

INFLUENCE OF CONSTRAINT EFFECT ON TRANSFERABILITY OF FRACTURE MECHANICS CHARACTERISTICS

L. Vlček¹, V. Kozák²

Summary: *This paper presents the consideration on the change judgement of J -integral and Q parameter as the base parameters of two-parameter elastic-plastic fracture mechanics. An extensive set of non-linear 3D FEM analyses of SE(B) specimens deals with crack front conditions, which are characterised in terms of J - Q trajectories. Results of numerical simulations provide "effective" thickness, which can be used in statistical approaches.*

1. Úvod

Mezi základní materiálové charakteristiky ocelí patří hodnota lomové houževnatosti. Z inženýrského hlediska je houževnatost významnou vlastností konstrukčních materiálů, kterou lze obecně definovat jako schopnost materiálu absorbovat energii před porušením, a proto jsou lomy podle energetické náročnosti rozděleny na houževnaté a křehké. Závislost lomové houževnatosti na teplotě lze na ose teplot obecně rozdělit na tři základní oblasti. Oblast dolních prahových hodnot (křehké porušení) přechází v tranzitní oblast, po které následuje oblast horních prahových hodnot (tvárné porušení). V každé oblasti je lomová houževnatost reprezentována svou střední hodnotou, které odpovídá příslušný rozptyl, přičemž nejmenší rozptyl hodnot lomové houževnatosti připadá na oblast dolních prahových hodnot a při posunu směrem k vyšším teplotám se rozptylový pás zvětšuje. V současné době obecně existuje několik přístupů ve zpracování naměřených dat, jejichž společným cílem je co nejpřesněji popsat a vyhodnotit teplotní průběh lomové houževnatosti ať již se jedná o jednotlivé oblasti (ČSN 42 03 47 1991, Wallin 2000) nebo o celou teplotní závislost (Moskovic 2001).

K velice často používaným materiálům v dosavadní technické praxi patří materiály s nízkou a střední pevností. S výhodou se oceli s nízkou a střední pevností používají na výrobu mostních konstrukcí a nejrůznějších technologických zařízení (zejména tlakové nádoby určené pro petrochemický průmysl). Stále větší důležitosti pak nabývá použití těchto ocelí v oblasti jaderné energetiky. Jedná se o výrobu tlakových nádob jaderných reaktorů a s nimi souvisejícími potrubními soustavami a v poslední době především o výrobu kontejnerů, které jsou určeny pro přepravu radioaktivního materiálu. Mechanismy porušování

¹ Ing. Libor Vlček: Ústav fyziky materiálů AVČR, Žižkova 22; 616 62 Brno; +420 532 290 336 a Ústav mechaniky těles FSI VUT v Brně, Technická 2; 616 69 Brno; e-mail: vlcek@ipm.cz

² Ing. Vladislav Kozák, CSc., Ústav fyziky materiálů AVČR, Žižkova 22; 616 62 Brno

