

MICROMECHANICAL MODELS OF DUCTILE FRACTURE

Jaroslava Zemánková,* Jan Korouš*

Summary: In the paper, the problems of crack instability prediction are discussed in connection with the conventional fracture mechanics theories. The own thermodynamical criterion is mentioned. As this criterion needs energy dissipation rate calculations, the proper constitutive relations for dilatational plasticity are seeking for. Void-models are described, their advantages for mentioned purpose are noted.

Key words: Ductile fracture, GTN model, FEM.

1 Úvod

Při porušení tvárných kovových materiálů zní velmi často závěr fraktografické analýzy jednotně: tvárný důlkový lom. Ony důlky jsou stopy po mechanismu disipace energie před lomovou nestabilitou, který již znamená poškozování materiálu. Míra poškozování je kvantifikovatelná. Uskutečňuje se iniciací, růstem a sléváním dutin, které při určitém stavu napjatosti iniciují například na velkých inkluzích či částicích sekundární fáze materiálu jejich rozlomením či dekohezí. Tečení materiálu podmíněné tímto mechanismem je popisováno konstitutivními vztahy, založenými na mikromechanické analýze evoluce vzniklé dutiny za předpokladu plastického tečení obklopujícího materiálu (matrice). Tento typ plastizace má určité zvláštnosti, které determinují užití příslušných konstitutivních relací. Především je to skutečnost, že jakmile jednou dutina vznikne, její růst je podmíněn nejen plastickým tečením okolní matrice, ale také hydrostatickou napjatostí. Proto se tečení podmíněné tímto mechanismem nazývá dilatační plasticita. Její modely nesou názvy svých autorů, například Gursona, Tvergaarda, Needlemana (GTN) [1]. Nejznámější prvotní funkce tečení má tvar [2] :

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

kde f je objemový podíl dutin, q_1 , q_2 jsou konstanty zavedené Tvergaardem, σ_m je střední normálové napětí, q konvenční von Misesovo ekvivalentní napětí a $\bar{\sigma}$ je mez kluzu matrice materiálu.

Tzv. „void“-modely jsou dnes široce užívány v technické praxi, neboť důsledkem dutinovým mechanismem narůstajícího poškození, jehož mírou je f , může být boulení, nestabilita a růst existujících defektů či trhlin, tedy plastická nestabilita, lom a jeho šíření.

Iniciace dutin na vnitřních „nečistotách“ materiálu se může odehrávat podle různých nukleárních modelů:

1. klastrového, kdy přednostně na velkých inkluzích vznikají shluky dutin, jejichž další růst je rozhodujícím příspěvkem k homogenní dilatační plasticitě;
2. spojitého, kdy iniciace dutin je kontinuální proces úměrně řízený narůstající deformací;

*Ing. Jaroslava Zemánková, CSc., Ing. Jan Korouš, Ústav teoretické a aplikované mechaniky AV ČR, Prosecká 76, 190 00 Praha 9; tel. +420 2 8688 2121, e-mail: zemankova@itam.cas.cz, korous@itam.cas.cz

3. statistického, kdy se očekává, že většina dutin bude nukleována v Gaussovském rozložení kolem kritické hodnoty.

Potvrzuje se, že nukleace dutin je proces výrazně determinovaný vnitřní konstitucí materiálu, proto počáteční objemový podíl dutin f_0 lze racionálně chápat jako vnitřní charakteristiku materiálu. Jak účinkem pole napětí a deformace dutiny rostou, rozšiřuje se oblast plastického tečení konstrukcí či tělesem homogenně; v určitém okamžiku se pak dutiny mohou vzájemně propojovat, a homogenní deformace přechází do lokalizovaného módu tečení. Ten je velmi rychlou závěrečnou etapou poškození materiálu s velkou objemovou expanzí, projevující se jeho „změkčováním“ při tvorbě krčku a náhlou ztrátou nosné kapacity materiálu. Spojování materiálových mřístů mezi dutinami je předzvěstí lomové nestability. Lokalizovaný mód tečení je původními dutinovými modely popisován nepřesně, jak ukazuje srovnání s experimenty. Do modelu musí být pro tuto fázi zavedeny mnohé „materiálové a kritické“ parametry, zejména kritická hodnota objemového podílu dutin při koalescenci f_c , takže počet konstant v modelu může narůst až k sedmi. To způsobuje značné potíže při identifikaci konstitutivních vztahů pro konkrétní materiál.

