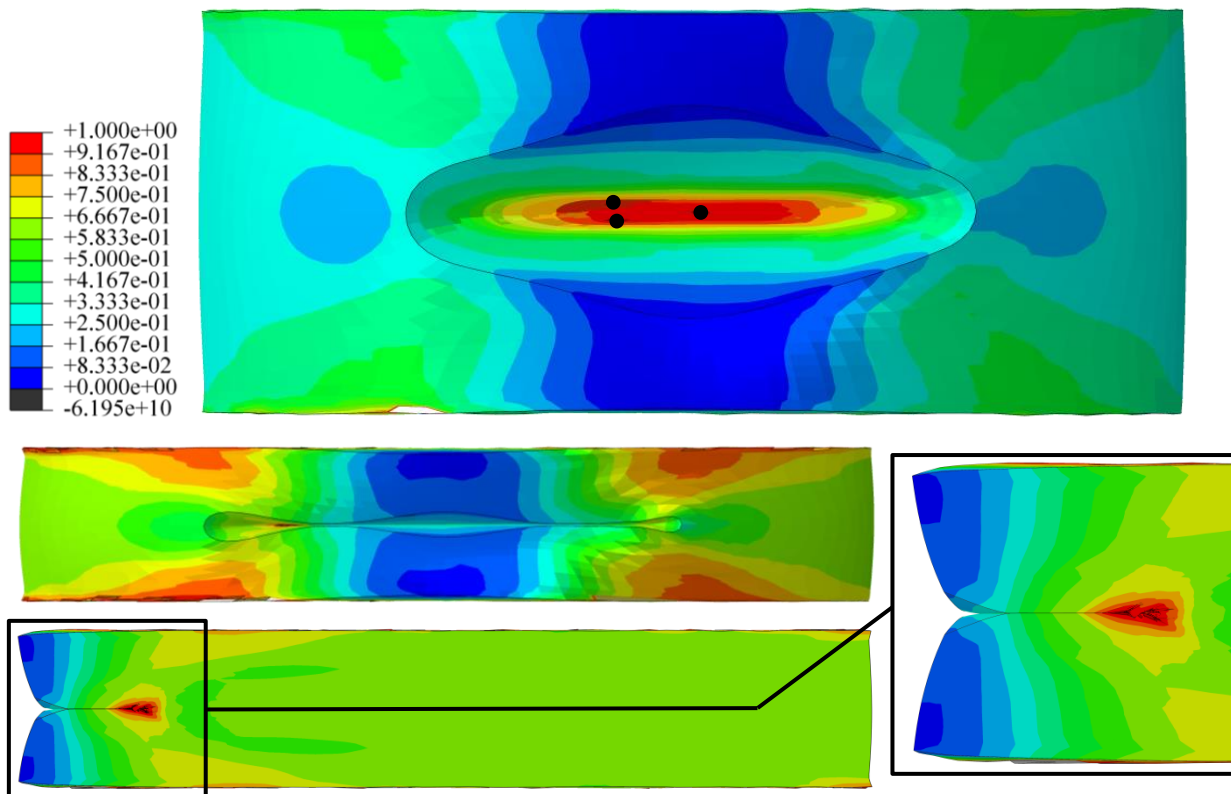
Na obrázcích D.10 až D.17 je zobrazen parametr poškození jednotlivých kritérií při vzniku porušení a při stlačení, které odpovídá vzorku č.3. Všechna kritéria vyjma EM-C a EM-C2 predikují vznik porušení, jeho šíření v průběhu zatěžování a následné zastavení díky „svažení“ povrchů jamky. Při použití kritéria X-W se vznik porušení nachází uprostřed jamky, v průřezu povrchu jamky s rovinami symetrie vzorku (což je v souladu s experimentem). U kritérií X-W2, B-W, KHPS a KHPS2 dochází k vzniku porušení současně na dvou či více místech. Jedno je stejné jako u kritéria X-W a ostatní se nachází přibližně 1 mm vlevo od středu jamky. Při použití kritéria Lou dochází ke vzniku porušení pouze v tomto místě. Může to být způsobeno diskretizací, jelikož se v tomto místě nachází nejmenší prvky sítě celého modelu vzorku. Místa vzniku porušení jsou na Obr. D.10 až D.17 vyznačena černým bodem. Kritéria EM-C a EM-C2 nepredikují žádné porušení v celém průběhu zatěžování. Porušování simulované pomocí jednotlivých kritérií nemá na silové odezvy žádný vliv, což je patrné z obrázku D.18.



