

VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
Fakulta strojního inženýrství
Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky

Ing. Libor Vlček

**NUMERICKÁ 3D ANALÝZA TĚLES S TRHLINOU:
VÝPOČTY PARAMETRU CONSTRAINT A MODELOVÁNÍ
STABILNÍHO ŠÍŘENÍ TRHLINY**

NUMERICAL 3D ANALYSIS OF CRACKED SPECIMENS:
CONSTRAINT PARAMETER COMPUTATIONS
AND STABLE CRACK GROWTH MODELLING

ZKRÁCENÁ VERZE PH.D. THESIS

Obor: Inženýrská mechanika

Školitel: Ing. Vladislav Kozák, CSc.

Oponenti: Prof. RNDr. Zdeněk Knésl, CSc.
Prof. Ing. Josef Kučera, CSc.
Doc. Ing. Stanislav Vejvoda, CSc.

Datum obhajoby: 5. 5. 2004

KLÍČOVÁ SLOVA

Lomová houževnatost, dvouparametrová lomová mechanika, constraint, nukleace a růst mikro dutin, Gurson model

KEY WORDS

Fracture toughness, Two-parameter fracture mechanics, Constraint, Void nucleation and growth, Gurson model

MÍSTO ULOŽENÍ PRÁCE

Disertační práce je uložena na oddělení vědy a výzkumu Fakulty strojního inženýrství VUT v Brně, Technická 2, 616 69 Brno.

OBSAH

SUMMARY.....	4
1 ÚVOD.....	5
2 ANALÝZA ŘEŠENÉ PROBLEMATIKY	5
3 CÍLE PRÁCE	7
4 VÝPOČTY PARAMETRU CONSTRAINT	7
4.1 materiál a metodiky experimentu.....	7
4.1.1 <i>Statická zkouška jednoosým tahem</i>	7
4.1.2 <i>Statická zkouška lomové houževnatosti</i>	8
4.2 numerické modelování.....	9
4.2.1 <i>Zátěžná křivka C-Mn oceli na odlitky</i>	9
4.2.2 <i>Okrajové podmínky a vytvořené sítě</i>	11
4.2.3 <i>Constraint ve směru šíření trhliny</i>	12
4.2.4 <i>Constraint ve směru tloušťky tělesa</i>	13
5 MODELOVÁNÍ STABILNÍHO ŠÍŘENÍ TRHLINY	15
5.1 materiál a metodiky experimentu.....	15
5.1.1 <i>Statická zkouška jednoosým tahem</i>	15
5.1.2 <i>R-křivka</i>	15
5.2 metoda uvolňování uzlů	15
5.3 metoda uvolňování uzlů	17
5.3.1 <i>Definice materiálu a poškozovací kritérium</i>	17
5.3.2 <i>Výběr modelu a stanovení parametrů modelu</i>	18
5.3.3 <i>Šíření trhliny u tělesa pro třibodový ohyb</i>	21
6 DISKUSE	22
6.1 nestabilní štěpný lom	22
6.2 stabilní šíření trhliny	24
7 ZÁVĚR.....	27
8 LITERATURA	30
CURRICULUM VITAE	32

SUMMARY

The value of the fracture toughness is one of the basic characteristics of steels. In a point of an engineering view the fracture toughness is a significant material feature, which is generally defined as a material ability to absorb energy before failure. In general, mild steels are widely used in technician applications. These low and middle strength materials have a typical behaviour. After an early stage of loading, large region of the plastic deformation can be seen. The submitted work deals with fracture behaviour of two types of steels. In the first case the lower part of the transition region has been selected on the base of experimental investigation of C-Mn steel. In this observed region cleavage fracture appears in all range of test specimens. Two parameter elastic-plastic fracture mechanics has been applied in sense of J-Q theory. J-integral sets the magnitude of near crack tip deformation, while Q parameter is taken as a measure of constraint (or level of stress triaxiality). The second part of the thesis is concerned with an investigation of 42CrMo4 forged steel in upper shelf region, which is associated with ductile fracture. Material resistance to stable crack growth is characterised by R-curve.

The presented work takes into account numerical modelling and experimental procedures on three point bend specimens with various crack length. Emphasis is paid to the possibility of using FEM for assessment or predicting material fracture behaviour. The general aim of this work is to explain some questions, which are related to problems with transferability of an experimentally measured data into real constructions. These problems seem to be critical in fracture mechanics applications. 3D numerical models of specimens for three point bending with various crack length have been constructed in terms of elastic-plastic numerical simulations. Thus real elastic-plastic material behaviour has been taken into account. On the base of the Gurson plastic potential function micromechanics failure models (in sense of continuum micromechanics) are considered in the case of ductile fracture simulations. Determination of the micromechanical parameters requires a hybrid methodology, which is done by combination of numerical calculations, experimental tests and microscopic observations. Presented numerical models are able to include process of nucleation, growth and coalescence of voids in the case of stable crack growth. The significance of discussed problems consists above all in extensive exploitation rate of steels mentioned above in technical practice.

1 ÚVOD

S vývojem nových zařízení a komponent je v dnešní době stále více spojována otázka zajištění bezpečnosti jejich provozu. Bezpečnost a s ní úzce spojená maximální možná doba používání takových zařízení může být přímo závislá na výskytu defektů, které mohou vzniknout již v etapě výroby nebo během provozu. Snahou lomové mechaniky je popis a predikce chování těles obsahujících vadu často typu trhliny. Jako klíčové v aplikaci lomové mechaniky se ukazují podmínky, za kterých je možné usuzovat na chování reálných konstrukcí a celků, jestliže známe lomové chování stanovené na laboratorních zkušebních tělesech. S těmito otázkami úzce souvisí i možnosti přenosu a srovnání lomově mechanických dat získaných na tělesech různé geometrie. V této práci bude pojednáno nejen o přístupech, které se týkají přenositelnosti lomově mechanických dat v oblasti křehkého porušení (oblast napětově řízených lomů), ale velká pozornost bude také soustředěna i na oblast zahrnující stabilní růst trhliny (oblast deformačně řízených lomů).

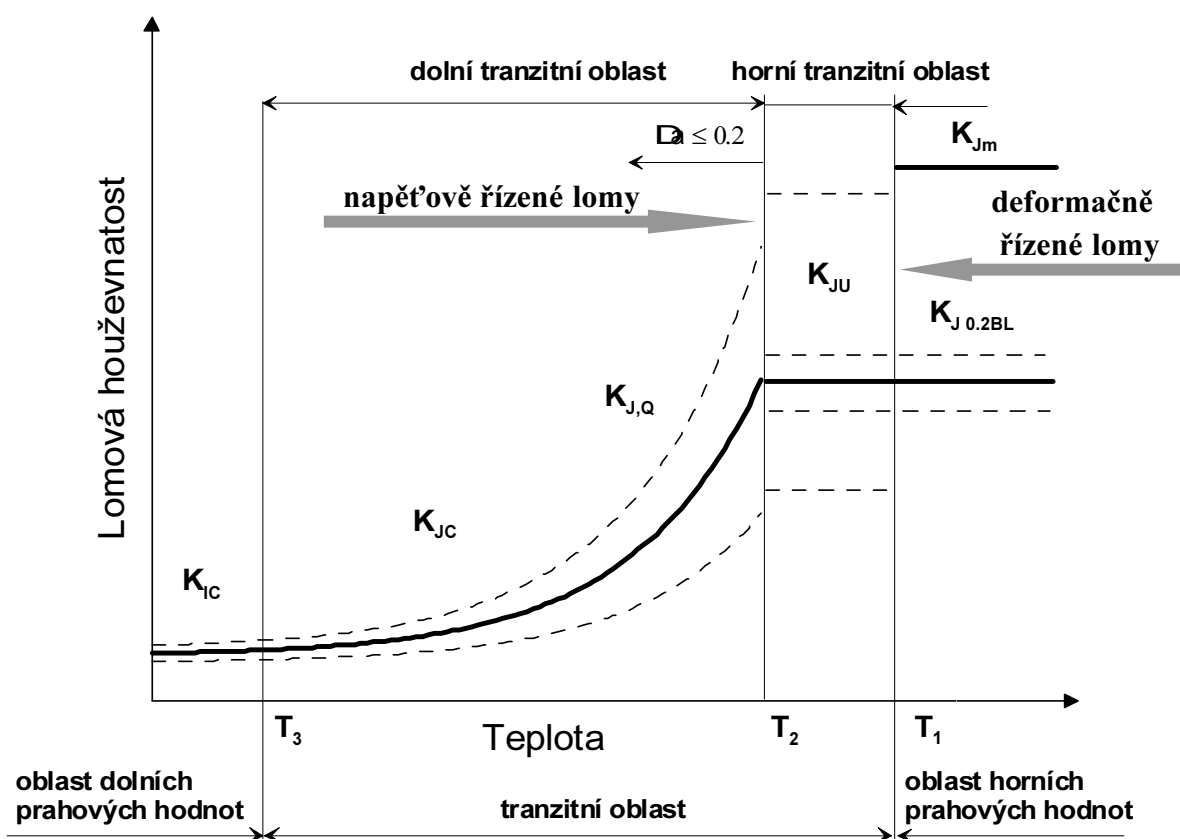
2 ANALÝZA ŘEŠENÉ PROBLEMATIKY

Základní idea elasticko-plastické lomové mechaniky předpokládá, že napětové pole před čelem trhliny je řízeno pouze jediným parametrem, J nebo $CTOD$, a lomová houževnatost jakožto materiálová konstanta získaná na jednom tělese může být přímo transformována na druhé těleso. V obecnějším pohledu se výše uvedené tvrzení o přímé přenositelnosti lomové houževnatosti ukazuje jako ne zcela přesné, což dokazuje množství studií posuzujících vliv ztráty trojosé napjatosti-triaxiality před čelem trhliny [15, 17, 6]. V současnosti je lomová houževnatost určována na tělesech s rozdílnými geometrickými konfiguracemi tělesa a trhliny. Při zatěžování dochází k růstu plastické deformace, což v některých případech vede ke změně původních podmínek (SSY) na podmínky LSY . Rozložení napětového pole není zcela přesně popsáno pomocí jediného globálního parametru (K faktorem při uvažování $LELM$ nebo J -integrálem v případě $EPLM$) vzhledem k tomu, že rozložení napětí a plastické zóny je závislé i na geometrii tělesa. Pro popis pole napětí se používá dvouparametrová lomová mechanika. Dvouparametrový přístup říká, že dvě tělesa s trhlinou se budou chovat identicky, pokud bude v obou případech dosaženo shody nejen mezi prvními parametry, ale i mezi druhými parametry. Druhý parametr je chápán jako míra posuzující stupeň triaxiality napjatosti na čele trhliny a obecně je označován pojmem constraint [13]. Pojem constraint vyjadřuje omezení plastické deformace (tento termín bude používán bez překladu do češtiny). Byla navržena $J-Q$ formulace [12], která nám charakterizuje vlivy constraintu na napětové pole; J je J -integrál popisující deformační chování a Q je faktor vyjadřující multiaxialitu napjatosti před čelem trhliny. V [12] je Q definováno jako rozdíl (normovaný hodnotou meze kluzu) mezi referenčním polem napětí a skutečnou napjatostí v analyzovaném tělese. Nejčastěji je referenční pole získáno pomocí metody okrajové vrstvy [11, 12]. Plastická deformace je v případě reálného (3D) tělesa obecně rozložena v objemu materiálu. S ohledem na tuto

skutečnost rozlišujeme mezi pojmy „in-plane constraint“ a „out-of-plane constraint“. První z výrazů charakterizuje vliv ligamentu (rozdíl mezi výškou tělesa W a délkou trhliny a) na plastickou deformaci, zatímco druhý je používán pro hodnocení vlivu tloušťky tělesa na zmíněnou plastickou deformaci.

V případě stabilně rostoucí trhliny (na rozdíl od nestabilního štěpného lomu) jsou (mikro)mechanismy tvárného lomu řízeny deformačně. Odolnost materiálu proti šíření tvárné trhliny je charakterizována závislostí J -integrálu na velikosti přírůstku tvárné trhliny Δa (J - Δa křivka, v anglicky psané literatuře je používanější označení R -křivka). Ve vývoji ostré trhliny v tvárně se porušujícím materiálu lze zaznamenat následující jevy:

- otupení čela trhliny
- iniciace růstu trhliny
- následný stabilní růst trhliny
- dosažení stavu nestability



Obr. 1 Obecné schéma závislosti lomové houževnatosti na teplotě

3 CÍLE PRÁCE

Disertační práce je zaměřena na problematiku využití numerického modelování při hodnocení lomového chování ocelí. Z materiálového pohledu je předmětem zájmu zkoumání vlastností ocelí nižší a střední pevnosti, které z hlediska lomového chování spadají do tranzitní oblasti a přilehlé oblasti horních prahových hodnot. U těchto materiálů dochází relativně brzy v průběhu zatěžování k poměrně velké plastické deformaci, což ve značné míře komplikuje výpočty metodou konečných prvků, případně i prováděné experimenty. Cíle práce jsou vztaženy ke dvěma oblastem. V rámci dolní tranzitní oblasti byly stanoveny tyto hlavní cíle práce:

- zvládnout metodiku stanovení parametru constraint u těles s trhlinou
- vyšetřit kvantitativní souvislosti mezi parametrem charakterizujícím constraint a vybranými makroskopickými charakteristikami sloužícími pro posuzování mezních stavů porušování
- objasnit otázky spojené s výskytem „in-plane constraint“ a „out-of-plane constraint“

V rámci oblasti horních prahových hodnot byly stanoveny tyto hlavní cíle práce:

- predikovat iniciaci tvárného lomu na základě znalostí experimentálních dat
- objasnit otázky nezávislosti hodnoty J -integrálu při iniciaci stabilního šíření trhliny na tloušťce zkušebních těles použitých pro konstrukci J - Δa křivky
- stanovit parametry obsažené v (mikro)mechanických modelech a prokázat jejich nezávislost na geometrii tělesa a typu zatěžování
- postup aplikovat při modelování tvárného porušení zahrnujícího proces iniciace, nukleace, růstu a případné koalescence mikroductin

4 VÝPOČTY PARAMETRU CONSTRAINT

4.1 MATERIÁL A METODIKY EXPERIMENTU

V rámci výroby úložného a transportního kontejneru na vyhořelé jaderné palivo ve Škodě Plzeň Jaderné strojírenství byla jako experimentální materiál použita nízkouhlíková feriticko-perlitická manganová ocel na odlitky ČSN 42 2707.