těchto materiálů spadají zejména do tranzitní oblasti, ve které se mohou vyskytovat oba typy lomů. Z hlediska hodnocení lomového chování je porušení materiálu křehkým lomem považováno za velice významné. Trhлина se po překročení své kritické velikosti začne šířit bez potřeby dodávané vnější energie rychlostí zvuku vlivem akumulované elastické energie celé soustavy. Předmětem předložené práce je zkoumání vlastností C-Mn oceli na odlitky, která byla navržena pro výrobu kontejneru určeného k přepravě radioaktivního materiálu. Výsledně byla stanovena lomová houževnatost u těles s různou délkou trhliny namáhaných tříbodovým ohybem-tělesa $SE(B)$. Na základě experimentálně zjištěné tranzitní závislosti modelové oceli byla vytipována dolní část tranzitní oblasti, kde dochází k porušení v důsledku nestabilního štěpného lomu. Hodnoty lomové houževnatosti ve výše zmíněné oblasti jsou reprezentovány hodnotami J -integrálu, které vykazují značný rozptyl. Pro homogenní materiály lomová houževnatost není konstantou, ale obecně závisí i na geometrické konfiguraci tělesa s trhlinou, tedy na rozměrech zkušební tělesa, délce, poloze a orientaci trhliny a zatěžovacích podmínkách. Již dříve bylo prokázáno, že rozhodujícím aspektem při hodnocení lomového chování těles je mikromechanismus porušování. V případě porušení nestabilním štěpným lomem je za rozhodující parametr brána velikost maximálního hlavního napětí v určité vzdálenosti před čelem trhliny, avšak za předpokladu, že mikromechanismus tohoto lomu se řídí podle teorie nejslabšího článku. V souladu s požadavkem komplexního hodnocení vlastností C-Mn oceli na odlitky byly kromě potřebných experimentů provedeny numerické výpočty za použití metody konečných prvků. V rámci numerických simulací byly vytvořeny výpočtové modely založené na teorii konečných deformací (finite strain) s cílem nejvíce se přiblížit „reálnému“ nesingulárnímu rozložení napětí před čelem trhliny. Možnost získání nesingulárního průběhu napětí před čelem trhliny je v současnosti považována za základní předpoklad při posuzování mikromechanismů porušování. Přestože je v předložené práci uvažováno porušení nestabilním štěpným lomem ukazuje se, že rozsah plastické zóny před čelem trhliny je natolik velký, že není možné použít teorie lineární elastické lomové mechaniky. Veškeré numerické výpočty byly provedeny s uvažováním elasticko plastického chování materiálu na prostorových modelech. Cílem práce je (s využitím MKP) posouzení přenositelnosti a korekce lomově mechanických dat mezi standardními tělesy pro statickou zkoušku tříbodovým ohybem, která splňují podmínku malých plastických deformací před čelem trhliny (podmínka SSY) a malými tělesy s trhlinou.

2. Materiál a metodika experimentu

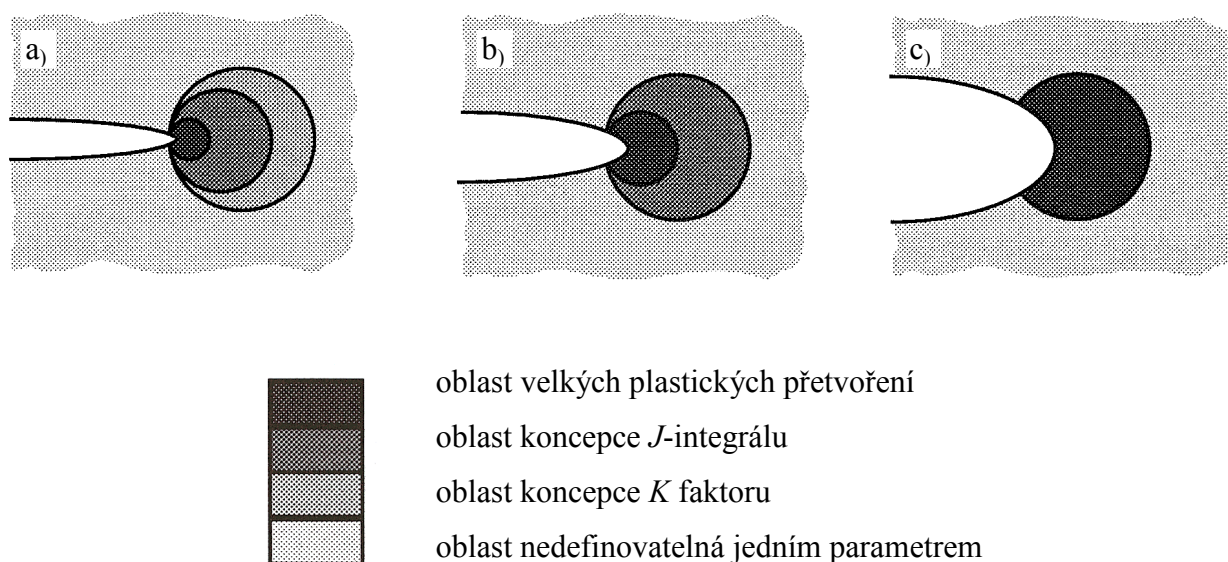
Pro experimentální účely byla použita nízkouhlíková manganová ocel na odlitky (ČSN 42 27 07). Nejprve byly provedeny tahové zkoušky na poměrných válcových tyčích s počáteční měřenou délkou $L_0 = 30$ mm a průměrem zkoušené délky $d = 6$ mm. Pro měření prodloužení bylo použito extenzometru. Rychlost pohybu příčnicku byla vždy $2 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$. Potřebná závislost skutečného napětí na skutečné deformaci (pro MKP výpočty) byla stanovena ze získaných záznamů síly a prodloužení.