Odstranění tohoto problému a vnitřní konzistenci mezi počátečním stavem při nukleaci dutin a jejich podílem při koalescenci nabízí spojení Thomasonova [3] modelu limitního plastického zatížení (LPZ) a Gursonova modelu. Tato varianta v provedení Z.L.Zhanga [2] se nazývá úplným Gursonovým modelem (ÚGM). Zdá se být v daném stadiu vývoje těchto modelů nejzajímavější. Thomasonův model je vystaven na experimentálním pozorování a vychází z předpokladu, že při zaškrcování matrice mezi dutinami všechny deformace probíhají jednosměrně a k propojení sousedních dutin dojde při takové velikosti maximálního hlavního napětí, která představuje při dané geometrii dutiny a jejího okolí mezní deformační kapacitu zbytkové matrice .

Výše velmi stručně popisované modely jsou vystavěny za celé řady zjednodušujících předpokladů, týkajících se chování matrice materiálu (zpevňující versus nezpevňující), geometrie a rozložení dutin při různých variantách nuklečních mechanismů. Byl publikován značný objem prací na toto téma, včetně těch, které mají zmiňované modely verifikovat (většinou numerickým modelováním). I tak lze tento směr považovat za novou, perspektivní a stále se vyvíjející větev mechaniky poškozování a lomu.

Specifikace konstitutivních rovnic homogenního i lokalizovaného dilatačního tečení se provádí kombinací experimentálních a numerických postupů. Ty poslední sebou přinášejí další problémy, protože výsledky numerických analýz jsou značně citlivé na parametry sítě. V podstatě jde vždy o hledání co nejpřesnějšího fitu experimentálního průběhu nelineární deformace a zaškrcování při tahových jednoosých zkouškách teoretickým modelem. Pro experiment však musíme vybrat taková tělesa, jejichž geometrie, rychlost zatěžování, deformační stísnění apod., umožní, aby byly v materiálu „nastartovány“ mechanismy (všechny tři) evoluce dutin, aby neprocházela bifurkačními body, které by upřednostnily jiné módy porušení (cup-cone, usmyknutí), musíme znát materiálové charakteristiky neporušeného materiálu (matrice), atd.

2 Užití dutinových modelů k lomovým predikcím

Motto: „Dnes se všeobecně chápe, že konvenční lomová mechanika funguje pouze v některých omezených případech“ . Z.L. Zhang [2].

Toto tvrzení bohužel není u nás zdaleka „všeobecně“ akceptováno. Naopak, existuje spíše všeobecně rozšířené přesvědčení, o němž se málokdo přesvědčil, že jsou-li aplikována kritéria lineární lomové mechaniky v oblasti nelineárního poškození, musíme být vždy na bezpečné straně predikcí. Naše testy přinesly důkazy, že je to velmi nebezpečný omyl [4], při kterém pro určité případy může chyba v predikci kritického zatížení činit až 100% ve smyslu nadhodnocení ve srovnání s realitou. Důležitou roli v tom hraje stísnění deformace v analyzovaném tělese, tedy vliv geometrie a velikosti. Ví se, že tyto veličiny ovlivňují nelineární doprovodné jevy u kořene

