



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ
ÚSTAV MATERIÁLOVÝCH VĚD A INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING
INSTITUTE OF MATERIALS SCIENCE AND ENGINEERING

URČOVÁNÍ LOMOVĚ-MECHANICKÝCH CHARAKTERISTIK Z PODROZMĚRNÝCH ZKUŠEBNÍCH TĚLES

DETERMINATION OF FRACTURE MECHANICAL CHARACTERISTICS FROM SUB-SIZE
SPECIMENS

DIZERTAČNÍ PRÁCE

DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Ing. LUDĚK STRATIL

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

prof. Ing. IVO DLOUHÝ, CSc.

BRNO 2014

Abstrakt

Pro stanovení lomové houževnatosti jsou ve standardech stanoveny požadavky na velikost zkušebních těles. V případech limitovaného množství zkušebního materiálu nabízejí jednu z možností hodnocení houževnatosti miniaturní zkušební tělesa. Kvůli malým zatěžovaným objemům na čele trhliny dochází v těchto tělesech ke ztrátě constraintu, což vede k ovlivnění měřených hodnot houževnatosti a nesplnění velikostních požadavků na určení platných lomově-mechanických charakteristik. Pro své malé rozměry se tato tělesa nacházejí na hranici ruční manipulace a silového rozsahu zkušebních strojů. Důležitou úlohou je pak při zvládnuté metodice přípravy, měření deformace a zkoušení těchto těles interpretace měřených hodnot lomově-mechanických charakteristik a jejich případná korekce vzhledem k tělesům standardní velikosti. V oblasti horních prahových hodnot je u miniaturních těles stále nedostatečně řešena zvláště otázka kvantifikace a interpretace vlivu velikosti.

Práce je svým zaměřením experimentálně-výpočtovou studií zaměřenou na hodnocení vlivu velikosti zkušebního tělesa na lomovou houževnatost v oblasti horních prahových hodnot. Vliv velikosti byl kvantifikován zkoušením miniaturních těles a těles větší velikosti s cílem určení jejich J-R křivek. V rámci práce byla věnována pozornost dvěma geometriím miniaturních zkušebních těles, miniaturnímu tělesu pro tříbodový ohyb a excentrické zatěžování. Jako experimentální materiál byly zvoleny pokročilé oceli vyvinuté pro jaderný a energetický průmysl, ocel Eurofer97 a ODS ocel MA956.

Za účelem hodnocení a interpretace napětově-deformačního stavu na čele trhliny ve zkoušených tělesech pro ocel Eurofer97 byly realizovány simulace provedených testů pomocí metody konečných prvků a pomocí mikromechanického modelu tvárného porušení. V rámci srovnávání experimentů a simulací J-R křivek byly odvozeny vzájemné závislosti geometrie tělesa a vhodné velikosti prvku v simulaci pro daný materiál. Na základě těchto vztahů byla navržena metodika, která může být použita k predikci J-R křivky tělesa standardních rozměrů.

Hlavním přínosem práce je zjištění vlivu úrovně houževnatosti materiálu na odolnost proti šíření trhliny u miniaturních těles. U materiálu, ve kterém dochází k významnému růstu trhliny po překročení limitních hodnot J-integrálu (ocel Eurofer97), se výrazně projevuje ztráta constraintu a dochází k poklesu odolnosti proti šíření trhliny. Miniaturní tělesa pak vykazují významně nižší J-R křivky oproti tělesům větší velikosti. Tento jev je v protikladu s chováním miniaturních těles v tranzitní oblasti. U materiálu, kdy k růstu trhliny dochází v oblasti platnosti J-integrálu (ODS ocel MA956), jsou projevy ztráty constraintu velmi malé bez významného vlivu na odolnost proti šíření trhliny. Miniaturní tělesa v takovém případě poskytují srovnatelné J-R křivky jako tělesa větších velikostí. Neméně podstatným přínosem práce je navržená metodika využívající mikromechanické modelování pro predikci J-R křivky z malého množství materiálu.