Následně byla určena lomová houževnatost u tří typů zkušebních těles s trhlinou pro tříbodový ohyb. První typ představovala standardní tělesa s rozměry $25 \times 50 \times 220$ mm, poměr délky trhliny k výšce tělesa byl $a/W \sim 0.5$. Předmětem druhého typu byla tělesa o rozměrech $25 \times 30 \times 120$ mm s poměrem $a/W \sim 0.2$. Tělesa s rozměry $25 \times 26 \times 104$ mm a poměrem $a/W \sim 0.1$ tvořily třetí typ zkušebních těles. Geometrie těles byla záměrně zvolena tak, aby jednotlivé typy těles byly mezi sebou geometricky podobné, přičemž ve všech zkoumaných případech byla zachována stejná velikost nosného průřezu zkušební tělesa-ligamentu.

Všechny typy těles byly zkoušeny při rychlosti pohybu příčnicku $1 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$. Tahové zkoušky i zkoušky lomové houževnatosti byly prováděny v kryostatů za teploty -100°C v parách tekutého dusíku.

3. Vliv constraint na lomovou houževnatost

Přímým důsledkem deformačně zpevňujících procesů v materiálu je vznik plastické deformace v okolí čela trhliny. Následuje intenzivní růst plastické deformace před čelem trhliny, čímž může dojít ke změně původních podmínek-běžně označované jako podmínky malých plastických deformací (SSY-Small Scale Yielding) na podmínky nové-podmínky velkých plastických deformací (LSY-Large Scale Yielding). Podmínky LSY musí být chápány ve smyslu vztahu k rozměrům trhliny, a tedy v žádném případě nepředstavují výskyt plastické deformace ve velkém objemu materiálu vzorku. Rozdíl mezi oběma podmínkami je ilustrativně zobrazen na obr. 1. V takovém případě rozložení napětíového pole již nelze popsat pomocí jediného globálního parametru (K faktorem při uvažování LELM nebo J -integrálem v případě EPLM). Pro popis pole napětí se používá dvouparametrová lomová mechanika. V případě aplikace EPLM je kritická hodnota J -integrálu v okamžiku iniciace spojena vždy s určitou hodnotou Q parametru. Q parametr je chápán jako míra posuzující stupeň triaxiality napětí na čele trhliny vzniklé v důsledku stísnění plastické deformace a obecně je označován pojmem constraint (O'Dowd, Shih 1992). Byla navržena J - Q formulace (O'Dowd, Shih 1991), která nám charakterizuje vlivy constraint na napětíové pole, J je J -integrál popisující deformační chování a Q je faktor vyjadřující multiaxialitu napětí před čelem trhliny. Měření lomové houževnatosti na tělesech s postupně se zkracující délkou trhliny (klesající poměr a/W) ukázala růst lomové houževnatosti vyjádřené pomocí J_c . Prakticky všechny modely (např. Al-Ani, Hancock 1991, Faleskog 1995) iniciace křehkého porušení předpokládají, že rozhodující pro trigenerování tohoto lomu je průběh a hodnota maximálního hlavního napětí.



Obrázek 1 Možné stupně zplastizování před čelem trhliny: stav SSY(a), elasticko-plastické podmínky (b), stav LSY (c)