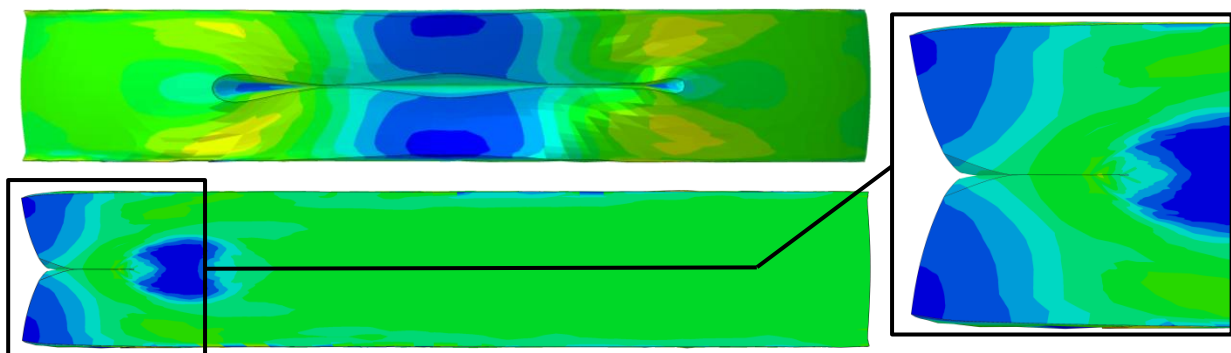
Obr. D.10: Parametr poškození kritéria X-W: (nahore) vznik porušení, (dole) stlačení odpovídající vzorku č. 3



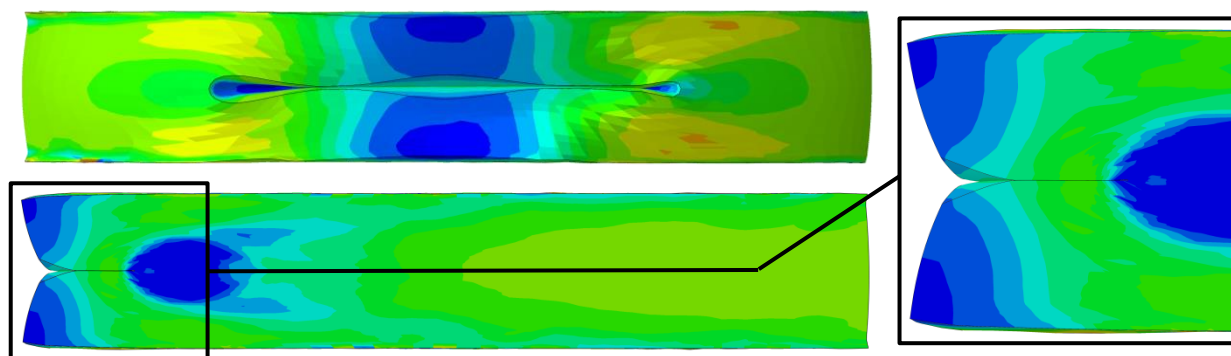
Obr. D.11: Parametr poškození kritéria X-W2: (nahore) vznik porušení, (dole) stlačení odpovídající vzorku č. 3