Klíčová slova

Lomová houževnatost, J-R křivka, vliv velikosti, Eurofer97, MA956, GTN model

Abstract

The standards of fracture toughness determination prescribe size requirements for size of test specimens. In cases of limited amount of test material miniature test specimens offer one from the possibilities of fracture toughness evaluation. Because of small loaded volumes in these specimens at the crack tip the loss of constraint occur affecting measured values of fracture toughness. In such cases the size requirements for valid fracture toughness characteristics determination are not fulfilled. These specimens can be even on limits of load range of test devices and handle manipulation by their small dimensions. The important task related to these specimens is, apart from methodology of their preparation and measurement of deformations, the interpretation of measured values of fracture toughness and their possible correction to standard test specimens. Moreover, in the upper shelf region of fracture toughness quantification and interpretation of size effects is still not resolved sufficiently.

This thesis is by its aims experimentally-computational study focused on evaluation of size effect on fracture toughness in the upper shelf region. The size effect was quantified by testing of miniature and large specimens' sizes in order to determine J-R curves. Two geometries of miniature test specimens, three-point-bend specimen and CT specimen, were used. The experimental materials were advanced steels developed for applications in nuclear and power industry, Eurofer97 steel and ODS steel MA956.

Finite elements analyses of realized tests together with application of micromechanical model of ductile fracture were carried out in order to evaluate stress-strain fields at the crack tip in tested specimens from Eurofer97 steel. By comparison of experimental results and numerical simulations of J-R curves the mutual dependencies between geometry of specimens and element sizes at the crack tip were derived. On the basis of acquired relationships, the methodology of J-R curve prediction for standard specimen size from limited amount of test material was proposed.

Main contribution of thesis is description of effect of material's fracture toughness level on resistance against ductile crack propagation in miniature specimens. For material where significant crack growth occurs after exceeding the limit values of J-integral (Eurofer97), the loss of constraint is considerable and highly decreases resistance against tearing. Miniature specimens then show significantly lower J-R curves in comparison with standard size specimens. This effect is the opposite to the behaviour of miniature specimens in transition region. In case of material with low toughness, in which significant crack growth occurs in the region of J-integral validity (ODS MA956), the effect of constraint loss is small without large impact on resistance against tearing. In such case miniature specimens demonstrate comparable J-R curves as specimens of larger sizes. Next important contribution is proposed methodology for prediction of J-R curve from small amount of test material using micromechanical modeling.

Key words

Fracture toughness, J-R curve, size effect, Eurofer97, MA956, GTN model

Bibliografická citace:

STRATIL, L. *Určování lomově-mechanických charakteristik z podrozměrných zkušebních těles*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2014. 145 s. Vedoucí disertační práce prof. Ing. Ivo Dlouhý, CSc.

Poděkování

Práce byla vytvořena ve skupině Křehkého lomu na ÚFM AV ČR, v.v.i., a rád bych poděkoval jejím členům za podmínky při řešení, poskytnuté zázemí, a vytvoření výborných podmínek pro kreativní práci. Děkuji svému školiteli prof. Ing. Ivo Dlouhému, CSc. Zvláštní dík patří Ing. Hynkovi Hadrabovi, Ph.D. za poskytnutí zkušebního materiálu a inspiraci. Také bych chtěl poděkovat svým rodičům a přítelkyni Monice za jejich podporu při studiu.

Rovněž děkuji Ing. Martě Serrano, Ph.D. za experimentální materiál a umožnění řešení části práce v oddělení Structural Materials v institutu Ciemat v Madridu.

Práce vznikla za finanční podpory Grantové agentury ČR č. 108/10/0466, projektu OPVK Ministerstva školství, mládeže a tělovýchovy CZ.1.07/2.3.00/20.0197 a v rámci CEITEC – Středoevropského technologického institutu s pomocí výzkumné infrastruktury financované projektem CZ.1.05/1.1.00/02.0068 z Evropského fondu regionálního rozvoje

Čestné prohlášení

„Prohlašuji, že jsem tuto disertační práci zpracoval samostatně pod vedením mého školitele prof. Ing. Ivo Dlouhého, CSc. a že jsem uvedl v seznamu literatury všechny použité literární a odborné zdroje.“

V Brně dne 4. 5. 2014

.....