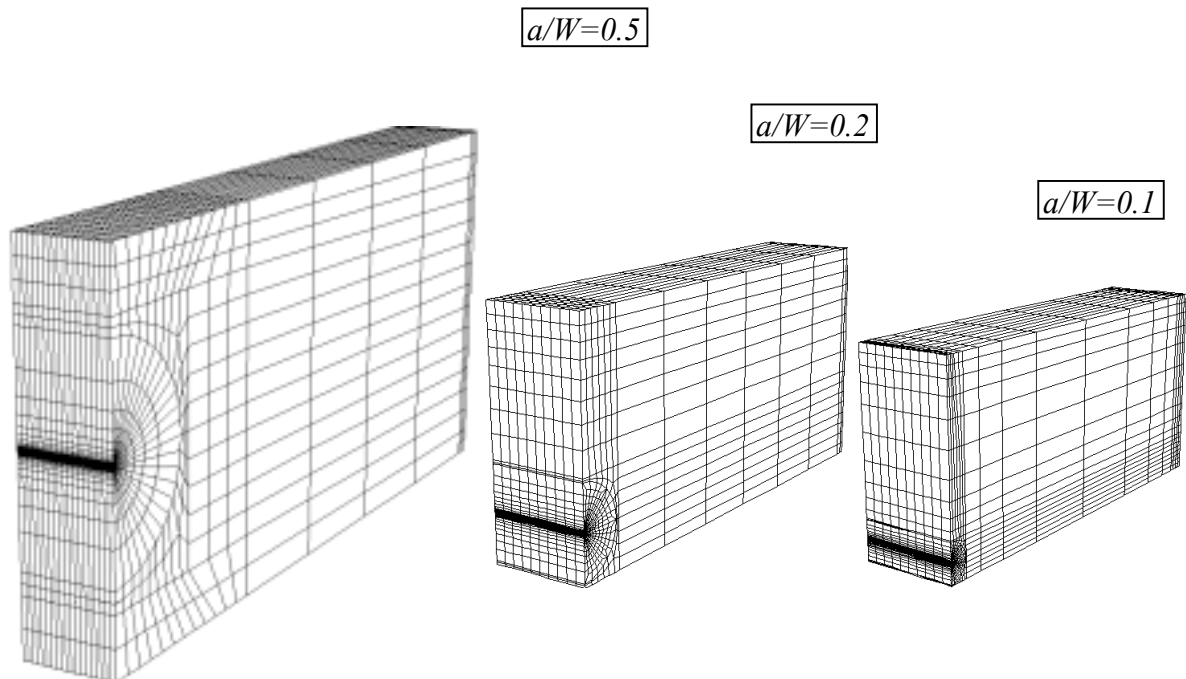
Růst J_c je pak spojen s poklesem σ_I u čela trhliny (Dodds, Shih, Anderson, 1993). To poukazuje na nezbytnost zavedení dalšího parametru, který vyjadřuje relaxaci maximálního hlavního napětí u čela trhliny.

4. Numerické modelování

Řešení problémů lomové mechaniky je založeno na znalosti deformačně-napěťových charakteristik před čelem trhliny. V případě hodnocení chování komponent obsahujících trhlinu, elasticko-plastická lomová mechanika přesně určuje vztah mezi maximálním přípustným vnějším zatížením a parametry komponenty (rozměry tělesa, materiálové vlastnosti, velikost a poloha trhliny). Metoda konečných prvků (MKP) představuje vhodný nástroj pro získání přehledu rozložení polí deformací a napěťových polí v analyzovaném modelu. Pro řešení problému byl zvolen programový systém Abaqus 6.1. S využitím dvou rovin symetrie byla modelována čtvrtina reálného tělesa s trhlinou o poloměru zaoblení čela $r = 0.01\text{mm}$. Pro následnou diskretizaci celé oblasti bylo zapotřebí 15680 prvků typu C3D8, což představuje 17884 uzlů. Charakteristická délka prvku na čele trhliny byla $8,3 \cdot 10^{-4}\text{mm}$. Veškeré výpočty byly provedeny až do hodnot lomových sil, které odpovídaly jednotlivým zkušebním tělesům. Uniaxiální (tahovou) křivku napětí-deformace popisuje Rambergova-Osgoodova rovnice:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n, \quad (1)$$

Materiál zkušebních těles byl považován za izotropní a homogenní s elastickými konstantami $E=2,05 \cdot 10^5\text{MPa}$, $\mu=0.3$. Střední hodnota meze kluzu byla $\sigma_0=360\text{MPa}$ a exponent deformačního zpevnění $n=8$, koeficient deformačního zpevnění $\alpha=1$