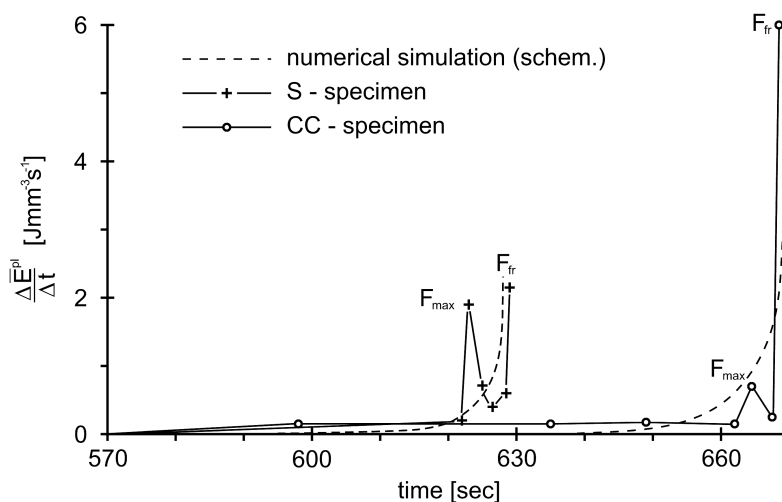
iniciačních defektů (velikost plastické zóny, otevření v kořeni trhliny, atd.), jak jejich účinky kvantifikovatelně zahrnout do fyzikálně zdůvodnitelné koncepce lomu, se už ovšem neví. Náš návrh termodynamické koncepce lomu staví na přesvědčení, opírajícím se o princip maximální rychlosti disipace energie, že pro evoluci systému s trhlinou není důležitá jen „rychlost“ uvolňování potenciální energie, ale i rychlost spotřeby energie dostupnými disipativními mechanismy. Toto pojetí vylučuje obecné vnímání spotřebovávané energie (lomové houževnatosti) v okamžiku nestability defektu jako materiálového parametru a pracuje i s bilancí její rychlosti [5]. K této interpretaci dějů poškozování a lomu nás vedly nejen dlouholeté zkušenosti, ale i zmíněný experiment, kdy díky speciální experimentální technice [6] bylo možné „zviditelnit“ časový průběh nelineárních deformací na povrchu těles s různým stísněním u kořene iniciačních trhlin.

Výsledky ukázaly, že:

1. rozsah plastických deformací je skutečně řízen geometrií tělesa (constraint factorem), tj. pro tělesa s velkým stísněním deformace lze počítat se stavem SSY před lomem, ovšem pro tělesa s malým stísněním už před lomem nastává situace neobsaženého tečení;
2. rozvoj nelineární deformace není v žádném případě proporcionální a monotonní, což je podmínkou platnosti veličin dvouparametrové lomové mechaniky, nýbrž že se odehrává diskontinuálně, v jakýchsi „vlnách“, kdy je fáze rovnoměrného rozvoje plastické zóny vystřídána skokovým nárůstem tečení znovu u kořene trhlin.

Až po prostudování vlastností a chování dutinových modelů a po identifikaci důlkového lomu na lomových površích těles jsme si uvědomili, že jsme vlastně snímali a popsali kinetiku homogenní a lokalizované etapy tečení mechanismem tvorby dutin. Selhání numerické simulace při užití konvenčních algoritmů plasticity v rámci MKP ve srovnání s výpočty na bázi experimentálních výsledků nám napovědělo, že pracujeme s neadekvátními nástroji.

Přesvědčili jsme se totiž [7, 8], že aplikujeme-li v případě důlkového tvárného lomu, například pro potřeby simulace rychlosti disipace energie (obr. 1.), konvenční numerické postupy s von Misesovým kriteriem, získané výsledky jsou neuspokojivé. A to zřejmě právě z toho důvodu, že ve von Misesově přiblížení nejsou zohledněny příspěvky od hydrostatické napjatosti a mechanismů, jí podmíněných, jako jsou iniciace, růst a koalescence dutin.



Obrázek 1: Rychlost disipované energie pro různé typy vzorků získané z experimentu a numerické simulace

Jinými slovy, tyto zkušenosti v oblasti lomové mechaniky nás dovedly přes kritiku nespolehlivosti stávajících lomových teorií, návrh vlastního lomového kriteriá a jeho verifikační experiment

k potřebě práce s jinými konstitutivními vztahy. Určil je identifikovaný mechanismus disipace energie plastickou prací - evoluce dutin v poškozovaném materiálu. V čem lze spatřovat obecně přednosti těchto „void“- modelů pro lomové problémy:

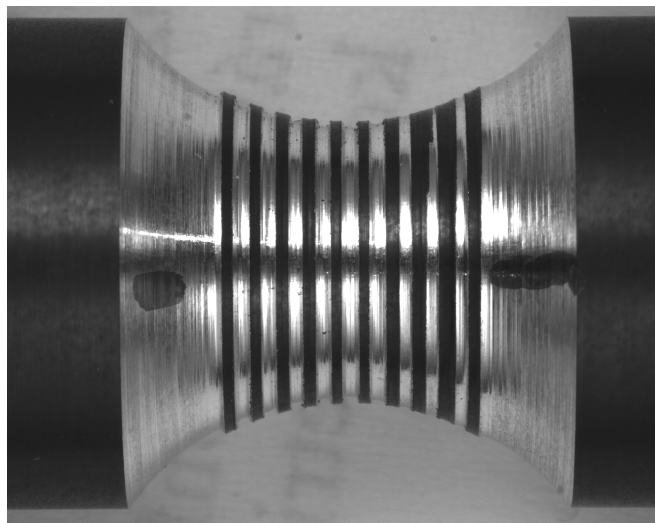
- rozlišují různé „typy“ plastizace dle mechanismu, který ji podmiňuje;
- zahrnují skrze funkce hydrostatických a ekvivalentních von Misesových složek napětí iminentně vliv stísnění deformace na čele napěťových koncentrátorů, tedy vliv geometrie a velikosti konstrukce;
- popisují bez velkých problémů i etapu změkčování;
- model je svým formalismem viskoplastický, umožňuje počítat rychlost plastické deformace a tedy i energetické disipační příkony;
- umožňuje určitou kvantifikaci stupně poškození;
- je schopen zachytit a popsat odlišnou kinetiku jednotlivých etap evoluce dutin, což bylo verifikováno naším experimentem včetně signálů potenciometrické metody a výstupů snímačů AE.

Je třeba poznamenat, že ve světě jsou odborníky do těchto modelů vkládány jiné „lomově-mechanické“ naděje, totiž přesnější určení J_R křivek tvárných materiálů (a tím i stabilitní analýzy), zahrnujících efekty stísnění deformace, zejména pro jejich náběhovou část [9]. Je známo, že odporové křivky stanovované klasickými metodami lomové mechaniky byly v tomto směru nespolehlivé. Perspektivní se zdá být využití i pro analýzu creepového porušování.

V EU již dnes probíhají přípravy na některé normalizované postupy při využívání dutinových modelů pro lomové predikce.

3 Specifikace modelu pro dural

Veškeré výše zmíněné lomové analýzy, teoretické i experimentální, pracovaly se vzorky z hliníkové slitiny typu dural. Proto je nezbytné adaptovat konstitutivní vztahy dle dutinového modelu (v prvním kroku v jeho jednodušší podobě GTN varianty) pro tento materiál. Za tím účelem byly ze zmíněného materiálu připraveny vzorky o kruhovém průřezu pro zkoušku tahem.



Obrázek 2: Detail vzorku s vrubem

Aby bylo možné podchytit vliv stísnění deformace, byly vzorky jak hladké, tak vrubované. Jeden vrubovaný vzorek byl upraven tak, aby záznam z průběhu jeho podélné i příčné deformace během rostoucího zatížení posloužil podobně jako 10 různě vrubovaných těles. Jeho měrná část byla totiž rozdělena paralelními jemnými rovnoměrnými zářezy do 10 vrstev - obr. 2. Každá vrstva má tak jiný constraint a jiné deformační pole, spojitě navazující na pole vrstev sousedních. Deformace jsou snímány digitální kamerou jako funkce času pro jakékoliv místo vzorku na stejné základně se silou a ukládány pro pozdější zpracování vlastní metodou [10]. Tyto experimentální výstupy by měly sloužit jako základ pro stanovení potřebných materiálových konstant modelu. Určitou pomůckou reálnosti získaných hodnot pro počáteční objemový podíl dutin f_0 je nám screening sekundárních částic, inkluzí a nečistot provedený obrazovou analýzou na VUT v Brně [11].

4 Numerická simulace metodou konečných prvků

S výše zmíněným modelem plasticity, tzv. Gursonovým modelem, se lze setkat v řadě komerčních MKP systémů, jako je např. ABAQUS, či MARC. Zpravidla jsou implementovány různé varianty tohoto konstitutivního modelu, ale problémem se jeví identifikace parametrů.

Jak je patrné ze vztahu (1), již k definici podmínky plasticity je třeba konstant q_1 a q_2 . Vstupním údajem je samozřejmě též počáteční poměrný objem dutin f_0 . Další parametry jsou spojeny se zákonem popisující evoluci poměrného podílu dutin f . Běžně se rychlost \dot{f} vyjadřuje ve tvaru [12]:

$$\dot{f} = (1 - f) \dot{\epsilon}_{kk}^p + A \dot{\epsilon}^p + B (\dot{\sigma} + \dot{\sigma}_m) \quad (2)$$

Ve vztahu (2) vyjadřuje první člen růst existujících dutin, další členy pak popisují iniciaci nových dutin vlivem plastické deformace (2.člen; $\dot{\epsilon}^p$ značí ekvivalentní plastickou deformaci) a vlivem trojososti napětí (3.člen). Parametry A a B mohou být navíc funkcemi deformace a napětí.