Luděk Stratil

© Luděk Stratil, 2014

Ústav materiálových věd a inženýrství

Fakulta strojního inženýrství

Vysoké učení technické v Brně

a

Ústav fyziky materiálů

Akademie věd České republiky, v.v.i.

Brno

stratil@ipm.cz

tel. +420 532 290 336

Obsah

1	Úvod.....	9
2	Teoretický základ.....	10
2.1	Koncepce jednoparametrové lomové mechaniky	10
2.2	Constraint na čele trhliny a jeho hodnocení.....	14
2.3	Standardní metodiky hodnocení houževnatosti	17
2.4	Teplotní závislost lomové houževnatosti.....	21
2.5	Univerzální křivka jako metoda kvantifikující tranzitní oblast	21
2.6	Problematika podrozměrných zkušebních těles.....	24
2.7	Mikromechanismy porušení.....	36
2.8	Scale-up metody stanovení lomové houževnatosti	38
3	Formulace cílů.....	44
4	Vliv velikosti na J-R křivku oceli Eurofer97 a aplikace numerického modelování	45
4.1	Zkušební materiál.....	46
4.2	Metodiky experimentu	48
4.3	Výsledky experimentu	52
4.4	Popis stavu napjatosti na čele trhliny PKLST tělesa.....	58
4.5	Modelování tvárného šíření trhliny pomocí mikromechanického modelu porušení.....	61
4.6	Metodologie transferability parametrů mikromechanického modelu pro ohybová tělesa různých velikostí.....	90
4.7	Diskuze.....	92
5	Vliv velikosti na J-R křivku ODS oceli MA956.....	97
5.1	Zkušební materiál.....	98
5.2	Příprava ostré trhliny v CT tělesech.....	99
5.3	Metodiky experimentu	100
5.4	Výsledky experimentu	102
5.5	Fraktografická analýza lomových ploch.....	106
5.6	Struktura a tvrdost zkoumaného polotovaru materiálu.....	108
5.7	Diskuze.....	112
6	Závěry	115
7	Literatura.....	118
8	Seznam použitých zkratk a symbolů.....	130
9	Přílohy.....	135
	Seznam publikací vzniklých při řešení práce.....	143
	CURRICULUM VITAE	145

1 Úvod

Od počátků vývoje lomové mechaniky byly intenzivně diskutovány mimo jiné faktory vlivů rozměrů zkušebních těles a konfigurace jejich zatěžování na výsledky zkoušek lomové houževnatosti. Na základě zevrubného zkoumání lomového chování slitin hliníku a vysoce pevných ocelí byly stanoveny vztahy korelující rozměry plastické zóny na čele trhliny určené hodnotou lomové houževnatosti s rozměry tělesa. K určení velikostně nezávislých hodnot lomové houževnatosti na základě těchto vztahů je pak nutné použít zkušební těleso dostatečných rozměrů. Z praktického hlediska byla proto v normách popisujících určování lomové houževnatosti zavedena tělesa tzv. standardní velikosti, jejichž rozměry mohou být parametricky určeny z jejich uvažované tloušťky. Těleso standardní velikosti tak má tloušťku 25 mm (alternativně 1 palec = 25,4 mm dle ASTM) a je i nadále užíváno v neustále se vyvíjejících standardech pro měření lomové houževnatosti.

V některých případech ale nelze tato tělesa standardní velikosti použít, např. z důvodů omezeného množství zkušebního materiálu nebo při nedostatečné velikosti zkoumané komponenty. Dvě hlavní cesty pro přímé hodnocení houževnatosti z omezeného množství zkušebního materiálu jsou proto rekonstituce a výroba podrozměrných zkušebních těles. Rekonstituce nabízí možnost výroby těles standardních nebo jiných velikostí, jedná se však o náročný a obvykle i dlouhotrvající proces vyžadující navíc zvládnutí vhodné technologie spojování materiálu a to bez současného ovlivnění oblasti zájmu.