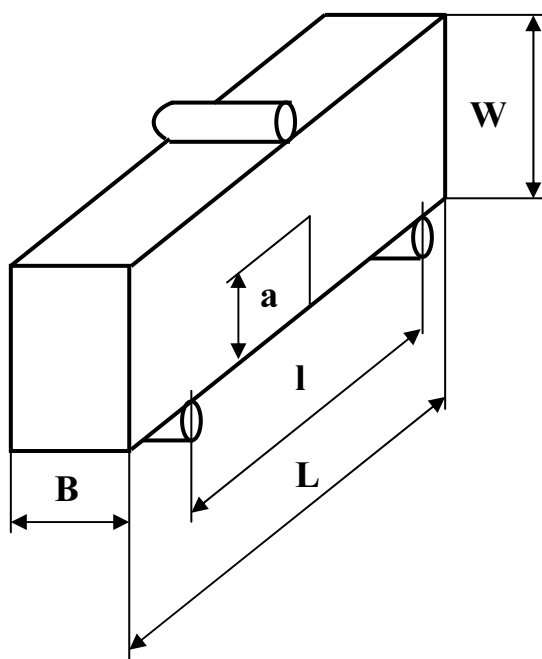
4.1.1 Statická zkouška jednoosým tahem

Ke zkoušce byly použity poměrné zkušební tyče s charakteristickými standardními rozměry, počáteční měřená délka $L_0 = 26$ mm a průměr zkoušené délky $d = 6$ mm. Měření byla realizována na univerzálním mechanickém zkušebním stroji *ZWICK* ($F_{\max} = 50$ kN). K měření přírůstku prodloužení byl použit tenzometrický

snímač *MTS 634-12F-51* zachycený pomocí břitů a pružinek přímo na měřenou délku zkušební tyče. Byla zaznamenána závislost $F-\Delta L$. Při zkouškách se zkušební tyč ochlazovala v kryostatu parami tekutého dusíku na teplotu -100°C . Veškeré zkoušky byly provedeny při rychlosti pohybu příčnicku $2\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$.

4.1.2 Statická zkouška lomové houževnatosti

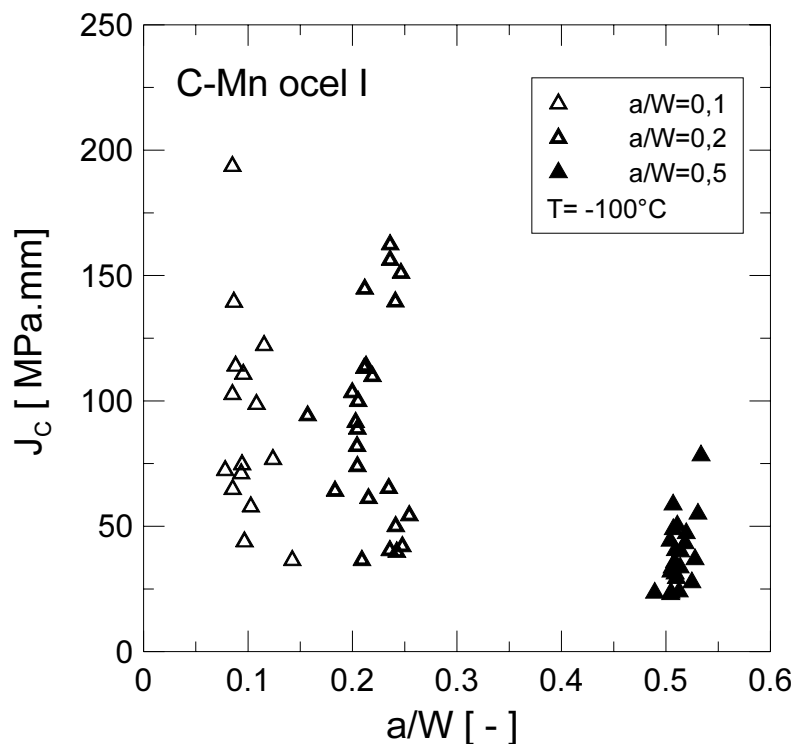
Statická zkouška lomové houževnatosti byla provedena na univerzálním elektromechanickém zkušebním stroji *ZWICK 1382* ($F_{\text{max}} = 200\text{ kN}$). V rámci experimentálního programu byla určena lomová houževnatost u tří typů zkušebních těles s trhlinou pro třibodový ohyb, jejichž označení je v anglicky psané literatuře nejčastěji uváděno pod zkratkou *SE(B)*. Veškeré zkoušky byly provedeny při rychlosti pohybu příčnicku $1\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ a teplotě -100°C . Geometrie těles byla záměrně zvolena tak, aby jednotlivé typy těles byly mezi sebou geometricky podobné, přičemž ve všech zkoumaných případech byla zachována stejná velikost ligamentu (obr. 2). Při zatěžování byla zaznamenávána závislost síly na přemístění působící síly ve svislém směru. Přemístění síly bylo snímáno dvěma indukčními snímači. Graf (obr. 3) popisuje závislost lomové houževnatosti na délce trhliny.



Obr. 2 Schematické znázornění *SE(B)* tělesa včetně válečků přípravku

Tabulka 1 Rozměry (v mm) *SE(B)* těles

	a	W	B	l	L
$a/W \sim 0,5$	25,25	50	25	200	250
$a/W \sim 0,2$	7	30	25	120	140
$a/W \sim 0,1$	2,5	26	25	104	120



Obr. 3 Závislost lomové houževnatosti na délce trhliny

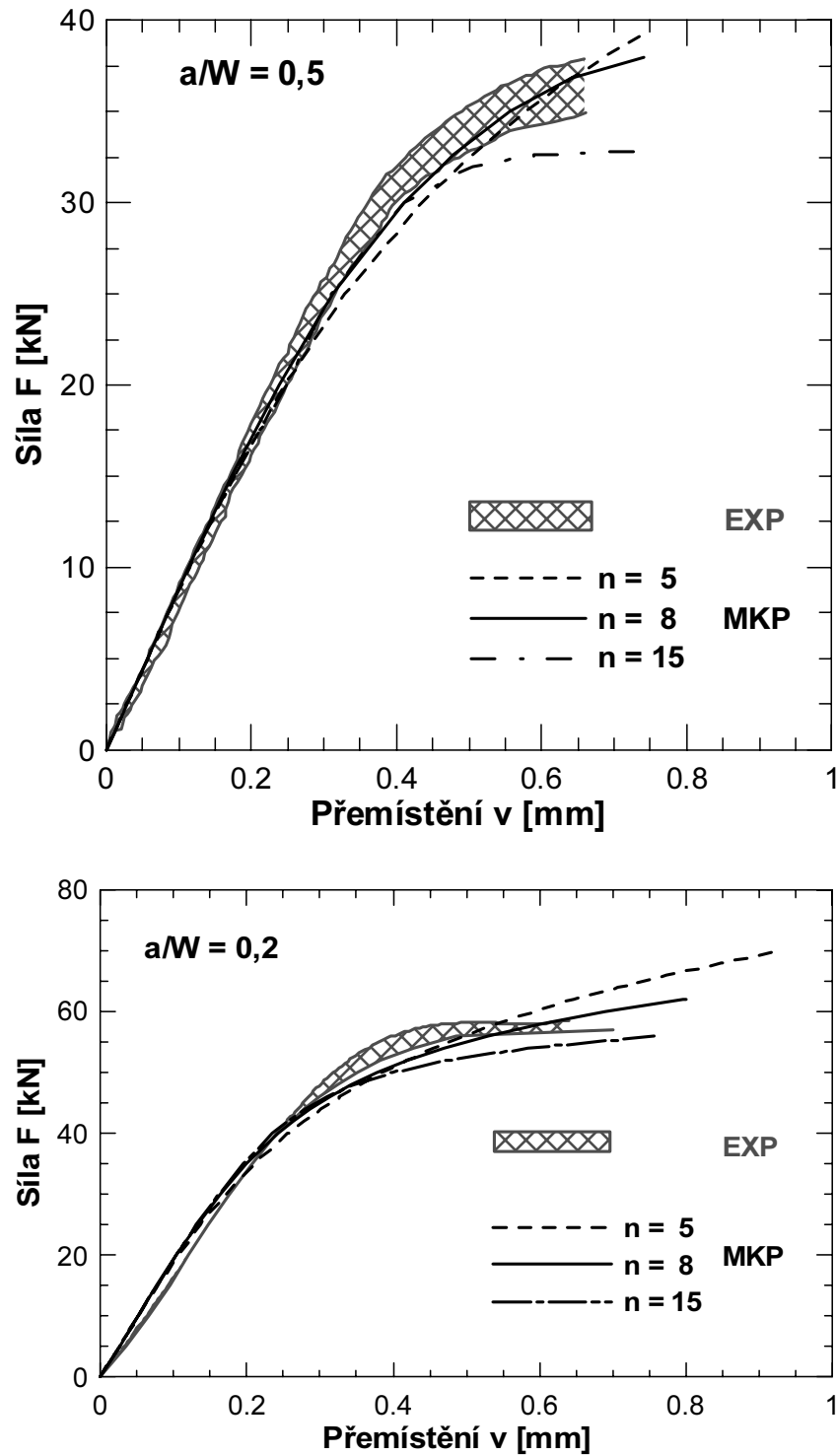
4.2 NUMERICKÉ MODELOVÁNÍ

Zdánlivý růst lomové houževnatosti u těles s krátkou trhlinou je nepochybně způsoben změnou napjatostních podmínek lokalizovaných v blízkosti čela trhliny, které přímo souvisejí s výskytem rozdílného constraintu. V případě popisu lomového chování v rámci jednoparametrové lomové mechaniky vykazují tělesa s krátkou trhlinou v cílové fázi odlišné lomové chování oproti standardním tělesům. Z těchto důvodů bylo přistoupeno k aplikaci dvouparametrové *EPLM* (*J-Q* teorie). Byla vedena snaha stanovit hodnotu *Q* parametru s cílem kvantifikovat vlivy constraintu na lomovou houževnatost. Pro aplikaci *J-Q* teorie je nezbytná znalost rozložení deformace a napětí v analyzovaném tělese. Pro určení rozložení a velikosti deformace a napětí na řešeném tělese byl zvolen *MKP* systém *ABAQUS*.

4.2.1 Zátěžná křivka C-Mn oceli na odlitky

Popis elasticko-plastického chování je založený na deformační teorii plasticity využívající k definici zátěžné křivky napětí deformace model kontinuálně zpevňujícího materiálu. Závislost σ - ε popisuje Rambergův-Osgoodův vztah. Byly provedeny tři základní výpočty pro hodnoty exponentů deformačního zpevnění $n=5$, $n=10$, $n=15$. Ve všech případech byl zvolen součinitel deformačního zpevnění $\alpha=1$ na základě aproximačního postupu. Po porovnání vypočtených a experimentálně získaných závislostí síla-průhyb (obr. 4) byl zvolen exponent deformačního zpevnění $n=8$. Zvolením této hodnoty exponentu deformačního zpevnění byl určen model kontinuálně zpevňujícího materiálu, který se svým chováním nejvíce blíží