Jak je tedy vidět, určení všech konstant je značně náročný úkol a vyžaduje rozsáhlý experimentální výzkum. Jelikož zatím nebyl k dispozici dostatek experimentálních údajů, ze kterých by bylo možno stanovit všechny parametry, byl proto v prvním přiblížení použit zjednodušený model. Pro něj pak byly odhadnuty konstanty konstitutivního vztahu pomocí fitu numerického výpočtu a experimentu.

Pro MKP analýzu zkušební tělesa s vrubem byl použit systém WARP3D (viz [13]), ve kterém je implementován Gursonův model.

Parametry q_1 a q_2 byly zvoleny: $q_1 = 1,5$, $q_2 = 1$. Zmíněné zjednodušení spočívá v tom, že implementovaný model neuvažuje korekci poměrného objemu dutin f dle Tvergaarda [1], jinak řečeno, neuvažuje fázi koalescence dutin. Nemusel být tedy uvažován velice problematický parametr f_c , který charakterizuje počátek koalescence.

Počáteční poměr f_0 byl původně zvolen $f_0 = 0,005$. Na základě analýzy [11] byl posléze upraven na hodnotu $f_0 = 0,025$.

Pro popis nukleace byly testovány dvě varianty. Jako první se uvažoval případ, který se v literatuře poměrně často vyskytuje, kdy pro konstanty A a B ve vztahu (2) platí $A = B = 0$. To jinými slovy znamená, že se neuvažuje nukleace nových dutin, ale pouze růst z počátečního objemu daného parametrem f_0 . Důvod je zřejmý, snižuje se tak počet neznámých parametrů.

Jako druhá varianta byl uvažován případ, kdy je uvažována nukleace řízená plastickou deformací. Pak platí, že $B = 0$ a pro parametr A byl použit vztah, který navrhli Chu a Needleman [14]:

$$A = \frac{f_N}{S_N \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\dot{\epsilon}^p - \epsilon_N}{S_N} \right)^2 \right] \quad (3)$$

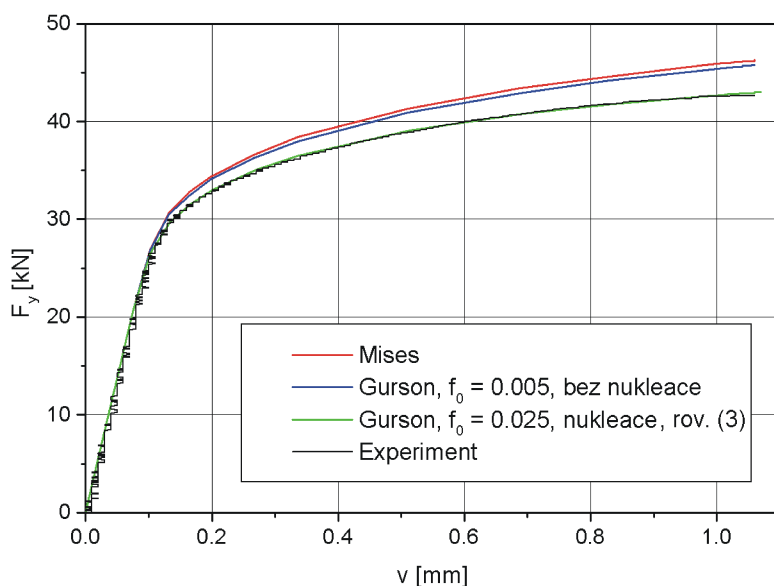
kde vystupují další parametry f_N , S_N a ϵ_N . Při výpočtech byly zvoleny hodnoty: $f_N = 0,04$; $S_N = 0,10$; $\epsilon_N = 0,15$.

5 Výsledky výpočtů

Vypočtené hodnoty metodou konečných prvků byly porovnávány s experimentálně zjištěnými údaji. Šlo především o záznam tahové zkoušky vrubované tyče a o měření kontrakce pomocí vzorku na obr. 2. Výsledky MKP byly určeny pro předepsané posuvy na okraji tažené tyče, tj. šlo o úlohu s deformační okrajovou podmínkou.

Porovnání závislosti síla–posuv pro různé varianty konstitutivního vztahu s naměřenými údaji jsou znázorněny na obr. 3.