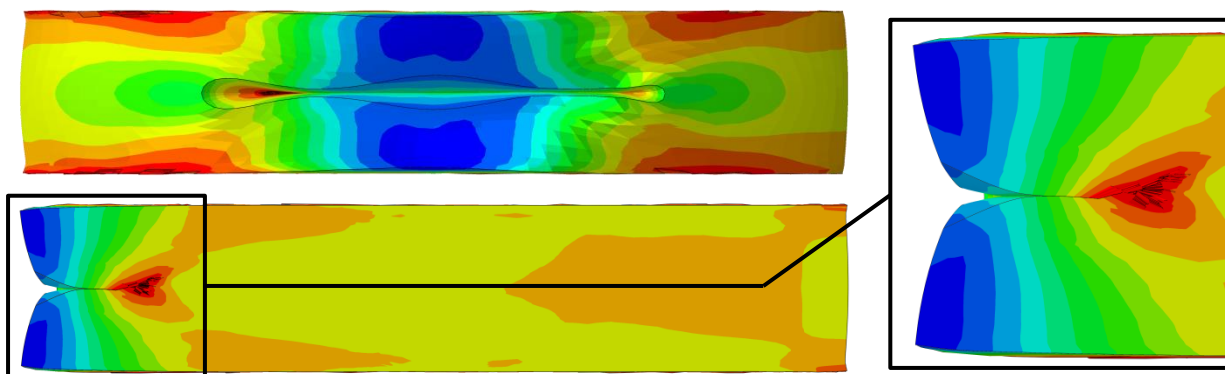
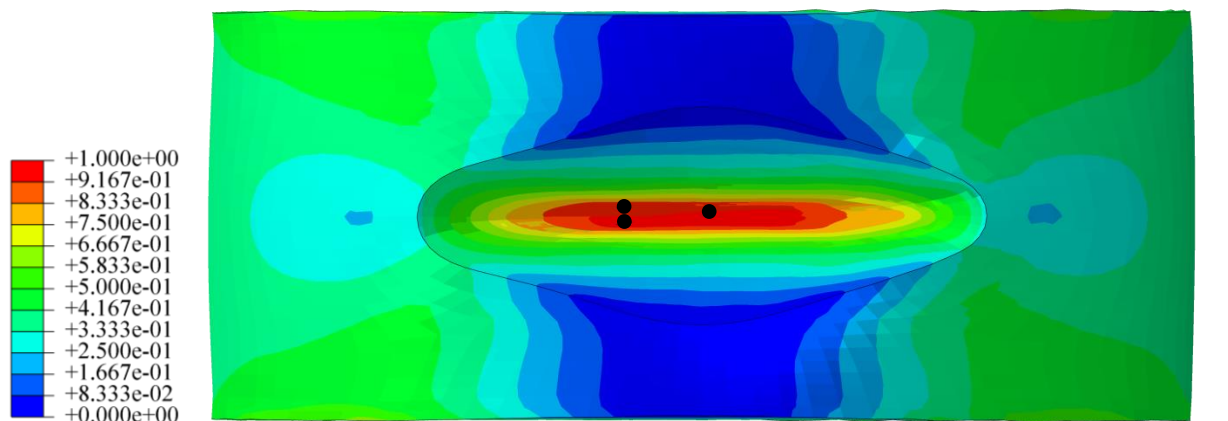
Obr. D.12: Parametr poškození kritéria B-W: (nahore) vznik porušení, (dole) stlačení odpovídající vzorku č. 3



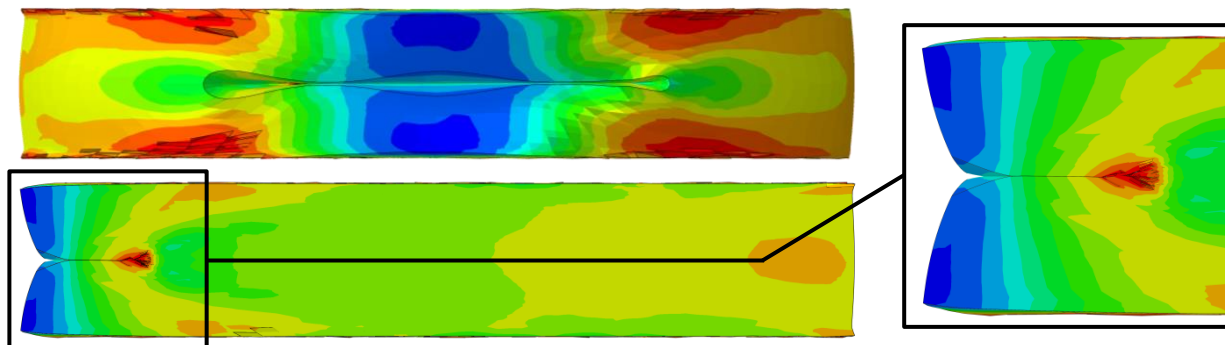
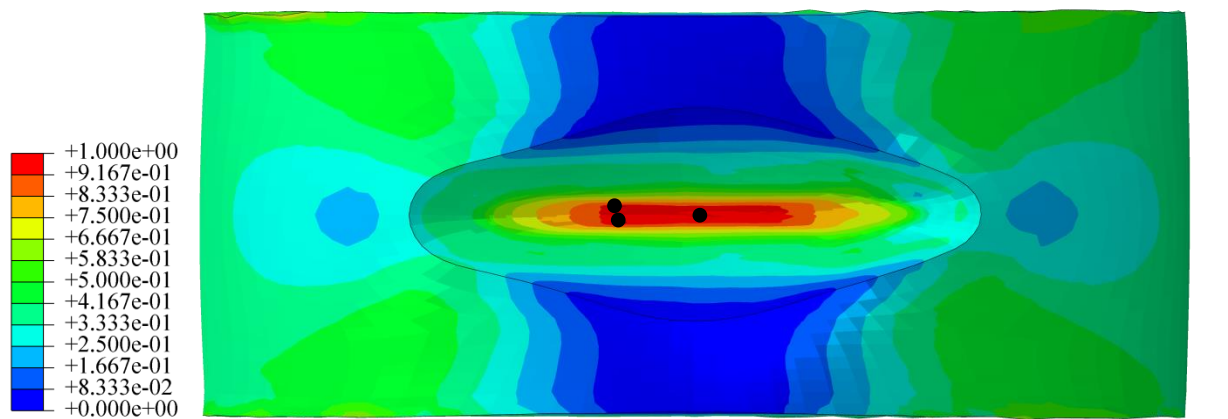
Obr. D.13: Parametr poškození kritéria EM-C při stlačení odpovídající vzorku č. 3 (legenda je stejná jako v Obr. D.10)