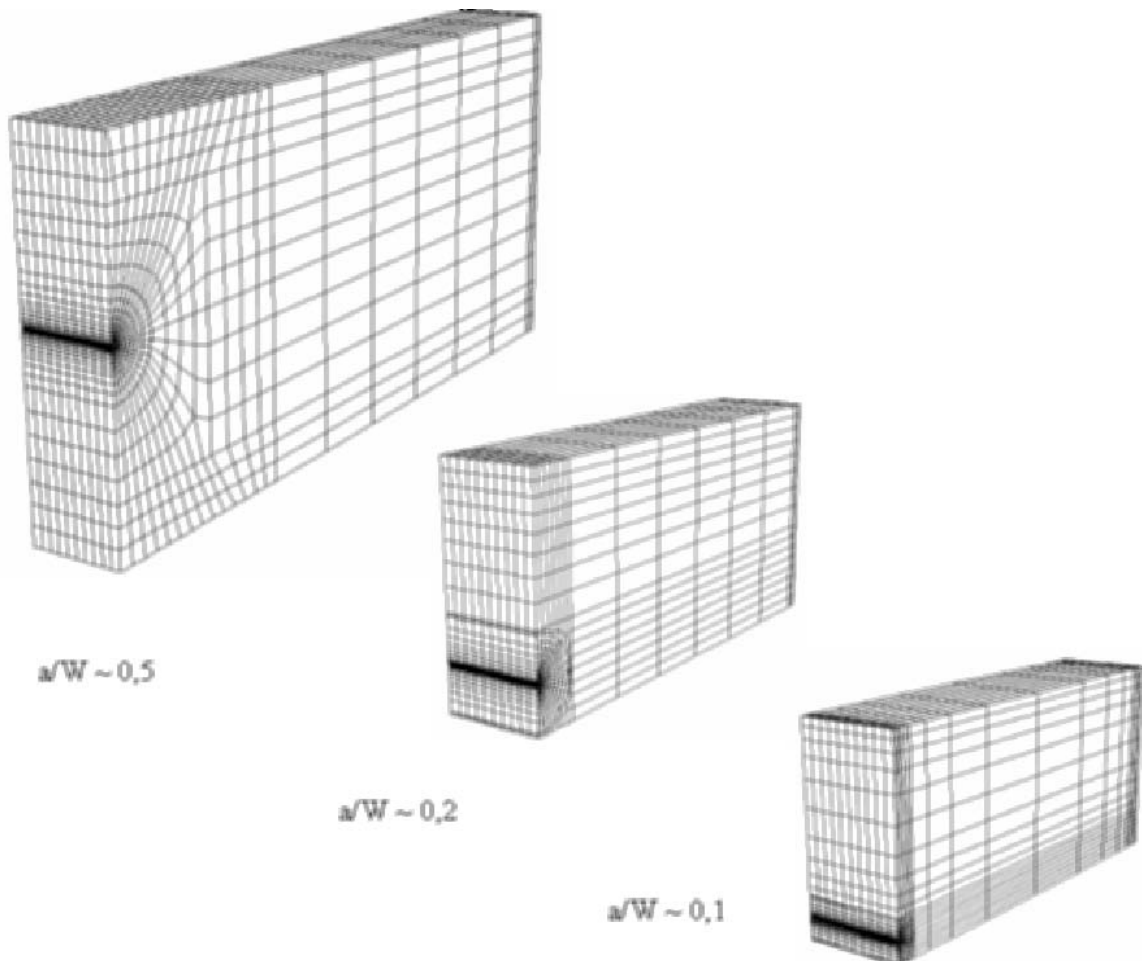
reálnému materiálu, přestože nedošlo k přesnému popisu v oblasti Lüdersovy deformace.



Obr. 4 Závislost síla-přemístění síly (průhyb)

4.2.2 Okrajové podmínky a vytvořené sítě

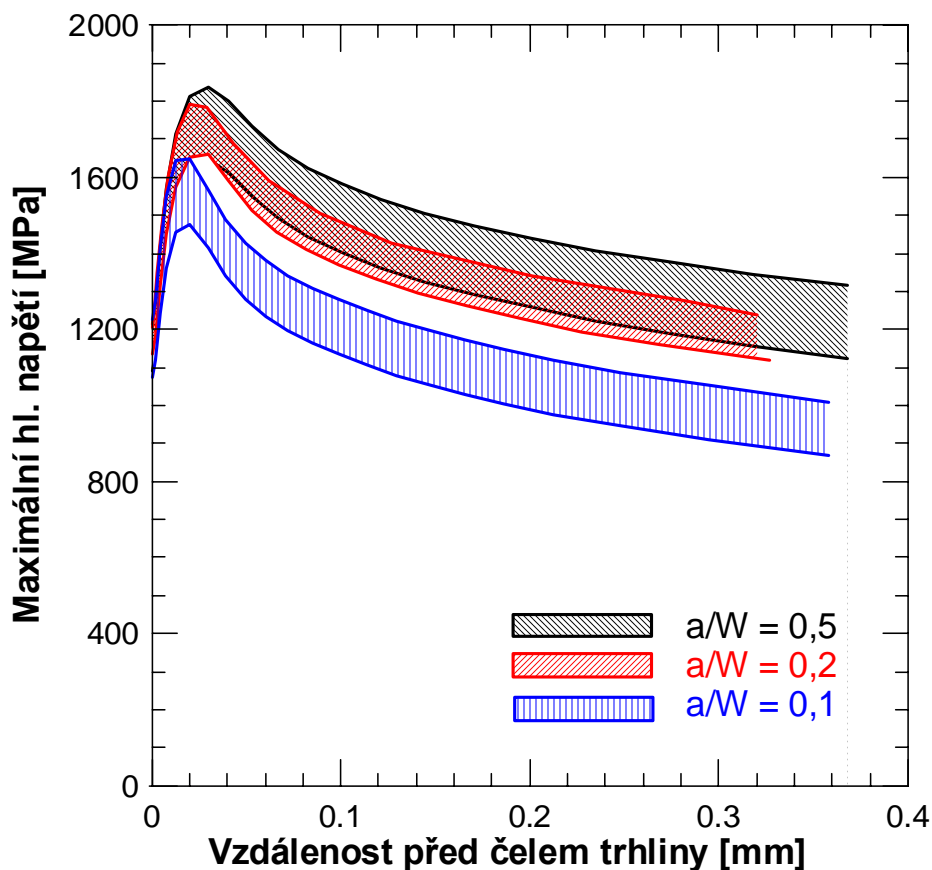
V rámci numerického modelování bylo vytvořeno celkem 29 prostorových modelů těles pro zkoušku třibodovým ohybem. V souladu s provedenými experimenty lze vytvořené modely rozdělit do tří skupin podle poměru délky trhliny k výšce tělesa. Teprve na základě fraktografického vyhodnocení lomových ploch bylo přistoupeno k vytvoření modelu čela trhliny s počátečním zaoblením $r = 0,01$ mm. S využitím dvou rovin symetrie byla modelována vždy jen čtvrtina reálného tělesa (obr. 5). Pro simulaci opěrných válečků byly v místě dotyku podpor předepsány nulové posuvy v daném směru. Ve všech provedených výpočtech bylo uvažováno silové zatížení. K diskretizaci oblasti modelované čtvrtiny tělesa bylo zapotřebí (v případě modelu s $a/W \sim 0,2$) 15680 prvků typu C3D8, což představuje 17884 uzlů. Prvek C3D8 je standardní trojrozměrný „brick“ s osmi uzly. Po provedení několika testovacích úloh byla tloušťka tělesa rozdělena do deseti vrstev. Charakteristická délka prvku na čele trhliny byla ve všech případech $8,3 \cdot 10^{-4}$ mm.



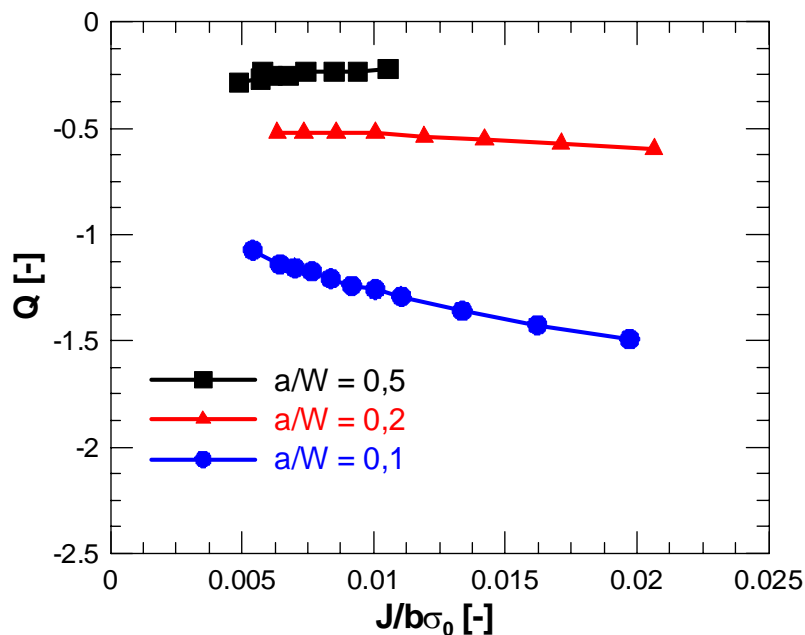
Obr. 5 Příklady vytvořených sítí konečných prvků pro jednotlivé modely

4.2.3 Constraint ve směru šíření trhliny

Hodnoty Q parametru byly určeny za použití definice uvedené v [12]. Vzhledem k tomu, že opodstatněnost použití J - Q teorie je podmíněna předpokladem podobnosti napěťových polí na čele trhliny, bylo nejprve nutné ověřit platnost výchozího předpokladu. Za tímto účelem byly stanoveny hodnoty Q parametru v souřadnicích $r = 2J / \sigma_0$ a $r = 5J / \sigma_0$. Oblast platnosti J - Q koncepce je limitována podmínkou udávající maximálně deseti procentní přípustnou odlišnost hodnot Q parametru stanoveného ve zmíněných souřadnicích. Hodnoty maximálního hlavního napětí získané z elasticko-plastického výpočtu (obr. 6) byly odečítány ve středové rovině tělesa, tedy v oblasti dominance RD. Podmínky RD jsou považovány za nejkritičtější vzhledem ke vzniku nestabilního štěpného lomu. Aby bylo možné demonstrovat odlišnosti (zejména v průbězích J - Q závislosti) mezi jednotlivými skupinami těles, byla z každé skupiny vybrána pouze jedna geometrie, která byla považována za reprezentativní pro danou skupinu. Výsledné průběhy Q parametru charakterizujícího „in-plane constraint“ pro jednotlivé poměry a/W jsou uvedeny na obr. 7.



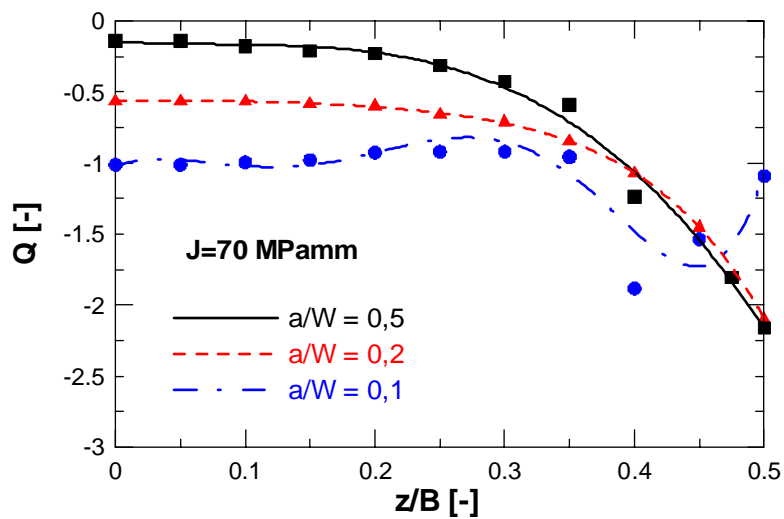
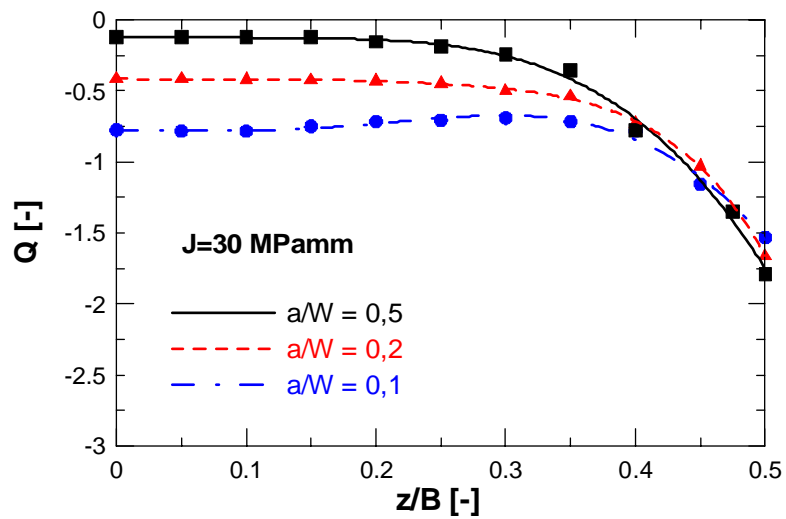
Obr. 6 Pásky max. hl. napětí pro maximální (minimální) lomovou sílu



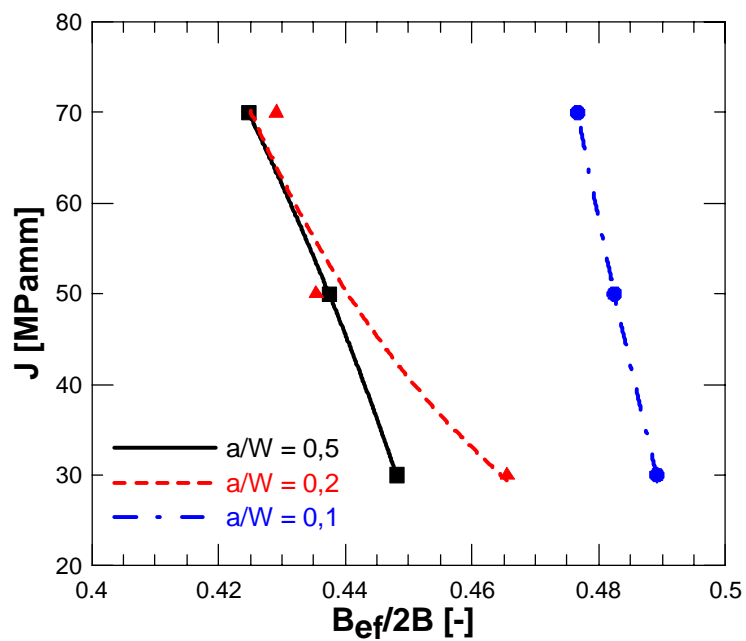
Obr. 7 Průběhy Q parametru pro tělesa s různou délkou trhliny