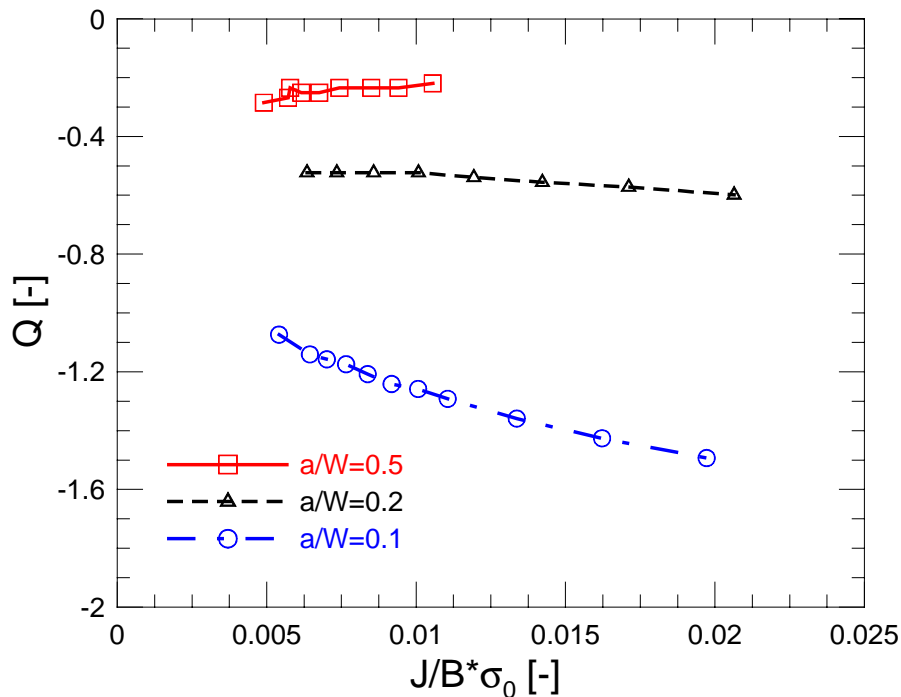


Obrázek 2 3D modely těles

Výsledkem analýz MKP modelů bylo získání průběhů hodnot maximálního hlavního napětí před čelem trhliny u všech typů modelovaných těles. Dále byly stanoveny hodnoty J -integrálu v celém průběhu zatěžování a hodnoty maximálních posunutí uzlů ve směru působícího zatížení. Veškeré výpočty byly následně porovnány s experimentálně získanými závislostmi síla-přemístění síly s cílem ověření správnosti numerických simulací. Hodnoty Q parametru byly stanoveny na základě definice (Shih, O'Dowd 1994); Q parametr je definován v bodě $\theta=0$, $r=2J/\sigma_0$ jako podíl diferenčního pole napětí a meze kluzu:

$$Q = \frac{(\sigma_{ij})_{diff}}{\sigma_0} = \frac{(\sigma_{ij}) - (\sigma_{ij})_{ref}}{\sigma_0} \quad (2)$$