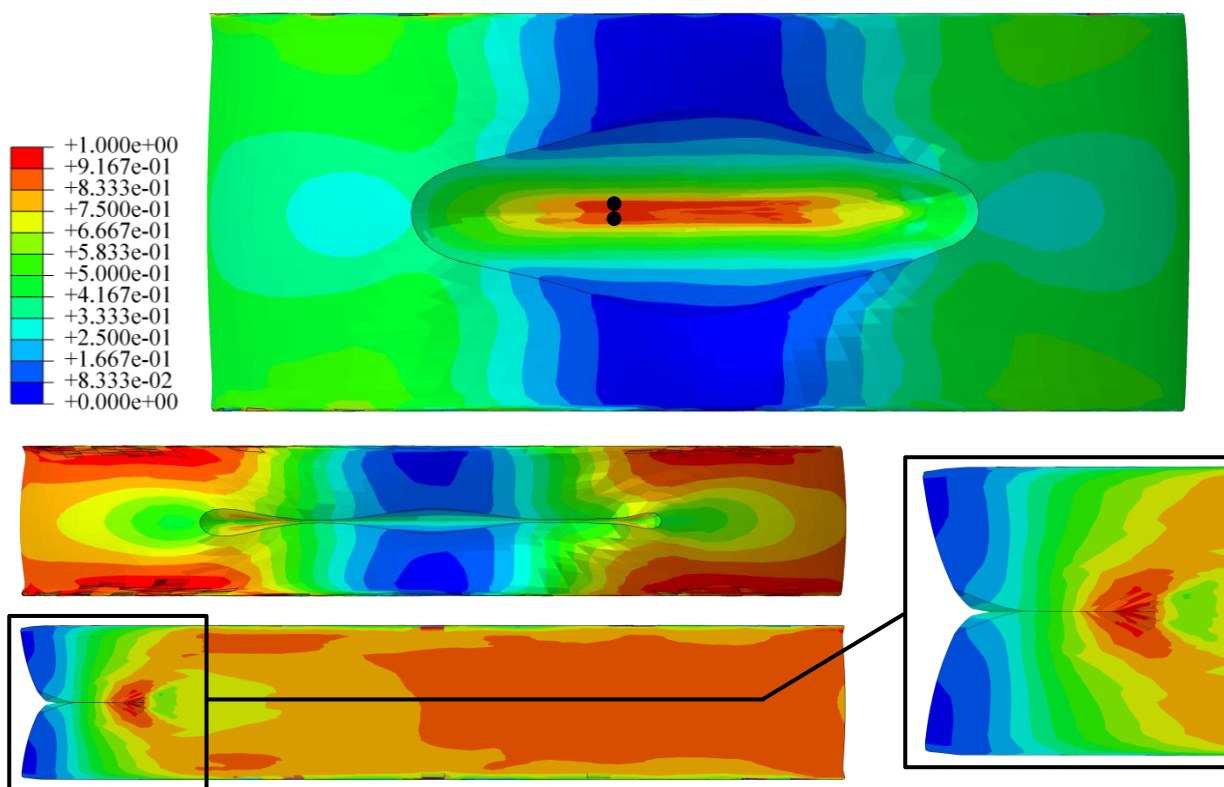
Obr. D.14: Parametr poškození kritéria EM-C2 při stlačení odpovídající vzorku č. 3 (legenda je stejná jako v Obr. D.10)