Je vidět, že výpočet podle klasického modelu plasticity (Mises) pro kontinuum, podobně jako výpočet s Gursonovým modelem bez uvažování nukleace s počátečním poměrným objemem dutin $f_0 = 0,005$, nedává příliš uspokojivé výsledky. Vypočtené hodnoty reakcí jsou vyšší, než udává záznam měření.

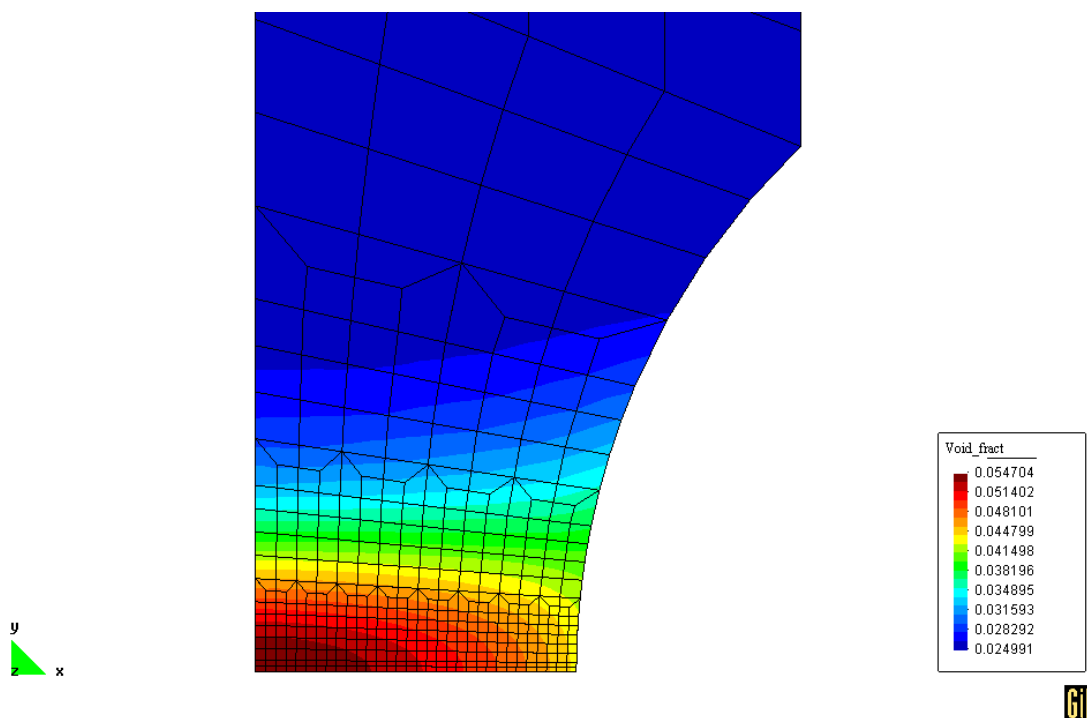


Obrázek 3: Závislost síla–posuv dle výpočtů MKP podle kontinuálního modelu (Mises) a s různými parametry Gursonova modelu.

Již zmíněnou změnou počátečního poměrného objemu dutin z $f_0 = 0,005$ na $f_0 = 0,025$ došlo ke značnému přiblížení vypočtených hodnot k experimentu. S použitím nukleačního zákona podle rovnice (3) a uvedených konstant se dosáhlo velmi dobré shody se změřenými daty, jak je vidět z obr. 3.

Další údaj, získaný měřením, byla kontrakce, přesněji řečeno relativní změna poloměru, v místě vrubu. Pro prodloužení $v \doteq 1$ mm byla změřená hodnota okolo 5%. Výpočtem byla pro stejné hodnoty zjištěna relativní změna poloměru o velikosti 6,5%. Zde jsou rozdíly větší, ale jde alespoň o řádovou shodu.

Výpočet MKP umožňoval samozřejmě určit pro takto odhadnuté parametry konstitutivního vztahu rozložení napětí a deformací uvnitř vzorku. Další výstupní veličinou, určenou MKP, byl průběžný poměrný objem dutin f . Na obr. 4 je znázorněno rozložení f odpovídající prodloužení $v = 1,06$ mm. Poznamenejme, že rozložení poměrného objemu dutin koresponduje s rozložením poškození.