Podrozměrná zkušební tělesa jsou tělesa takové velikosti, která nespĺňují z hlediska hodnot měřených veličin velikostní požadavky pro určení platných hodnot lomové houževnatosti. Při jejich použití se předpokládá, že jsou hodnoty lomové houževnatosti velikostně závislé kvůli ztrátě patřičné triaxiality napětí (constraintu) v blízkosti čela trhliny. Prodělaná ztráta constraintu na čele trhliny způsobí, že jsou hodnoty lomově-mechanických charakteristik velikostně závislé. Důsledkem toho je obtížná interpretace výsledků získaných z podrozměrných zkušebních těles. Jejich hlavní předností a výhodou je možnost lokální charakterizace lomové houževnatosti (např. oblasti svarových spojů). Malé rozměry zkušebních těles jsou dále žádané při vývoji materiálů, při sledování degradačních stavů průmyslových zařízení atd.

Existuje celá řada podrozměrných zkušebních těles nabízejících úsporu zkušebního materiálu, např. tělesa typu Charpy a z něj odvozená tělesa menší velikosti, miniaturní tělesa pro excentrický tah, vrubovaná tahová tělesa, tělesa pro protlačovací zkoušky apod.

Práce se zaměřuje na určování lomové houževnatosti z podrozměrných zkušebních těles navrhovaných pro charakterizaci kovových materiálů. Geometrie podrozměrných zkušebních těles, o kterých je pojednáno v této práci (těleso typu Charpy, KLST, MCT), byla většinou odvozena z geometrie standardních těles zavedených v mezinárodních standardech (ASTM, DIN).

V rámci teoretického základu práce je v osmi sekcích podán přehled metodik a přístupů v současnosti aplikovaných k hodnocení lomové houževnatosti z podrozměrných zkušebních

těles. V prvních kapitolách je pojednáno o lomové mechanice a hodnocení constraintu ve zkušebních tělesech. Třetí kapitola zmiňuje standardní metodiky hodnocení houževnatosti a na ni navazuje kapitola uvádějící teplotní závislost lomové houževnatosti. Poté je představena metodologie univerzální křivky. Následuje nejrozsáhlejší kapitola práce věnující se problematice použití podrozměných zkušebních těles. Zde jsou nejprve obecně zmíněny jednotlivé aspekty související s použitím podrozměrných zkušebních těles a poté se jednotlivé podkapitoly týkají popisu chování konkrétního typu tělesa. Následuje stručný popis dvou základních mikromechanismů porušení pro kovové materiály. V poslední kapitole teoretického přehledu jsou popsány metodiky stanovení lomové houževnatosti nezávislé na constraintu. Po teoretickém základu práce následuje formulace cílů práce.

Experimentální část práce se týká výhradně tvárné oblasti porušení a chování vybraných podrozměrných těles a je rozdělena do dvou částí. První a rozsáhlejší část je věnována podrozměrnému ohybovému tělesu typu PKLST pro zvolený experimentální materiál ocel Eurofer97. Je zde popsán vliv velikosti na J-R křivku pro PKLST těleso a ohybová tělesa větší velikosti a také korekce vlivu velikosti pomocí aplikace mikromechanického modelu. Druhá část experimentální práce je věnována miniaturnímu tělesu pro excentrický tah MCT. Zkoumaným materiálem byla v tomto případě ODS ocel MA956. Vliv velikosti je popsán na základě srovnání J-R křivek MCT tělesa a rozměrově většího CT tělesa. Obě části experimentální práce jsou zakončeny diskuzí vyjadřující se k řešené problematice. Závěr stručně shrnuje dosažené výsledky obou částí experimentální práce. Práci uzavírají seznam literatury, seznam použitých symbolů, přílohy a seznam publikací vzniklých při řešení práce.