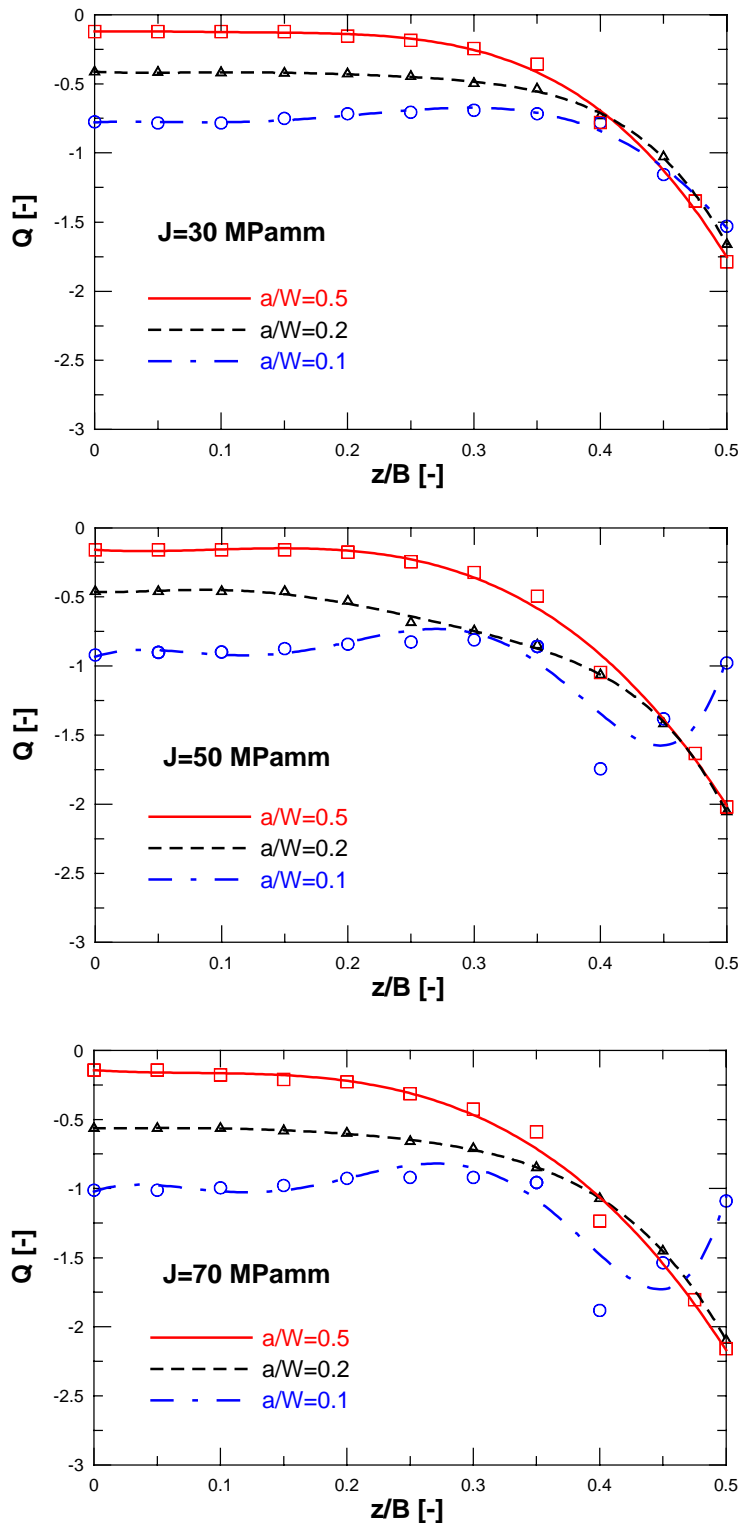
Diferenční pole napětí lze podle (Nevalainem, Dodds 1995, Anderson 1995) v oblasti $r = \left\langle \frac{J}{\sigma_0}, \frac{5J}{\sigma_0} \right\rangle$ a pro $\theta \leq \pi/2$ považovat za konstantní. Jde o rozdíl mezi skutečnou napjatostí, kterou získáme z numerické analýzy, a referenčním polem napětí. Mezi nejběžněji používaný přístup vhodný k získání hodnot napětí referenčního pole patří metoda okrajové vrstvy (Landes 1997, Nevalainem, Dodds 1995).



Obrázek 3 J - Q závislost získaná pro tři konfigurace tělesa a trhliny

Z obrázku 3 je patrné, že se zkracující se délkou trhliny dochází ke zvyšování hodnot Q parametru. Důvody změn v jednotlivých průbězích hodnot Q parametru je třeba hledat v souvislosti s určitými změnami rozložení hlavních napětí, která přísluší jednotlivým zkušebním tělesům (tedy poměrům a/W). Byl pozorován patrný pokles křivky maximálního hlavního napětí v závislosti na vzdálenosti od čela trhliny ve směru šíření u tělesa s nejkratší délkou trhliny. Tento trend vývoje je způsoben změnou okrajových podmínek v okolí čela trhliny. Ve směru tloušťky tělesa k žádné změně nedochází, protože je stále stejná. Obdobně je tomu ve směru šíření trhliny, kde je vždy stejná velikost nosného příčného průřezu. Jedinou

závažnou změnou je zmenšování množství materiálu v protisměru šíření trhliny se zkracující se její délkou. Napjatost v tělese vzniká teprve až jako důsledek projevu plastické deformace. Zřetelně větší plastická oblast u tělesa s nejkratší délkou trhliny se dala očekávat v důsledku vyšších zatěžovacích sil. S klesající délkou trhliny se oblast stejných hodnot plastické deformace prodlužuje a sklání směrem ke směru šíření trhliny. Velikost plastické zóny se s