Obrázek 4: Rozložení poměrného objemu dutin f v okolí vrubu pro prodloužení $v = 1,06$ mm

6 Závěr

Použití klasických postupů lineární lomové mechaniky pro tvárné materiály může vést k nekonzervativním odhadům mezních zatížení. Je proto na místě pozuzovat systémy, u kterých mohou tvárné lomy nastat, i z jiných hledisek.

Popis materiálu, tj. konstitutivní rovnice, však musí postihovat probíhající disipační procesy. Z tohoto pohledu se jeví nadějně využití mikromechanických modelů, jmenovitě tzv. Gursonova modelu, popř. jeho variant.

S cílem získat podrobnější údaje o parametrech tohoto modelu pro hliníkové slitiny byl připraven rozsáhlý zkušební program. Testy zahrnovaly klasické tahové zkoušky na hladkých a vrubovaných vzorcích. Naměřené údaje posloužily jako podklad pro prvotní specifikace Gursonova modelu, které se prováděly numerickými simulacemi metodou konečných prvků.

Zpřesnění konstant použitého modelu bude dále možné na základě nově připravovaných měření pro další konfigurace těles.

7 Poděkování

Prezentovaná práce vznikla díky finanční podpoře Grantové Agentury ČR v rámci úkolu 106/99/1467. Za tuto podporu autoři děkují.

References

- [1] V. Tvergaard. Material Failure by Void Growth to Coalescence. *Advances in Mechanics*, **27**, 83–147, (1990).
- [2] Z. L. Zhang. A Complete Gurson Model. In M.H.Aliabadi, editor, *Nonlinear Fracture & Damage Mechanics* pages 223–248, London, Wit Press (2001).

- [3] P. F. Thomason. 3D Model for Ductile Fracture by the Growth and Coalescence of Micro-Voids. *Acta Metall.*, **33**, 1087–1095, (1985).
- [4] J. Zemánková a kol. *Termodynamická koncepce lomové mechaniky. Závěrečná výzkumná zpráva grantu GA ČR 106/95/1433, ÚTAM AV ČR Praha*, (1998).
- [5] J. Zemánková. Termodynamický rámec nelineární lomové mechaniky (Thermodynamical framework of nonlinear fracture mechanics). *Proc. 16th Conf. on Computational Mechanics*, **2**, 476–484, Nečtiny, (2000).
- [6] D. Vavřík. *Optická identifikace povrchového tvaru a velikosti plastické zóny na čele trhliny. Doktorská disertační práce, FJFI ČVUT, Praha*, (1999)
- [7] V. Oliva, L. Csépló, A. Materna. *Výpočet elastoplastické deformace zkušebních těles s počáteční trhlinou při statickém zatížení. VZ-KMAT 431/97, FJFI ČVUT, Praha*, (1997).
- [8] R. Zemčík. *Numerical Analysis of Fracture Mechanics Problems from the Thermodynamics Aspect. Diploma Thesis, ZCU, Plzeň*, (2000).
- [9] W. Brocks, W. Schmitt. The Second Parameter in J_R - Curve, Constraint or Triaxiality ? In *Constraint Effects in Fracture, ASTM STP 1244*, pages 209–231, Philadelphia, USA, (1995).
- [10] D. Vavřík, P. Jaroš. Optical Determination of Constitutive Equation Parameters for Non-linear Material. will published in *Proc. EAN Conference, Tábor*, (2001).
- [11] K. Jiříkovský, R. Foret. *Obrazová analýza sekundárních částic ve vzorku duralu. Zpráva ÚMI VUT, Brno*, (2000).
- [12] A. S. Gullerud, X. Gao, R. H. Dodds Jr., R. Haj-Ali. Simulation of Ductile Crack Growth Using Computational Cells: Numerical Aspects. *Engineering Fracture Mechanics*, **66**, 65–92, (2000).
- [13] A. S. Gullerud, K. C. Koppenhoefer, A. Roy, R. H. Dodds Jr. *WARP3D: 3-D Dynamic Nonlinear Fracture Analysis of Solids Using Parallel Computers and Workstations. Structural Research Series (607), UILU-ENG-95-2012, University of Illinois at Urbana-Champaign*, (2000).
- [14] C. C. Chu, A. Needleman. Void Nucleation Effects in Biaxially Stretched Sheets. *Journal of Engineering Materials and Technology*, **102**, 249–256, (1980).