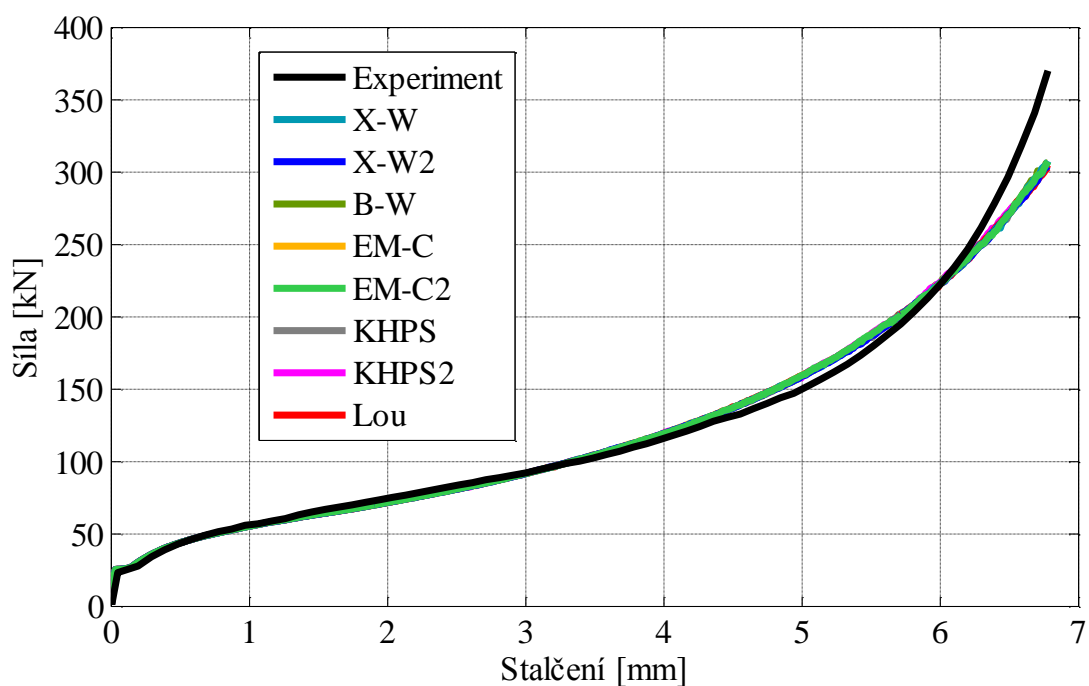
Obr. D.15: Parametr poškození kritéria KHPS: (nahore) vznik porušení, (dole) stlačení odpovídající vzorku č. 3



Obr. D.16: Parametr poškození kritéria KHPS2: (nahore) vznik porušení, (dole) stlačení odpovídající vzorku č. 3



Obr. D.17: Parametr poškození kritéria Lou: (nahore) vznik porušení, (dole) stlačení odpovídající vzorku č. 3