2 Teoretický základ

2.1 Koncepte jednoparametrové lomové mechaniky

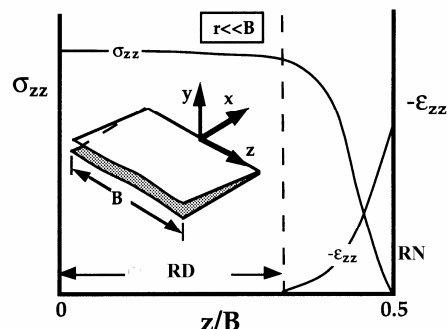
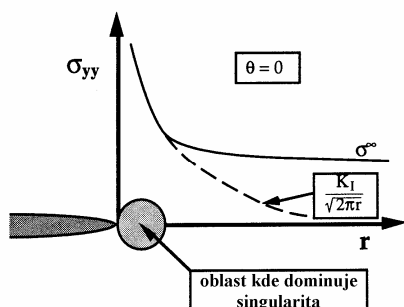
Jednoparametrová lomová mechanika je založena na předpokladu, že napětí a deformace na čele trhliny nebo počátek lomu tělesa jsou charakterizovány jediným parametrem. Dále koncepte předpokládá, že kritické hodnoty těchto parametrů (např. K_{Ic}) jsou materiálové konstanty nezávislé na geometrii tělesa. Právě poslední předpoklad umožňuje určení kritických parametrů na laboratorních zkušebních tělesech a jejich aplikaci pomocí přístupů lomové mechaniky na reálná tělesa v praxi.

2.1.1 Lineární elastická lomová mechanika (LELM)

Teorie lineární elastické lomové mechaniky popisuje pole napětí na čele trhliny pomocí rozvoje mocninné řady, tzv. Williamsova rozvoje [1]. První člen tohoto rozvoje úměrný $1/\sqrt{r}$ vyjadřuje singularitu napětí v blízkosti čela trhliny a je nazýván součinitel intenzity napětí (K). Tento globální parametr popisuje pole napětí před čelem ostré trhliny. Pokud uvažujeme mód zatěžování I, pak v blízkosti trhliny jsou v rovině $\theta = 0$ napětí ve směrech osy x a y rovna:

$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}, \tau_{xy} = 0. \quad (1)$$

Tato rovnice platí pouze v blízkosti čela trhliny, kde převládá singularita $1/\sqrt{r}$, přičemž napětí ve větší vzdálenosti od čela trhliny je dáno vzdálenými okrajovými podmínkami, např. σ^∞ jako tahové napětí ve velké vzdálenosti od čela trhliny, Obr. 1.



Obr. 1: Napětí kolmé k rovině trhliny při módu I zatěžování [1].

Obr. 2: Distribuce příčného napětí a deformace na čele trhliny po tloušťce tělesa [1].

Singularita řešení $1/\sqrt{r}$ znamená, že na čele trhliny ($r = 0$) je napětí nekonečně velké. Skutečný materiál není schopen takové napětí přenést a proto dochází na čele trhliny k relaxaci napětí vlivem plastické deformace. Pro podmínky rovinné napjatosti a podmínku plastické deformace vyjádřenou mezí kluzu σ_0 a předpokládané elastické chování materiálu ze vztahu (1) plyne velikost plastické zóny:

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \cdot \left(\frac{K_I}{\sigma_0} \right)^2. \quad (2)$$

V případě elasto-plastického materiálu, ve kterém napětí po překročení meze kluzu roste v závislosti na jeho zpevnění, ale dochází vlivem plastické deformace k redistribuci napětí a tak k dosažení podmínek rovnováhy. Vztah pro velikost plastické zóny je pro takové chování materiálu nutné korigovat, z čehož plyne:

$$r_{pl} = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{K_I}{\sigma_0} \right)^2. \quad (3)$$

Za podmínek rovinné deformace dochází k potlačení plastické deformace vlivem trojosého stavu napjatosti, z čehož plyne, že je rozměr plastické zóny asi třikrát menší než v případě rovinné napjatosti.