4.2.4 Constraint ve směru tloušťky tělesa

Výše uvedené výsledky byly určeny za použití trojrozměrných modelů, avšak uvedené hodnoty Q parametru byly stanoveny ve středové rovině tělesa. Obecně se předpokládá, že v této rovině dochází k nejmenší ztrátě constraintu. To znamená, že ztráta constraintu, která se řadí v případě křehkého lomu mezi klíčové aspekty je ovlivněna jen plochou (A) před čelem trhliny, která je ohraničena konturou příslušného maximálního hlavního napětí (σ_1). Oproti tomu v reálném tělese je maximální hlavní napětí rozloženo v prostoru a čelo trhliny je obklopeno vždy určitým objemem materiálu $V = B_{ef} A(\sigma_1)$, a proto byly sestrojeny průběhy hodnot Q parametru v blízkosti čela trhliny v závislosti na lokalizaci polohy ve směru tloušťky tělesa (obr. 8). Efektivní tloušťka tělesa (B_{ef}) je stanovena jako délka základny obdélníkové plochy, kterou získáme integrací plochy pod křivkami odpovídajícími jednotlivým tělesům s příslušnými poměry a/W na obr. 8. Podobně jako v případě výpočtů „in-plane constraint“ bylo nutné stanovit jednoznačné společné kritérium, aby bylo možné objektivně porovnat chování těles s různou délkou trhliny. Předpokladem zachování stejných podmínek se stala hladina zatížení definovaná stejnou hodnotou J -integrálu. Na svislých osách jsou vyneseny hodnoty Q parametru a na vodorovných osách jsou vzdálenosti od středu tělesa až po jeho volný povrch. Souřadnice $z/B = 0$ představuje podélnou rovinu symetrie (podmínky RD) a volný povrch (podmínky RN) je v souřadnici $z/B = 0,5$. Jak vyplývá z nově získaných výsledků (obr. 9), primárně dochází ke vzniku „out-of-plane constraint“, tzn. že rozvoji plastické deformace je nejprve bráněno elasticky zatíženým objemem materiálu ve směru tloušťky tělesa. Teprve po dalším zvyšování zatížení jsou zvýrazněny účinky „in-plane constraint“ a rozhodující se stává odpor, který klade materiál proti rozvoji plastické deformace ve směru budoucího šíření trhliny.



Obr. 8 Průběhy Q parametru po tloušťce tělesa



Obr. 9 Efektivní tloušťky stanovené pro tělesa s různou délkou trhliny

5 MODELOVÁNÍ STABILNÍHO ŠÍŘENÍ TRHLINY

5.1 MATERIÁL A METODIKY EXPERIMENTU

Jako experimentální materiál pro oblast horních prahových hodnot byla vybrána 42CrMo4 ocel, která byla vyrobena společností Žďas, a. s. ve formě výkovku o průřezu 500 x 500 mm. Uvedené výsledky experimentálních prací byly získány na zkušebních tělesech, jejichž nejdelší rozměr byl vždy orientován rovnoběžně se směry vláken ve výchozím polotovaru. Veškeré zkoušky byly provedeny za pokojové teploty.

5.1.1 Statická zkouška jednoosým tahem

Válcové zkušební tyče byly vyrobeny z vybrané oblasti, která je totožná s oblastí výskytu únavové trhliny na standardním tělese pro tříbodový ohyb. Pro účely numerické simulace růstu trhliny bylo zapotřebí stanovit nejen závislost síla – prodloužení ($F-\Delta L$) resp. $\sigma-\varepsilon$, ale také závislosti síla – zúžení ($F-\Delta d$) resp. prodloužení – zúžení ($\Delta L-\Delta d$) a to zejména po dosažení maximální síly.

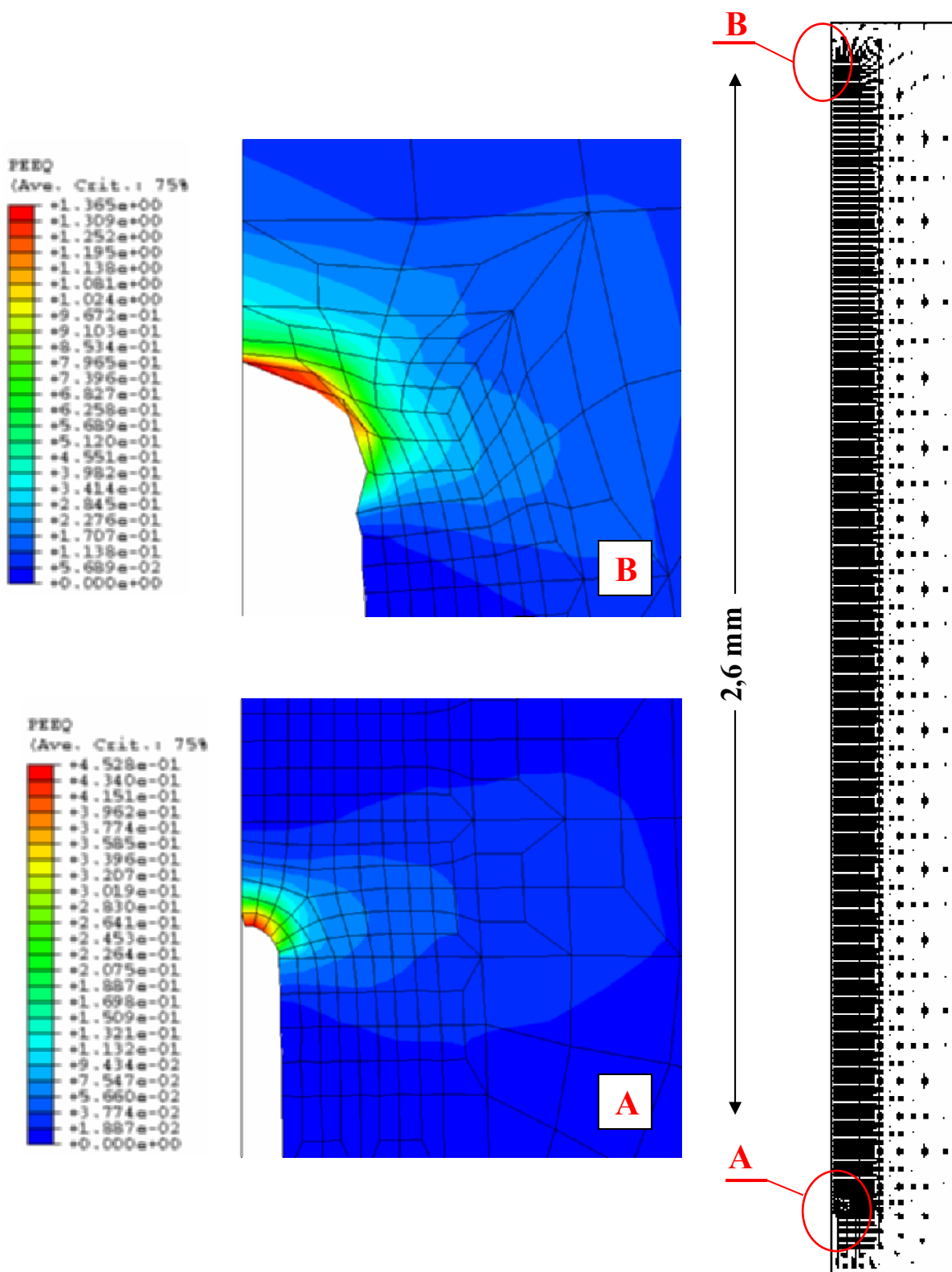
5.1.2 R-křivka

Odolnost materiálu vůči stabilnímu šíření byla zjišťována na standardních tělesech pro tříbodový ohyb (viz 4.1.2) za použití metody více zkušebních těles. Stejně jako v případě provedených zkoušek popsanych v 4.1.2 byly použity snímače pro záznam síly a dvojice indukčních snímačů pro záznam přemístění působiště síly. Navíc byl použit tenzometrický snímač monitorující rozevření trhliny, který byl uchycen pomocí břitů upevněných na povrchu zkušebního tělesa. Celkem bylo použito šest zkušebních těles, přičemž první těleso bylo zatíženo maximální silou v odpovídajícím záznamu síla-přemístění. Tento záznam byl k dispozici, neboť zmiňovaným zkouškám předcházely zkoušky pro určení teplotní závislosti lomové houževnatosti určené na tělesech stejné geometrie a vyrobených ze stejného materiálu. Za hodnotu Δa byl považován přírůstek trhliny měřený na optickém mikroskopu v podélné středové rovině tělesa. Naměřené body v odpovídajících souřadnicích $J-\Delta a$ byly proloženy mocninnou funkcí.

5.2 METODA UVOLŇOVÁNÍ UZLŮ

Programový systém *ABAQUS* (verze 6.3) umožňuje modelování šíření trhliny metodou uvolňování uzlů pouze v případě rovinné úlohy. Z hlediska modelování je šíření trhliny analogií k řešení kontaktní úlohy. K oddělování (uvolňování) uzlů dojde v případě dosažení předem definované kritické hodnoty otevření v kořeni trhliny δ_c v dané vzdálenosti od čela trhliny. Po překročení této hodnoty se trhlina prodlouží o hodnotu Δa , která ovšem musí být také uživatelem předem definována. Výsledně se trhlina šíří progresivně od prvního uzlu kontaktu ke druhému podle funkce předem definující přírůstek trhliny a poměr hodnoty aktuálního (spočteného) *COD* ke kritické hodnotě δ_c . V průběhu uvolňování uzlů jsou napětí mezi dvěma elementy kontaktu postupně snižovány až na nulovou hodnotu. Vytvořený 2D model

standardního tělesa pro zkoušku tříbodovým ohybem se nijak nelišil od předchozích vytvořených modelů standardních těles, přičemž s využitím jedné osy symetrie byla modelována jen polovina tělesa. Materiál byl považován za homogenní a izotropní s elastickými konstantami $E = 210000$ MPa, $\mu = 0,3$.



Obr. 10 Plast. deformace: počátek šíření (A), konec definované oblasti šíření (B)

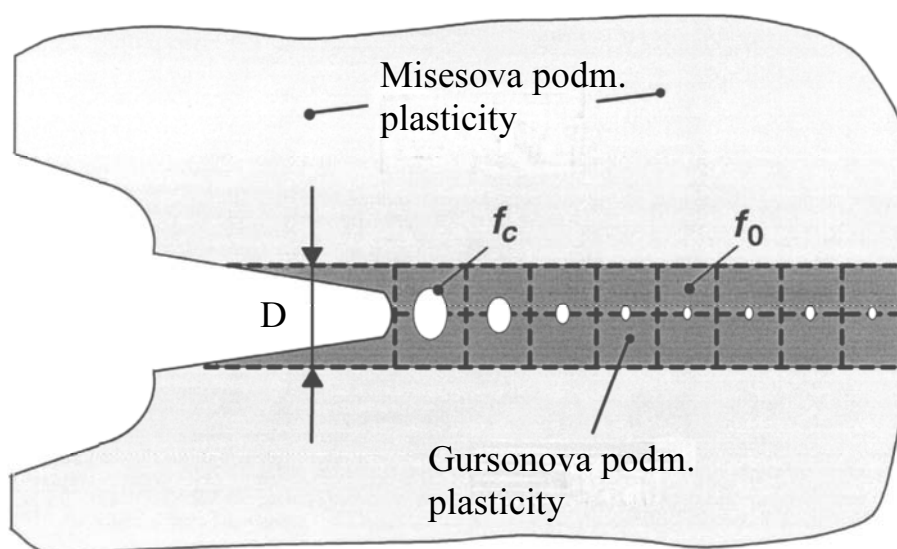
Definováním křivky skutečné napětí-skutečná deformace (viz. 5.1.1) bylo zohledněno elasticko-plastické chování materiálu. Uvedená úloha primárně vznikla za účelem zjištění chování modelu s cílem posouzení vhodnosti použité metody pro splnění cílů ve smyslu kapitoly 3. Avšak již první výpočty jednoznačně prokázaly, že zvolená metoda založená na uvolňování uzlů tak jak je implementována v systému *ABAQUS* není vhodná pro řešení daného problému. Nevýhodou se jeví nutnost volby kritického parametru δ_c resp. Δa . Lze konstatovat, že na základě zvolené metody uvolňování uzlů obsažené v použité verzi *ABAQUSU* lze úspěšně modelovat šíření tvárné trhliny za předpokladu deformačního mechanismu porušování, avšak metoda je vhodná pro „rekonstrukci“ známé experimentální J - Δa křivky. Vzhledem k výše popsáným omezením je tedy možnost predikce lomového chování u tělesa se stabilně rostoucí trhlinou jednoznačně vyloučena.

5.3 METODA UVOLŇOVÁNÍ UZLŮ

Šíření trhliny je umožněno na základě „vymizení“ elementů definovaných před čelem stacionární trhliny. Se zvyšujícím se zatížením postupně dochází k automatickému odstraňování těchto elementů v případě, že je dosaženo kritické (poškozovací) podmínky. Tuhost elementů je pak nulová, přičemž síly v uzlech příslušející danému elementu jsou postupně snižovány až na nulovou hodnotu. Elementy nejsou z modelu odstraněny topologicky, avšak do dalších výpočtů již nevstupují.

5.3.1 Definice materiálu a poškozovací kritérium

Metoda je založena na zcela jiném principu než metoda uvolňování uzlů, což vyžaduje i zcela odlišný popis materiálu zejména v oblasti předpokládaného šíření trhliny.