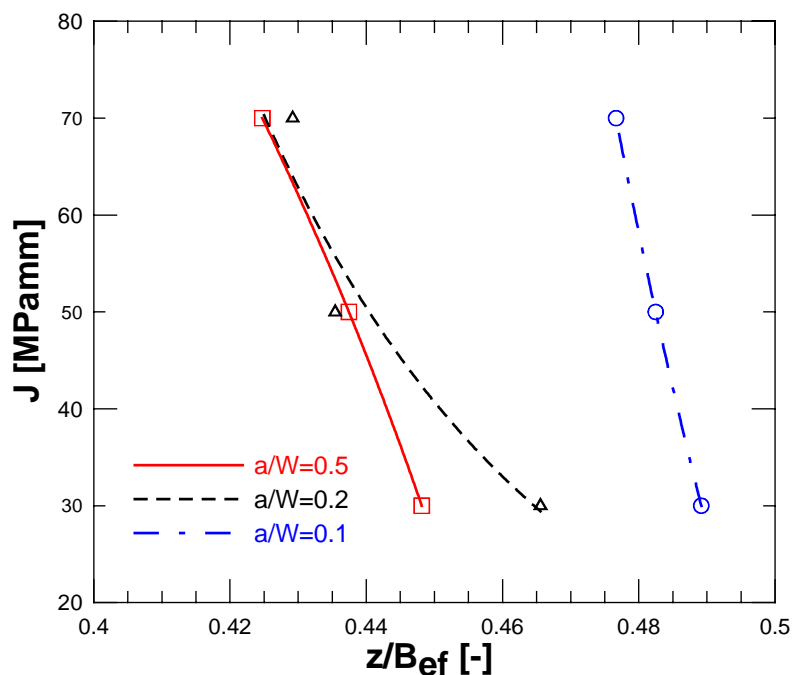


Obrázek 4 Průběhy Q parametru po tloušťce tělesa

vzrůstající délkou trhliny zmenšuje. U těles s $a/W=0.1$ a 0.2 je velikost plastické zóny pro nejnižší lomové síly srovnatelná. Vysvětlení poklesu napětí u těles s nejkratší trhlinou ve srovnání s ostatními tělesy není jednoznačné, ale vše nasvědčuje tomu, že oblast plastické deformace u tohoto tělesa „prorůstá“ až na povrch, čímž dochází k větší relaxaci napětí, než když kdyby plastická oblast zůstala „uzavřená“ v tělese. Výše uvedené metody numerického modelování a poznatky získané na $SE(B)$ tělesech byly použity pro možnosti hodnocení přenositelnosti lomové mechanické dat z nestandardních těles ($a/W=0.1, 0.2$) na standardní tělesa ($a/W=0.5$), která splňují podmínky malých plastických deformací (SSY). Na základě mikromechanických modelů (Anderson, Dodds 1991) aplikovaných pro popis procesu porušování u čela trhliny, lze transformovat globální parametr naměřený na tělese jedné geometrie na tělese jiné geometrie (tzv. Toughness Scaling Model – TSM).

Důležitou otázkou spojenou s 3D modelováním je stanovení vlivu konečných rozměrů tělesa na hledané lomové charakteristiky. Jedná se zejména o vliv konečné tloušťky tělesa na průběhy J -integrálu tzn. určit oblast dominance rovinné napjatosti (RN) resp. rovinné deformace (RD). Pro posouzení vlivu konečné tloušťky tělesa (efekt out of plane constraint) na průběhy hodnot Q parametru v blízkosti čela trhliny byly zkonstruovány závislosti na obr. 4. Na svislých osách jsou vyneseny hodnoty Q parametru spočtené podle vztahu

(2). Hodnoty na vodorovných osách určují vzdálenost od středu tělesa ($z/B=0$, podélná rovina symetrie-RD) až po jeho volný povrch ($z/B=0.5$ -RN). Snižování hodnot Q parametru se zvyšujícím se zatížením (prezentované příslušnou hodnotou J -integrálu) je plně v souladu s předchozími výsledky studia vlivu poměru a/W na „in plane constraint“, přičemž citlivost Q parametru na změnu zatížení je nejmenší u standardních těles ($a/W=0.5$). Z uvedeného (obr. 4) vyplývá, že maximálních hodnot Q parametru je u standardních těles dosaženo vždy v souřadnici $z/B=0$, tedy v oblasti působení RD, přičemž zmíněná hodnota je po velké části tloušťky tělesa téměř konstantní. Naproti tomu u těles s poměrem $a/W=0.1$ maximální hodnoty Q parametru není dosaženo v souřadnici $z/B=0$, ale až v jisté vzdálenosti od středu tloušťky tělesa. Tento fakt ukazuje, že maximální triaxiality není dosaženo ve středové rovině jak by se dalo předpokládat. Důvod výše zmíněného chování (též zmiňováno v souvislosti s pojmem antiklastický ohyb-Nevalainem, Dodds 1995) musíme hledat v samotné geometrické konfiguraci tělesa a trhliny. Na rozdíl od standardního tělesa, které má obdélníkový průřez se průřez u tělesa s poměrem $a/W=0.1$ blíží čtverci, neboť u všech typů těles byla zachována stejná tloušťka B . Aby bylo možné porovnat chování těles s různými poměry a/W se zohledněním vlivu geometrie průřezu jednotlivých typů těles, byly určeny efektivní tloušťky jednotlivých těles (obr. 5).