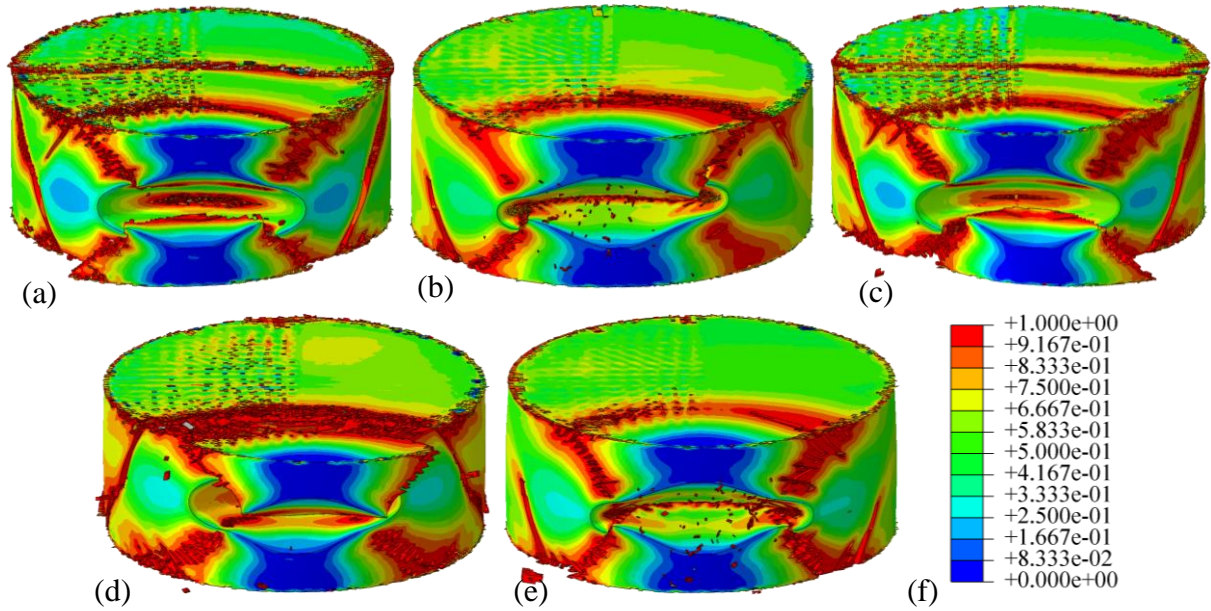


Obr. D.18: Silové odezvy válečku opatřeného jamkou ze simulace a experimentu

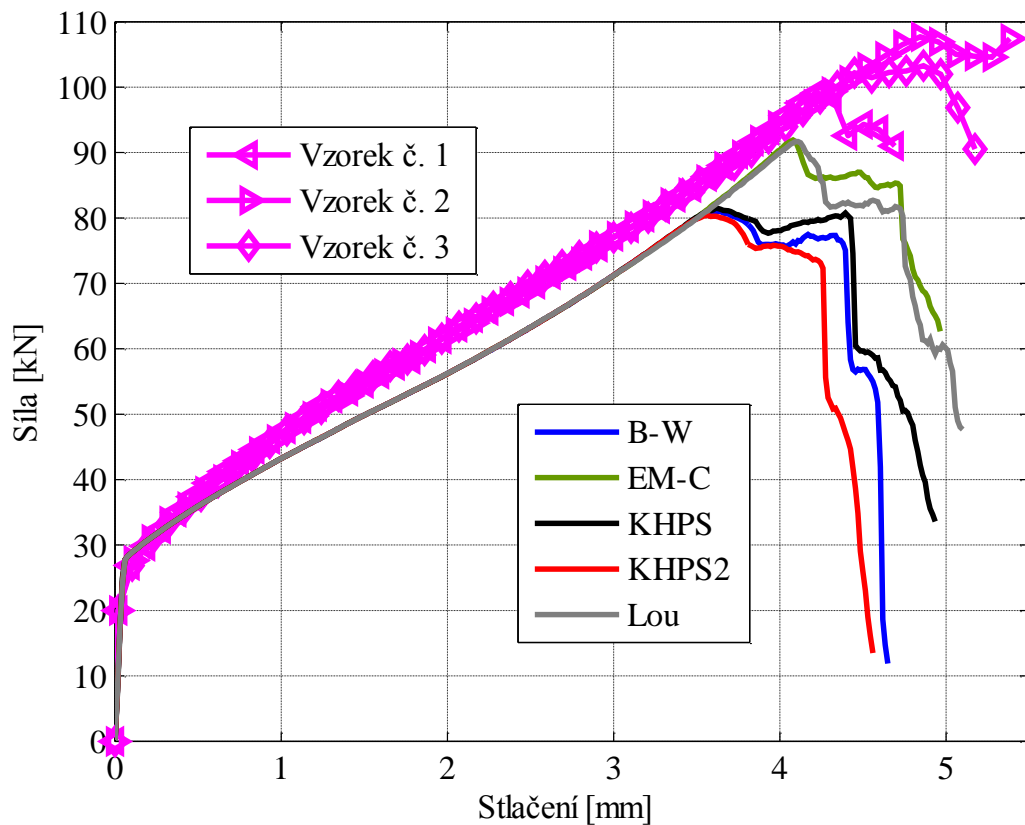
**Poznámka:** Pěchovací zkoušky se speciálním typem vzorku byly provedeny i pro hliníkovou slitinu 2024-T351 (Obr. D.19). Spolu s tímto testem byly do kalibrace vybraných kritérií zahrnuty testy uvedené v Tab. 4.1. Vznik porušení a jeho následný růst predikovaný vybranými kritérii se velmi dobře shoduje s experimentem (Obr. D.20). Porovnání silových odezvy obdržných ze simulace s odezvami získanými z experimentu můžeme vidět na Obr. D.21.



Obr. D.19: Zdeformované válečky opatřené jamkou (2024-T351): (zleva) vzorek č.1 až č.6



Obr. D.20: Parametr poškození (váleček s jamkou, 2024-T351): (a) B-W, (b) EM-C, (c) KHPS, (d) KHPS2, (e) Lou, (f) legenda



Obr. D.21: Silové odezvy válečku opatřeného jamkou ze simulace a experimentu (2024-T351)