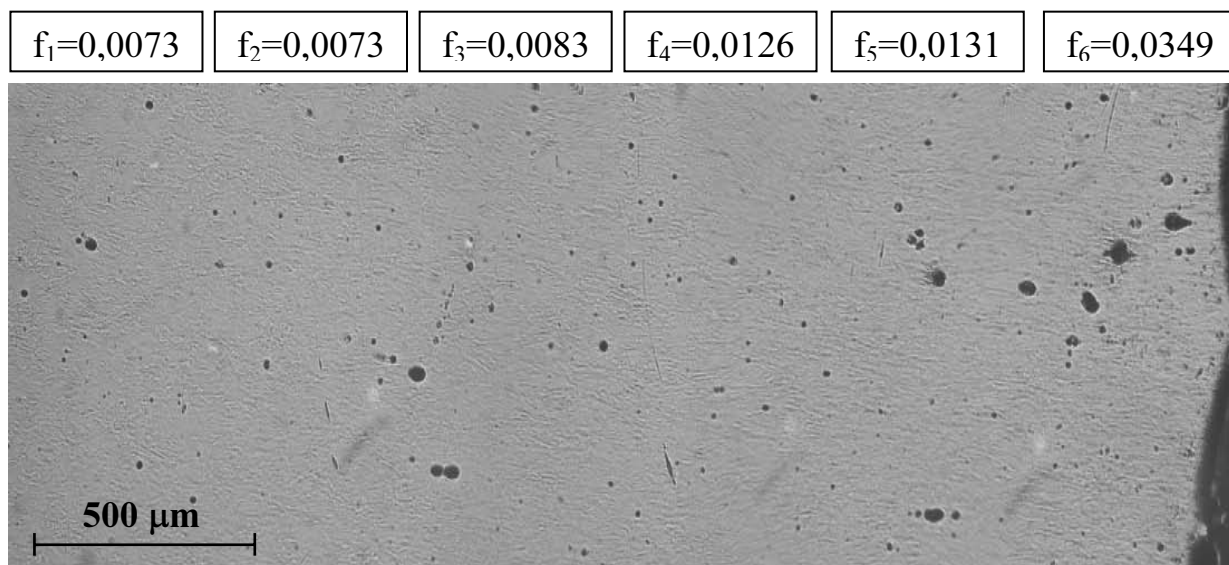
Obr. 11 Oblasti různého materiálového popisu v *MKP* modelu podle Doddse

Z materiálového hlediska je v případě aplikace metody mizení elementů zapotřebí popsat oblast předpokládaného růstu trhliny (šířka oblasti D) pomocí (mikro)mechanického modelu (obr. 11). (Mikro)mechanické modely (Gursonův nebo jeho modifikace- GT , GTN) zohledňují počáteční objemový podíl dutin f_0 , který při zvyšování zatěžování roste. Růst dutin může v některých případech vést ke vzájemnému spojování dutin-koalescenci (f_C). S dalším zvyšováním zatížení dosáhne objemový podíl dutin kritické hodnoty f_F . Podmínka šíření je splněna v případě, že aktuální objemový podíl dutin vztažený na jeden element překročí kritickou hodnotu f_F . Při překročení kritické hodnoty dojde k odstranění elementu a následně k procesu uvolňování vnitřních sil příslušejících jednotlivým uzlům. Vlastnosti „matrice“ ve vymezené oblasti šířky D jsou dány stejnou závislostí $\sigma - \varepsilon$, která definuje elasticko-plastické chování materiálu celého tělesa.

5.3.2 Výběr modelu a stanovení parametrů modelu

Programový systém *ABAQUS* standardně nabízí pouze GT model (nezohledňuje koalescenci dutin), avšak zároveň podporuje využití materiálového modelu vytvořeného uživatelem. Užitím subrutiny *UMAT* byl do programového systému *ABAQUS* implementován kompletní GTN model (zohledňuje koalescenci dutin), který s přímým souhlasem poskytl jeho autor Z. L. Zhang [18]. Metodika stanovení parametrů jednotlivých modelů vyžaduje metalografické pozorování v oblasti výrazné lokální změny průřezu, ale také v oblasti neovlivněné plastickou deformací. Polovina válcové tyče (vzniklé po provedení tahové zkoušky) byla rozřezána v podélné rovině a poté byla příčným řezem oddělena závitová část, která reprezentovala oblast materiálu neovlivněného plastickou deformací. Pořízené fotografie z optického mikroskopu byly podrobeny podrobné obrazové analýze. Na základě obrazu části zachycující zužující se oblast vyplývá, že u použitého materiálu nedochází v průběhu tvárného porušení k procesu koalescence dutin (tzn., že hodnotu objemového podílu dutin při koalescenci f_C lze považovat za velmi blízkou či spíše totožnou s hodnotou objemového podílu dutin při konečném poškození f_F). Kritických podmínek pro vznik tvárného poškození je dosaženo kombinací růstu a případnou nukleací dutin. Po dosažení kritických podmínek se nejpravděpodobněji uplatňuje (mikro)mechanismus smykové dekoheze, neboť u nízko zpevňujících materiálů je rozsah plastické deformace lokalizován jen do oblasti mezi čelem trhliny a nejbližší dutinou. Výše uvedená tvrzení jednoznačně vedou k závěru, že může být v případě modelování tvárného porušení oceli 42CrMo4 oprávněně použito GT modelu, který nezohledňuje koalescenční fázi v procesu tvárného porušení. Oblast lokálního zužování byla rozdělena na šest jednotlivých částí označených 1 až 6 za účelem stanovení gradientu plošného podílu dutin v závislosti na vzdálenosti od lomové plochy (obr. 12). Plošný podíl dutin byl vyhodnocován v podélné středové rovině, proto lze tyto hodnoty ztotožnit s hodnotami objemového podílu dutin. Podobný postup při určování plošného podílu dutin resp. jeho závislosti na velikosti plastické deformace je uveden např. v dokumentu EPRI [5]. Hodnota objemového podílu f_F byla přiřazena hodnotě plošného podílu dutin

stanovené v části 6. Počáteční objemový podíl dutin f_0 byl stanoven jako hodnota plošného podílu částic obsaženého na ploše závitové části.



Obr. 11 Rozložení dutin v oblasti krčku (lomová plocha je vpravo)

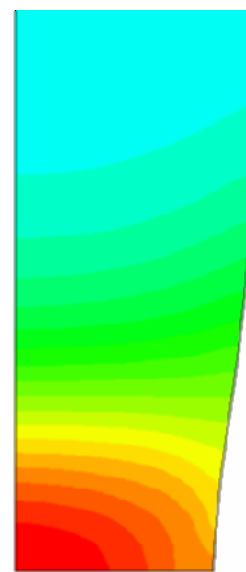
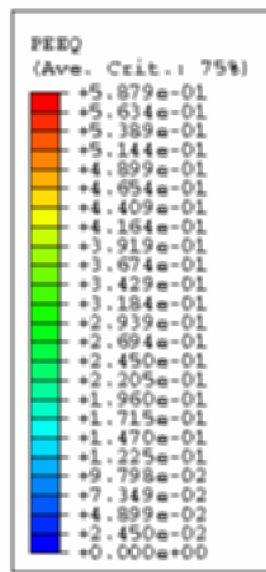
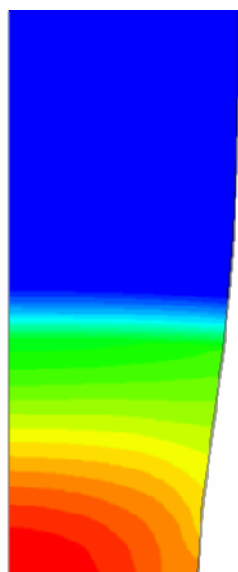
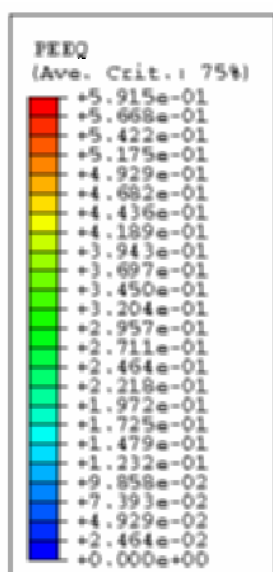
Závěry plynoucí z metalografického rozboru v otázce absence koalescenčního stádia byly ověřeny na základě porovnání provedených *MKP* výpočtů uvažujících *GT* a kompletní *GTN* model. Vzhledem k tomu, že v této fázi ještě nebyly k dispozici výsledky metalografické a obrazové analýzy byla zvolena hodnota $f_0 = 0,001$ a hodnota nukleačního parametru $f_N = 0,04$). Ve všech případech byl zvolen statistický model nukleace [2] s doporučenými hodnotami $\epsilon_N = 0,3$ a $S_N = 0,1$. Následně byly provedeny numerické výpočty za účelem porovnání *GT* a kompletního *GTN* modelu. Výsledky rozložení plastické deformace a objemového podílu dutin v okamžiku stejného zatížení pro oba modely jsou uvedeny na obr. 12. Zkratka *PEEQ* označuje ekvivalentní plastickou deformaci a zkratka *VVF* udává podíl dutin. Charakter kontur plastické deformace i podílu dutin je velmi podobný u obou variant. U rozložení plastické deformace v případě kompletního *GTN* modelu (obr. 12 a) ostrý přechod do nulových hodnot není reálný, ale jedná se pouze o částečné zobrazení. V místě náhlého poklesu hodnot se nachází hranice oblastí s různým materiálovým popisem (elasticko-plastický a Gursonův), a tedy rozložení plastické deformace nelze zobrazit u obou částí současně. Proto se horní část modelu pouze zdánlivě jeví jako oblast s nulovou plastickou deformací. Předmětem zájmu je oblast lokálního zužování, která není zmíněnou hranicí ovlivněna. Stejný problém vyvstává při zobrazování podílu dutin u obou modelů, a tedy i v tomto případě náhlý pokles hodnot není reálný. Z uvedených výsledků je patrné, že rozdíly v hodnotách plastické deformace a podílu dutin jsou ve sledovaných oblastech mezi oběma modely minimální. Lze konstatovat, že na základě provedených numerických výpočtů byla definitivně podpořena správnost volby *GT* modelu pro následné modelování tvárného porušení těles s trhlinou pro třibodový ohyb.

kompletní *GTN* model

GT model

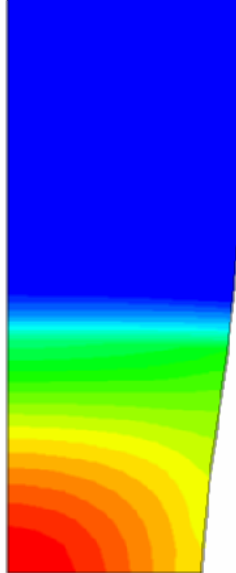
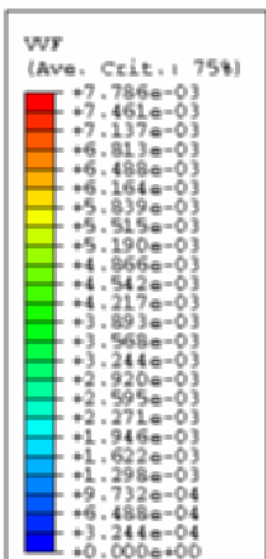
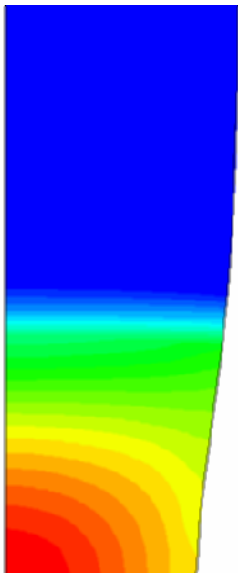
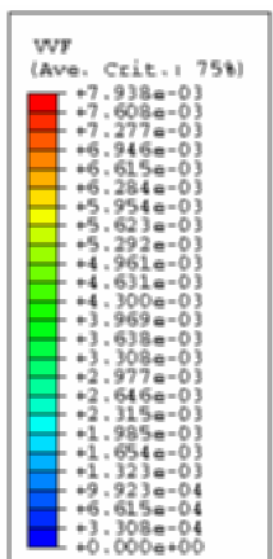
a)

b)



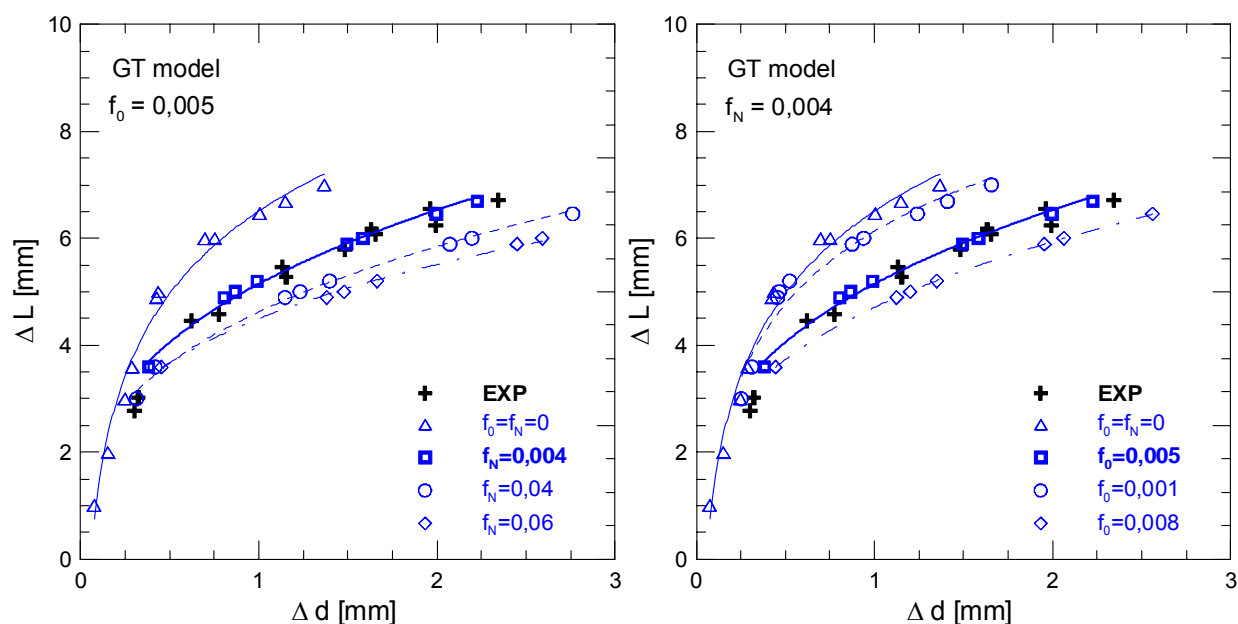
c)

d)