Obrázek 5 Závislost efektivní tloušťky tělesa na zatížení

5. Závěr

V rámci numerických simulací byly vytvořeny výpočtové modely založené na teorii konečných deformací (finite strain) s cílem nejvíce se přiblížit „reálnému“ nesingulárnímu rozložení napětí před čelem trhliny. Důležitým poznatkem je zjištění poklesu průběhu maximálního hlavního napětí před čelem trhliny u tělesa s krátkou trhlinou, což poukazuje na možnost změny hodnoty kritického lomového napětí s geometrií tělesa. Tato domněnka byla podpořena fraktografickou analýzou lomových ploch, která prokázala přibližně stejnou

vzdálenost iniciačních míst u všech zkoumaných geometrií. Výsledky získané z MKP byly použity pro konstrukci TSM diagramu. Snižování efektivní tloušťky se zatížením u všech typů těles není překvapivé. Více zajímavým se může jevit fakt, že největší efektivní tloušťky je dosaženo v případě tělesa s poměrem $a/W=0.1$, i když rozdíly oproti ostatním tělesům jsou velmi malé. Důvody jsou shledány v geometrii příčného průřezu. Průběh efektivní tloušťky u tělesa s $a/W=0.2$ naznačuje, že projevy „out of plane constraint“ jsou v cílovém chování těles s trhlinou protikladem projevům „in plane constraint“, a proto u čtvercových průřezů může být déle držena oblast $J-Q$ dominance ve směru tloušťky tělesa.

6. Poděkování

Tato práce vznikla za podpory grantu GAAV ČR č. S 2041001.

7. Literatura

- Al-Ani, A. M., Hancock, J. W. (1991) J-dominance of short cracks in tension and bending, *J. of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 39, No. 1, pp. 23-43.
- Anderson, T. L. (1995) Fracture Mechanics Fundamentals and Applications, *Second Edition CRC Press*
- Anderson, T. L., Dodds, R. H. (1991) Specimen size requirements for fracture toughness testing in the ductile-brittle transition region, *J. of Testing and Evaluation*, Vol. 19, pp. 123-134.
- ČSN 42 03 47, (1991) Lomová húževnatost' kovov pri statickom zaťažení
- Dodds, R. D., Shih, C. F., Anderson, T. L. (1993) Continuum and Micro-Mechanics Treatment of Constraint in Fracture, *Int. Journ. of Fract.*, Vol. 64, pp. 101-133.
- Faleskog, J. (1995) Effects of local constraint along three-dimensional crack fronts-a numerical and experimental investigation, *J. of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 43, No. 3, pp. 447-493.
- Landes, J. D. (1997) Application of a J-Q Model for Fracture in the Ductile-Brittle Transition, *Fatigue and Fracture Mechanics*, Vol. 27, ASTM STP 1296, pp. 27-40.
- Moskovic, R. (2001) Modelling of fracture toughness data in the ductile to brittle transition temperature region by statistical analysis, *Engineering Fracture Mechanics*, No. 69, pp. 511-530.
- Nevalainem, M., Dodds, R.H. (1995) Numerical Investigation of 3-D Constraint Effects on Brittle Fracture, SE(B) and C(T) Specimens, *Int. J. of Fract.* Vol. 74, pp. 131-161.
- O'Dowd, N. P., Shih, C. F. (1991) Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter-I. structure of fields, *J. of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 39, No. 8, pp. 989-1015.
- O'Dowd, N. P., Shih, C. F., (1992) Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter-II. fracture applications, *J. of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 40, No. 5, pp. 939-963.
- Shih, C. F., O'Dowd, N. P. (1994) *Two-Parameter Fracture mechanics: Theory and Applications*, Fracture Mechanics, *ASTM STP 1207*, pp. 21-47, 379-386.
- Wallin, K. (2000) Master curve analysis of the "Euro" fracture toughness dataset, *Eng. Fracture Mech.*, Vol. 69, pp. 451-481.