Obr. 12 Rozložení plastické deformace a podílu dutin v případě použití kompletního *GTN* modelu (a, c) a *GT* modelu (b, d)

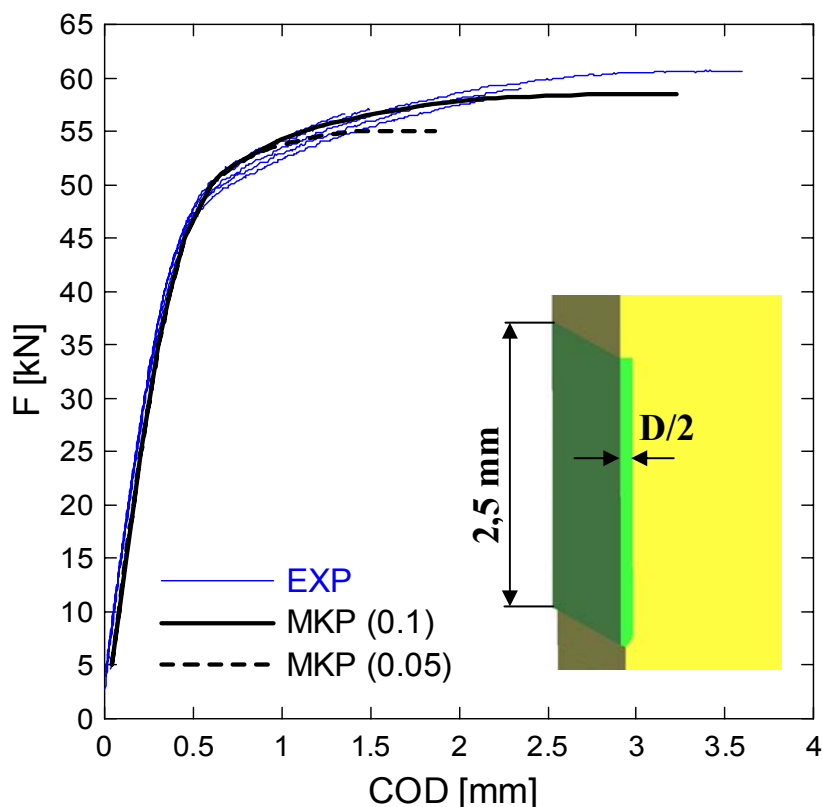
Z charakteru sklonu křivek vynesných v grafu na obrázku 13 je zřejmé, že dochází ke vzniku výraznější plastické deformace v případě vyšších hodnot nukleačního parametru f_N resp. f_0 . Oba grafy jsou doplněny experimentálně zjištěnými závislostmi hodnot $\Delta L - \Delta d$, na jejichž základě byla určena hodnota nukleačního parametru f_N . Stanovením posledně zmíněného nukleačního parametru byly kompletně určeny parametry *GT* modelu. Pro představu jsou grafy doplněny závislostí stanovenou za předpokladu elasticko-plastického materiálu definovaného v celém modelu ($f_0 = f_N = 0$).



Obr. 13 Závislost ΔL - Δd při změně f_0 resp. f_N

5.3.3 Šíření trhliny u tělesa pro třibodový ohyb

V rámci modelování stabilního šíření trhliny *MKP* byl vytvořen 3D model standardního tělesa pro zkoušku třibodovým ohybem bez bočních vrubů. S využitím dvou rovin symetrie byla opět modelována pouze čtvrtina reálného tělesa. Metoda mizení elementů vyžaduje modelování neostré trhliny, a proto byl vytvořen model s počátečním otupením trhliny pod úhlem zhruba 45° . Oblast předpokládaného růstu trhliny byla popsána experimentálně zjištěnou závislostí skutečné napětí-skutečná deformace a parametry *GT* modelu, zbytek materiálu tělesa popisuje experimentálně zjištěná závislost skutečné napětí-skutečná deformace. Zatížení a okrajové podmínky byly předepsány stejně jako v případě vytvořených modelů standardních těles pro třibodový ohyb (viz. 4.2.2). Následně bylo zapotřebí stanovit vliv velikosti prvků (zejména v oblasti před čelem stacionární trhliny) na dosažené výstupy. Otázka velikosti prvků v oblasti popisu materiálu pomocí *GT* modelu přímo souvisí se stanovením šířky D resp. $D/2$ této oblasti. Poznamenejme, že stanovení dosud nediskutované šířky D není dáno jednoznačně. Obecně je však velikost D přiřazována do spojitosti např. se střední vzdáleností určenou mezi počátečními dutinami. Naprostá většina autorů [např. 1, 19] stanovuje velikost prvků v oblasti *GT* popisu na základě porovnání provedených výpočtů s experimentem. V rámci stanovení „vhodné“ velikosti D byly provedeny dva výpočty s $D = 0,1$ resp. $D = 0,2$ mm. Ze srovnání výsledků numerického modelování a experimentu vyplývá, že původně zvolená charakteristická velikost prvku $0,05$ mm ($D = 0,1$ mm) není vhodná pro modelování šíření trhliny (obr. 14). Použití hustější sítě konečných prvků způsobuje příliš rychlý nárůst délky trhliny v průběhu zatěžování. Na základě provedených numerických simulací a jejich srovnání s experimentem byla zvolena širší oblasti *GT* popisu $D = 0,2$ mm.

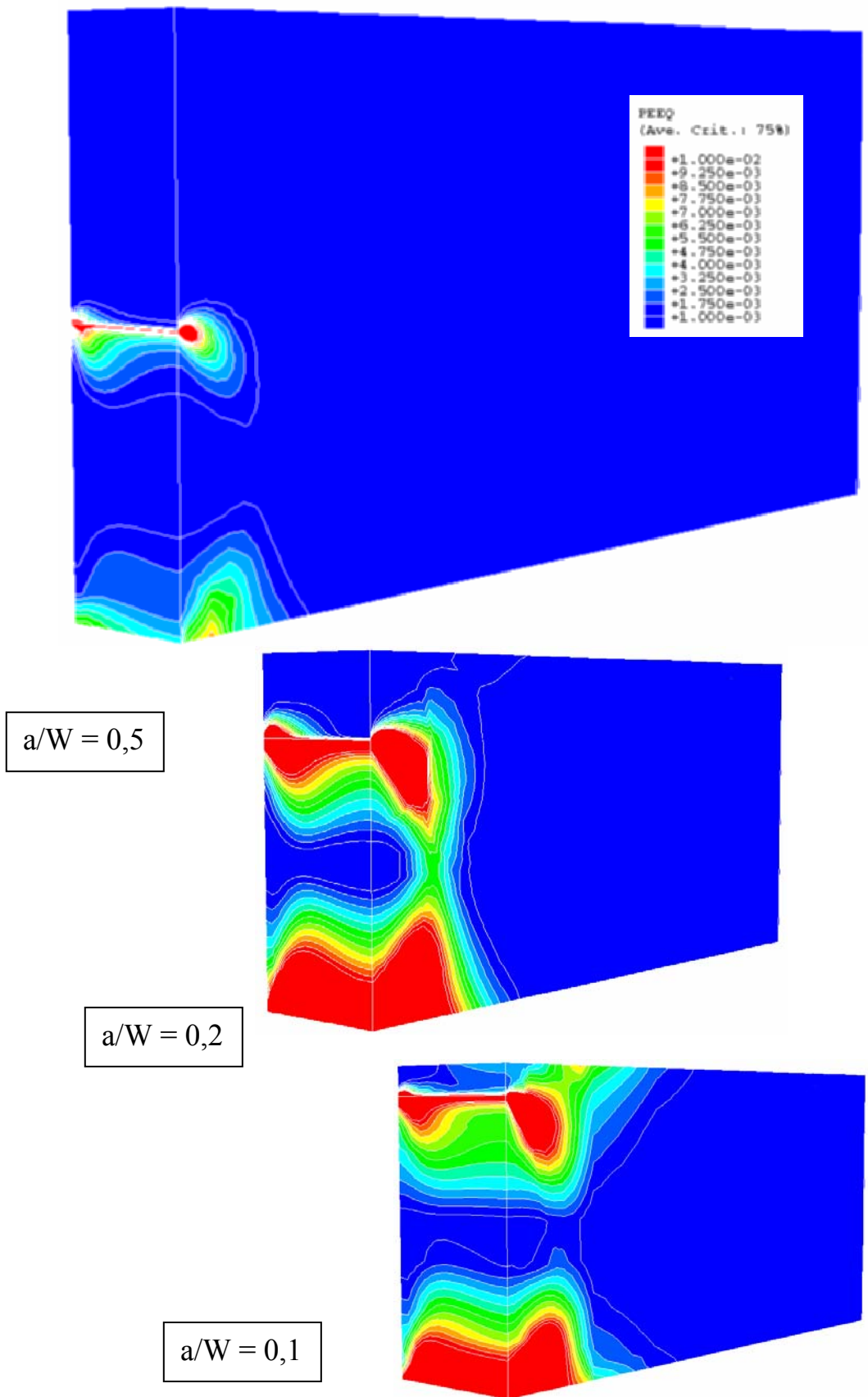


Obr. 14 Závislost síla-otevření (porovnání *MKP* s experimentem)

6 DISKUSE

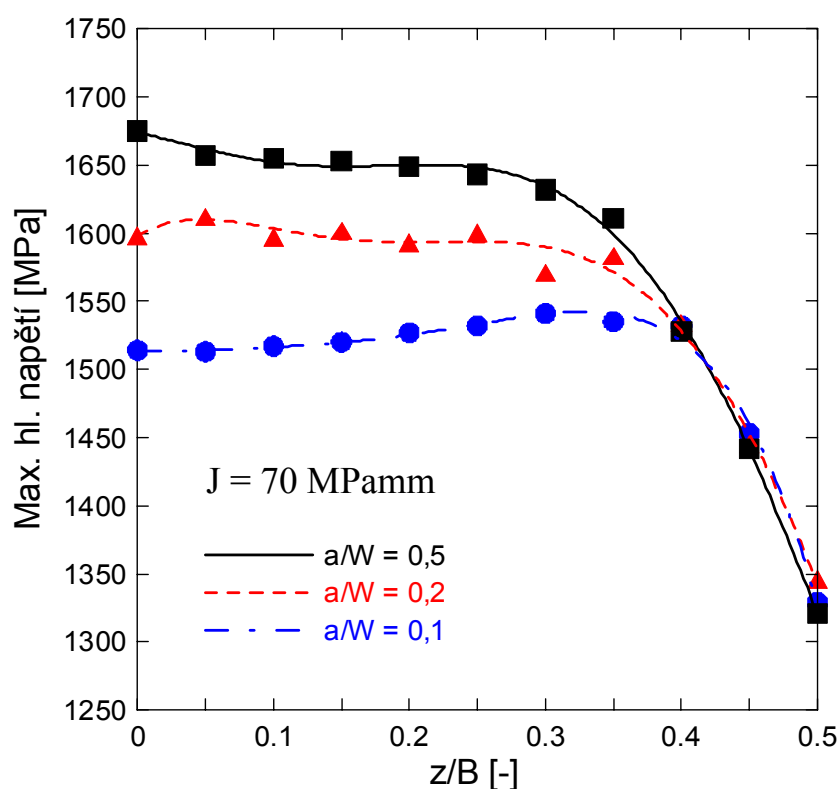
6.1 NESTABILNÍ ŠTĚPNÝ LOM

Pro možnost porovnání jednotlivých těles jsou výsledky *MKP* výpočtů vyneseny v okamžiku lomových sil. Z analýzy stavu napjatosti a deformace na čele trhliny jsou patrné změny v rozložení a velikosti plastické deformace a maximálního hlavního napětí pro jednotlivá zkušební tělesa. Pokles max. hl. napětí v podélné rovině symetrie je spojován s rozložením plastické deformace. Plastická deformace v této rovině je v případě standardního tělesa obklopena elasticky zatíženým objemem materiálu, zatímco u těles s mělkou trhlinou plastická deformace dosahuje volného povrchu tělesa, čímž může dojít k relaxaci napětí (obr. 15). Výše uvedený rozbor stavu deformace a napjatosti bere v úvahu pouze výsledky stanovené v podélné středové rovině 3D tělesa, a tudíž předem předpokládá, že ztráta constraintu je ovlivněna jen plochou před čelem trhliny, která je ohraničena konturou příslušného max. hl. napětí, a proto byly sledovány průběhy hodnot max. hl. napětí před čelem trhliny i ve směru tloušťky tělesa (obr 16). Na základě získaných nových znalostí o průběhu maximálního hlavního napětí bylo přistoupeno k výpočtům \mathcal{Q} parametru v jedenácti rovnoběžných rovinách, jejichž složením dostáváme průběh „out-of-plane constraint“ před čelem trhliny. Z dosažených výsledků numerického modelování vyplývá, že maximálních hodnot \mathcal{Q} parametru je u standardních těles dosaženo vždy v souřadnici $z/B=0$, tedy v oblasti předpokládané RD, přičemž zmíněná hodnota je po velké části tloušťky tělesa téměř konstantní.



Obr. 15 Rozložení plastické deformace pro tělesa s různou délkou trhliny

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 byl shledán 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 . Získané poznatky o závislosti max. hlavních napětí resp. Q parametru po tloušťce tělesa a následné stanovení efektivních tloušťek příslušejících jednotlivým tělesům naznačují, 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.



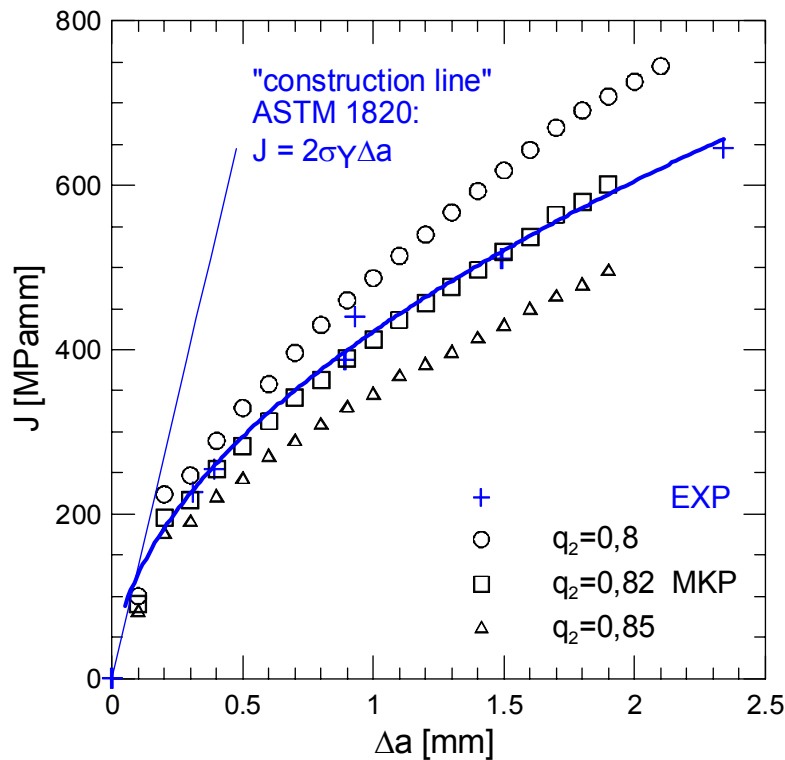
Obr. 16 Průběhy max. hlavního napětí po tloušťce tělesa

6.2 STABILNÍ ŠÍŘENÍ TRHLINY

Důležitou problematiku v oblasti horních prahových hodnot v současnosti představuje vliv geometrie zkušební tělesa na průběh J - Δa křivky. Obecně je tento vliv charakterizován pojmem constraint podobně jako v případě nestabilního štěpného lomu. Výsledky experimentálních prací jednoznačně ukazují změny v průbězích J - Δa křivky v závislosti na geometrii použitého zkušební tělesa [např. 7, 14]. S využitím GT modelu a speciálního MKP řešiče $WARP3D$ byla úspěšně simulována závislost J -integrálu na délce tvárné trhliny pro reálný materiál. Tvergaardova modifikace Gursonova modelu [16] spočívá v zavedení dvojice

parametrů (mikromechanické parametry značené q_1, q_2) stanovených na základě provedených experimentů, přičemž parametr q_2 přímo a nejvýrazněji ovlivňuje aktuální hodnotu triaxiality. Se snižováním hodnoty parametru q_2 dochází ke snižování podílu σ_m / σ_e a naopak. Ve zmíněné práci jsou uvedeny doporučené hodnoty parametrů $q_1 = 1,5$ a $q_2 = 1$. Naproti tomu Koplík a Needleman [9] doporučují hodnoty parametrů $q_1 = 1,25$ a $q_2 = 1$. Rozdíly v doporučených hodnotách parametru q_1 lze sledovat v použití rozdílných (mikro)mechanických modelů porušení, neboť Tvergaardův model neuvažuje fázi koalescence dutin. Hodnoty $q_1 = 1,5$ resp. $q_1 = 1,25$ byly akceptovány světovou vědeckou veřejností a v naprosté většině publikovaných prací v minulosti byly a v současnosti stále ještě jsou tyto hodnoty považovány za konstanty nezávislé na materiálu.

Nejnovější [8] výzkumy naznačují, že mikromechanické parametry q_1 a q_2 nelze považovat za nezávislé na materiálu a otázka jejich volby se v současnosti jeví jako nejkritičtější v případě aplikace (mikro)mechanických modelů a MKP pro predikci tvárného porušení. S ohledem na vysokou aktuálnost dané problematiky bylo přistoupeno ke zkoumání vlivu změny parametrů q_1 a q_2 na predikovanou J - Δa křivku. Na obr. 17 jsou vykresleny J - Δa křivky v závislosti na volbě hodnoty parametru q_2 (při zachování $q_1 = 1,5$), jehož změnou je výrazně ovlivněn člen (mikro)mechanického modelu zohledňující triaxialitu napjatosti. Je patrné, že se zvyšováním hodnot parametru q_2 dochází k výraznému poklesu sklonu J - Δa křivky a obráceně. Podobnou změnu sklonu lze nalézt v případě experimentálních křivek získaných na různých typech těles s trhlinou [např. 7, 14].



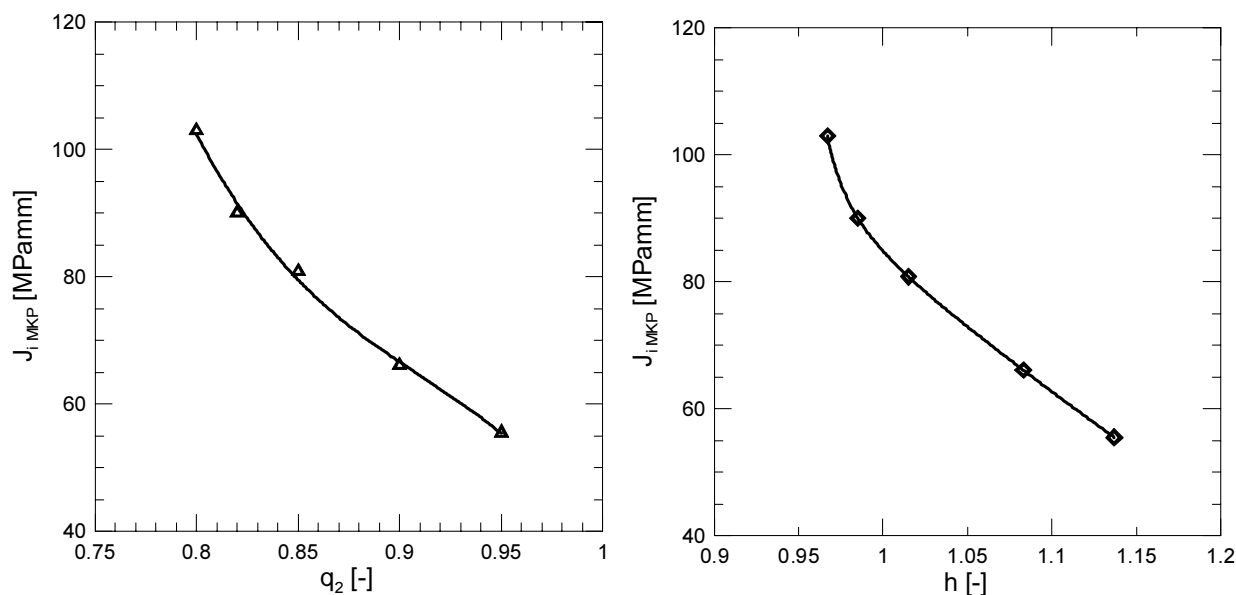
Obr. 17 Změna sklonu J - Δa křivky v závislosti na parametru q_2

V souvislosti se změnou sklonu $J-\Delta a$ křivky byla pozornost soustředěna na iniciaci tvárného lomu. Největší problém při určování hodnoty J -integrálu při iniciaci představuje obtížnost exaktního stanovení momentu iniciace. Proto je za počátek iniciace obvykle považován okamžik, ve kterém se vyskytne detekovatelná délka tvárného natržení. Často je pak hodnota J -integrálu při iniciaci extrapolována k nulové hodnotě přírůstku trhliny. Protože je hodnota J -integrálu stanovena již za existence malého tvárného natržení, obdržené hodnoty nejsou exaktně „pravými“ iniciačními hodnotami. Lze však s jistotou konstatovat, že zmíněné hodnoty jsou stále dosti přesné ve smyslu reprezentace odolnosti materiálu vůči iniciaci tvárného porušení a pro porovnání různých materiálů z hlediska odolnosti proti počátečnímu tvárnému šíření trhliny. Za nejbližší k „reálné“ iniciační hodnotě je považována hodnota J_i stanovená v místě průsečíku lineární čáry otupení s mocninnou funkcí, kterou jsou proloženy experimentálně stanovené hodnoty dvojic $J-\Delta a$.

Problematiku stanovení hodnoty J -integrálu při iniciaci je tedy nutné spatřovat ve dvou odlišných pohledech. Nejvíce zaměřený na primární proces porušení je pohled fyzikálně-mechanický. Druhý pohled lze označit jako inženýrský. Z pohledu fyzikálně-mechanického (ve smyslu mikromechanismu porušení) se hodnota J_i jeví jako nezávislá na geometrii tělesa. Tato hodnota může být považována za materiálovou charakteristiku jak dokazuje celá řada prací, které se zabývají experimentálním určením $J-\Delta a$ křivek pro případy rozdílných geometrií zkušebních těles [3, 4, 7, 14]. Za hodnoty J -integrálu při iniciaci stanovené MKP ($J_{i\ MKP}$) byly považovány hodnoty J -integrálu zjištěné v okamžiku „vymizení“ prvního prvku ($\Delta a = 0,1$ mm). V takovém případě se již nejedná o přesné určení fyzikální iniciační hodnoty J -integrálu ve smyslu fyzikálně-mechanického přístupu. Stanovené iniciační hodnoty metodou konečných prvků lze označit za pseudo-fyzikální, které se nacházejí na hranici mezi inženýrským a fyzikálně-mechanickým přístupem, neboť získané hodnoty byly určeny na základě využití spojení (mikro)mechanického modelu porušení (ve smyslu mikromechaniky kontinua) a metody konečných prvků.

Z výsledků numerických analýz byla stanovena závislost hodnoty $J_{i\ MKP}$ na hodnotě parametru q_2 resp. na faktoru triaxiality h (obr. 18). Na základě dosažených výsledků z provedených numerických analýz tělesa s trhlinou lze konstatovat, že za předpokladu deformačně řízeného mechanismu porušení dochází ke zvyšování hodnoty $J_{i\ MKP}$ v případě snižování úrovně triaxiality napjatosti před čelem trhliny. U zkoumané oceli 42CrMo4 byla stanovena výrazně vyšší hodnota $J_{i\ MKP}$ (za předpokladu tvárného mechanismu porušení) než v případě běžně navrhované hodnoty parametru q_2 . Z inženýrského hlediska je hodnota J_i závislá na geometrii zkušebního tělesa. Proto nejdůležitější problematikou z pohledu aplikace (mikro)mechanických modelů spojených s MKP v rámci inženýrského přístupu je přenositelnost experimentálně zjištěných lomových charakteristik zjištěných na tělesech jednoduché geometrie na reálné exponované konstrukce (zejména potrubní soustavy pracující za zvýšených teplot, u kterých je uplatňována koncepce „leak before break“). Jak dokazují výsledky uvedené v této disertační práci, kombinací

„vhodného“ (mikro)mechanického modelu a *MKP* lze predikovat lomové chování tělesa s trhlinou za předpokladu deformačně řízeného mechanismu porušení.



Obr. 18 Závislost $J_{i, MKP}$ na parametru q_2 (a) a faktoru triaxiality h (b)

7 ZÁVĚR

Předložená disertační práce se zabývá problematikou lomového chování dvou typů oceli, přičemž u každého typu je uplatňován jednoznačně odlišný mechanismus porušení. V obou případech je pozornost věnována vlivu rozložení deformace a napjatosti před čelem stacionární trhliny resp. u čela stabilně rostoucí trhliny na odolnost vůči křehkému lomu resp. tvárnému lomu. Z hlediska zaměření se jedná o výpočtově-experimentální studii, ve které je největší důraz kladen na využití numerického modelování při hodnocení lomového chování těles s trhlinou reálných konstrukčních materiálů. Neméně důležitou součástí při řešení dané problematiky je orientace v experimentální oblasti. Schopnost samostatně realizovat potřebné lomové mechanické zkoušky včetně jejich vyhodnocení poskytuje dostatečnou podporu při verifikaci vytvořených numerických modelů.

Porušení nestabilním štěpným lomem (C-Mn ocel)

- na základě provedených experimentů v oblasti dolních tranzitních hodnot bylo přistoupeno k vytvoření výpočtových modelů uvažujících reálný, zaoblený tvar čela trhliny. Rozložení napětí získané z těchto analýz se nejvíce přibližují skutečnému napětí před čelem trhliny. V rámci numerických simulací bylo vytvořeno celkem 29 prostorových numerických modelů těles s trhlinou pro zkoušku tříbodovým ohybem s rozdílným poměrem délky trhliny k výšce tělesa ($a/W \sim 0,1; 0,2; 0,5$). Ve všech provedených numerických výpočtech bylo zohledněno elasticko-plastické chování materiálu.

- v rámci kvantifikace „in-plane constraint“ byly stanoveny průběhy hodnot Q parametru pro standardní tělesa ($a/W \sim 0,5$) a tělesa s krátkou trhlinou ($a/W \sim 0,1; 0,2$) v okamžiku dosažení lomových sil. U standardních těles zůstává hodnota Q parametru téměř konstantní při zvyšování úrovně zatížení, které je reprezentováno hodnotou J -integrálu. Se zkracující délkou trhliny se závislost Q parametru stává citlivější s rostoucím zatížením.
- důležitým poznatkem, který byl získán v rámci numerického modelování je snižování hodnot maximálního hlavního napětí před čelem trhliny v podélné středové rovině tělesa se zkracováním délky trhliny. Uvedené chování zřejmě souvisí s rozložením plastické deformace u odpovídajících těles. Modely standardních těles prokazují, že plastická deformace v podélné středové rovině zůstává obklopena oblastí, která je pouze elasticky deformována. Naproti tomu u těles s krátkou trhlinou oblast plastické deformace ve zmíněné rovině dosahuje volného povrchu tělesa, čímž dochází k redistribuci napětí.
- v rámci kvantifikace „out-of-plane constraint“ byly stanoveny průběhy hodnot Q parametru pro všechna tělesa po tloušťce tělesa B při třech hladinách zatížení definovaných hodnotou J -integrálu. Důležitým novým poznatkem je zjištění, že nejvyšší hodnoty max. hlavního napětí u těles s nejkratší trhlinou není dosaženo podle předpokladů v podélné středové rovině tělesa, ale vždy ve vzdálenosti, která je blíže k volnému povrchu tělesa. Příмым důsledkem tohoto zjištění je fakt, že maximální absolutní hodnota Q parametru je u těles s nejkratší trhlinou lokalizována ve vzdálenosti $z/B \sim 0,4$.
- příčina výše zmíněného chování byla shledána v geometrii příčného průřezu tělesa. Jak vyplývá z nově získaných výsledků, primárně se projevují účinky „out-of-plane constraint“, tzn., že rozvoji plastické deformace je nejprve bráněno elasticky zatíženým objemem materiálu ve směru tloušťky tělesa. Teprve po dalším zvyšování zatížení jsou zvýrazněny účinky „in-plane constraint“ a rozhodující se stává odpor, který klade materiál proti rozvoji plastické deformace ve směru budoucího šíření trhliny. Průběhy efektivních tlouštěk ukazují, že projevy „out-of-plane constraint“ jsou tedy v cílovém chování těles s trhlinou protikladem projevům „in-plane constraint“, a proto u průřezů tvarem se blížících čtverci může být déle držena oblast J - Q dominance ve směru tloušťky tělesa.
- se snahou o zpřesnění dosahovaných výstupů doporučujeme, aby ve statistických přístupech bylo počítáno s nově stanovenými efektivními tloušťkami těles, neboť na rozdíl od celkové tloušťky tělesa efektivní tloušťka popisuje přímo oblast J - Q dominance. Výsledky získané z *MKP* lze použít pro konstrukci *TSM* diagramu, který je využíván pro korekci lomově mechanických dat získaných na tělesech s krátkou trhlinou.

Porušení stabilním tvárným lomem (ocel 42CrMo4)

- na základě provedených experimentů v oblasti horních prahových hodnot byla stanovena J - Δa křivka, která charakterizuje odpor materiálu proti šíření trhliny.
- v rámci snahy o predikci této křivky byl jako první vytvořen 2D numerický model standardního tělesa s trhlinou pro třibodový ohyb, u kterého byla aplikována metoda uvolňování uzlů (výpočtový systém *ABAQUS*, verze 6.3). Na základě provedených numerických výpočtů bylo od této metody odstoupeno s tím, že není možné zajistit vstupní data výpočtu tak, aby mohly být splněny cíle vynesené v kap 3. Vhodná je metoda mizení elementů.
- metalografickým pozorováním nebyla zjištěna oblast s výraznou koalescencí dutin v oblasti intenzivní plastické deformace. Závěry plynoucí z metalografického rozboru v otázce absence koalescenčního stádia byly ověřeny na základě porovnání provedených *MKP* výpočtů uvažujících *GT* a kompletní *GTN* model. Jak dokazují výsledky srovnávacích výpočtů je použití *GT* modelu zcela relevantní.
- ovlivnění výsledků získaných z numerických modelů tahových zkušebních tyčí je při změně hustoty sítě konečných prvků malé. Důvodem je výskyt relativně homogenní napjatosti v analyzovaném tělese. Naproti tomu u tělesa pro třibodový ohyb mohou být výstupní parametry *MKP* modelu hustotou sítě výrazně ovlivněny. Stanovení charakteristické velikosti prvku v okolí trhliny je založeno na porovnání numerického výpočtu a experimentu. Výsledně stanovená charakteristická velikost prvku musí být bezpodmínečně dodržena při výpočtech „reálných“ komponent s defektem typu trhliny (např. při kontrole mezního stavu potrubních soustav s defektem).
- s využitím metodiky založené na kombinaci numerického modelování a experimentu byly určeny parametry *GT* modelu, které mohou být považovány za nezávislé na geometrii tělesa a podmínkách zatěžování, což je zásadní při predikci tvárného porušení. Shoda výsledků numerického modelování s experimentem je jednoznačná.
- velice důležitým novým poznatkem, kterého bylo dosaženo jedině na základě kombinace (mikro)mechanického modelu a *MKP* se jeví nutnost kalibrace (mikro)mechanických parametrů q_1 a q_2 při použití *GT* resp. *GTN* modelu při modelování geometrií, u kterých dochází ke vzniku vysokého gradientu deformace a napětí, neboť tyto parametry nelze považovat za nezávislé na koeficientu deformačního zpevnění daného materiálu.

- na základě provedených numerických výpočtů byla stanovena závislost hodnoty J -integrálu při iniciaci stabilního šíření trhliny J_i MKP (nikoliv však ve smyslu fyzikálně-mechanického přístupu) na hodnotě triaxiality napjatosti $\bar{\eta}$, přičemž se zvyšováním faktoru triaxiality dochází ke snižování hodnoty J -integrálu při iniciaci.

Předložená práce byla vypracována za finanční podpory těchto projektů:

projekt NATO SfP 972655

GA ČR 101/00/0170

GA ČR 106/02/0745

GA AV S2041001

8 LITERATURA

- [1] Brocks, W., Klingbeil, D., Künecke, G., Sun, D. Z., *Application of the Gurson model to Ductile tearing Resistance*, ASTM STP 1244, Second Volume, pp. 232-252, 1995
- [2] Chu, C. C., Needleman, A., *Void nucleation effects in biaxially stretched sheets*, J. of Eng. Material and Technology, Vol. 102, pp. 249-256, 1980
- [3] Davies, P. H., *An Elastic-Plastic Fracture Mechanics Study of Crack Initiation in 316 Stainless Steel*, ASTM STP 803, Vol. II, pp. 611-631, 1983
- [4] Davis, D. A., Vassilaros, M. G., Gudas, J. P., *Specimen Geometry and Extended Crack Growth Effects on J - R Curve Characteristics for HY-130 and ASTM A533B Steels*, ASTM STP 803, Vol. II, pp. 582-610, 1983
- [5] EPRI NP-701-SR Special Report, Section 8, *A Computational Fracture Model for SA 533 Grade B Class I Steel Based upon Microfracture Processes*, 1978
- [6] Hancock, J. W., Nekkai, A., and Karstensen, A. D., *Constraint effects in mixed mode loading*, Conf. proc.: ICF 9, pp. 2014-2022, 1996
- [7] Jitsukawa, S., Naito, A., Segawa, J., *Effect of size and configuration of 3-point bend bar specimens on J - R curves*, J. of Nuclear Materials, Vol. 271&272, pp. 87-91, 1999
- [8] Kim, J., Gao, X., Srivatsan, T. S., *Modeling of void growth in ductile solids: effects of stress triaxiality and initial porosity*, Eng. Fract. Mech., Vol. 71, pp. 379-400, 2004
- [9] Koplik, J., Needleman, A., *Void Growth and Coalescence in Porous Plastic Solids*, Int. J. of Solids and Struct., Vol. 24, pp. 835-853, 1988
- [10] Landes, J. D., *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, 1997
- [11] Nevalainen, M., Dodds, R.H., *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, 1995
- [12] O'Dowd, N. P., Shih, C. F., *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, 1991

- [13] O'Dowd, N. P., Shih, C. F., *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, 1992
- [14] Seok, C.-S., Kim, S.-Y., *Effect of specimen configurations on the fracture resistance curve*, Nuclear Eng. and Design, Vol. 214, pp. 47-56, 2002
- [15] Shih, C.F., O'Dowd, N.P., *A fracture mechanics approach based on a toughness locus*, Conf. proc.: International conference on shallow crack fracture tests and applications, 1992, paper 31.
- [16] Tvergaard, V., *On Localization in Ductile Materials Containing Spherical Voids*, Int. J. of Fracture, Vol. 18, pp. 237-252, 1982
- [17] Wallin, K., *Small specimen fracture toughness characterization – state of the art and beyond*, Conf. proc.: ICF 9, 1996, pp. 2333-2344.
- [18] Zhang, Z. L., Thaulow, C., Ødegard, J., *A complete Gurson model approach for ductile fracture*, Eng. Fracture Mech., Vol. 67, pp. 155-168, 2000
- [19] Zhang, Z. L., *A complete Gurson model*, Nonlinear Fracture and Damage Mechanics, ed. M. H. Aliabadi, pp. 223-248, 2001

Vlastní publikované práce

- [a] Vlček, L., Kozák, V., *Numerické a experimentální určení lomových charakteristik tělesa s trhlinou*, Problémy lomové mechaniky Brno, ISBN 80-214-1906-7, pp. 67-92, 2001
- [b] Vlček, L., Kozák, V., *Numerické a experimentální určení lomových charakteristik u těles s trhlinou pro tříbodový ohyb*, Výpočtová mechanika, Nečtiny, ISBN 80-7082-780-7 pp. 417-424, 2001
- [c] Vlček, L., Chlup, Z., Kozák, V., *Vliv constraint na čele trhliny na lomovou houževnatost – výpočty a experiment*, seminář Křehký lom, ÚFM AV ČR Brno, pp. 51-60, 2001
- [d] Vlček, L., Chlup, Z., Kozák, V., *Problems in Q-parameter calculation*, NATO Science Series: Mathematics, Physics and Chemistry 78, book Transferability of Fracture Mechanical Characteristics, ed. Dlouhý, ISBN 1-4020-0794-9, pp.79-92, 2002
- [e] Vlček, L., Kozák, V., *Přenositelnost lomové houževnatosti u těles s trhlinou*, Únava a lomová mechanika, Žinkovy, 2002
- [f] Vlček, L., *Přenositelnost lomové houževnatosti u těles s trhlinou*, Soutěž doktorandů-ÚFM AV ČR (cyklus přednášek), Brno, 2002
- [g] Vlček, L., *Numerical and experimental investigation of constraint effects in SE(B) specimens*, Junior Euromat 2002, Lausanne, 2002
- [h] Kozák, V., Vlček, L., *Constraint Phenomena on the Pre-Cracked Specimen: Numerical and Experimental Evaluation*, ECF 14, Cracow, ISBN 83-88906-04-6, pp.251-259, 2002
- [i] Kozák V., Vlček L., *The Weibull Stress Parameters Calibration upon the Toughness Scaling Model between Cracks Having Different Constraint*, Proceedings of SMIRT 17, Prague, G03-2 on CD, 2003
- [j] Vlček, L., Kozák, V., *Influence of constraint effect on transferability of fracture mechanics characteristics*, Inženýrská mechanika 2003, Svatka, na CD, 2003
- [k] Kozák V., Vlček L., *Constraint Phenomena in Precracked Specimens and Weibull Stress Model for Cleavage Fracture*, Key Engineering Materials, Vols. 251-252, pp. 409-414, 2003

CURRICULUM VITAE

Name: Libor Vlček

Personal data:

- date of birth 4th September 1976
- nationality Czech
- sex M
- marital status single

E-mail: vlcek@ipm.cz

Address: Institute of Physics of Materials
Academy of Sciences of the Czech Republic
Žižkova 22, Brno 616 69, Czech Republic

Education:

1991-1995 secondary technical school in Brno
1995 graduate from secondary school
1995-2000 Brno University of Technology, Faculty of Mechanical Engineering,
Institute of Mechanics of Solids
2000 graduate from Brno University of Technology, Faculty of
Mechanical Engineering, Institute of Mechanics of Solids
2000-2003 postgraduate studies at Brno University of Technology, Faculty of
Mechanical Engineering, Institute of Mechanics of Solids on projects
realised at Institute of Physics of Materials ASCR

Research Interests:

- Evaluation of fracture toughness based on the numeric 3D analysis of a body crack
- Elastic-plastic analysis solved with the method of FEM (ABAQUS, ANSYS, WARP3D) used to compute a front crack stress
- Computation of constraint indexing parameters
- R-curve (3D) simulation solved with FEM
- Tests in experimental fracture mechanics

Other Activities:

Lecturer at the Faculty of Mechanical Engineering, Brno University of Technology
Co-worker on projects realised at Institute of Physics of Materials ASCR

Languages:

English (written and spoken)