Platnost LELM je omezena podmínkami, při kterých existuje oblast s dominující singularitou, jenž obklopuje plastickou zónu před čelem trhliny. V praxi to znamená, že plastická zóna na čele trhliny musí být zanedbatelně malá ve srovnání s charakteristickým

rozměrem tělesa (podmínky SSY). Např. jednou podmínkou vymezující platnost lineárně elastické lomové mechaniky a zároveň rovinné deformace je [1]:

$$a, B, (W - a) \geq 2,5 \left(\frac{K_I}{\sigma_0} \right)^2. \quad (4)$$

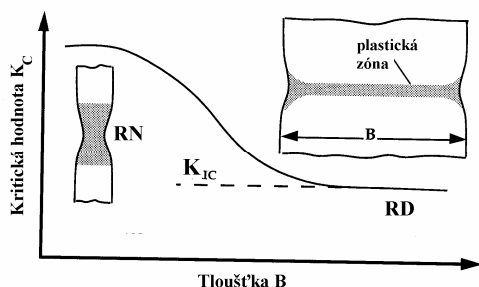
Dochází-li na čele trhliny k rozsáhlejší plastické deformaci, např. u houževnatých materiálů, pak okrajové podmínky LELM nejsou splněny a je nutné použít elasto-plastický lomově-mechanický přístup.

Podmínky rovinné napjatosti a rovinné deformace

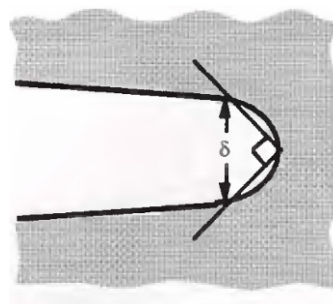
V okolí čela trhliny reálného tělesa existují trojrozměrné napětově-deformační podmínky, jejichž mezními případy jsou podmínky rovinné napjatosti (RN) nebo rovinné deformace (RD). Materiál v blízkosti čela trhliny je zatěžován vyšším napětím než materiál v jejím okolí. Vysoká normálová napětí na čele trhliny způsobují kontrakci materiálu v blízkosti povrchu tělesa. Oproti tomu je materiálu uvnitř tělesa bráněno v kontrakci okolním objemem materiálu, což zde způsobuje trojrozměrný stav napjatosti. Pokud je rozměr plastické zóny mnohem menší než tloušťka tělesa, pak uvnitř tělesa převládají podmínky RD, Obr. 2. Opačný problém nastává na povrchu tělesa, kde materiál může relaxovat ve směru osy z ($\epsilon_{zz} \neq 0$), nepůsobí zde tedy napětí kolmé k povrchu a nastává zde stav RN.

Vliv rozměrů zkušebního tělesa

Při dosažení kritické hodnoty součinitele intenzity napětí, K_c , dojde k lomu tělesa. Pokud je velikost plastické zóny srovnatelná s tloušťkou tělesa, pak ve směru tloušťky dochází k deformaci a v tělese panují podmínky rovinné napjatosti RN (Obr. 3). Na druhou stranu, je-li plastická zóna malá oproti tloušťce tělesa, pak jsou na rozhraní mezi elasticky a plasticky deformovaným materiálem uprostřed tělesa podmínky odpovídající rovinné deformaci RD (existence triaxiality napětí). Při splnění kritéria (4), považujeme hodnotu houževnatosti za určenou dle podmínek RD. Tato je označována K_{Ic} a považujeme ji za materiálovou charakteristiku.



Obr. 3: Vliv tloušťky tělesa na hodnoty lomové houževnatosti, mód zatěžování I [1].



Obr. 4: Otevření čela trhliny jako průsečík přímek svírající úhel 90° s lícem trhliny [1].

2.1.2 Elasticko-plastická lomová mechanika (EPLM)

Tato část lomové mechaniky popisuje chování těles s trhlinou při větším rozsahu plastické zóny na čele trhliny a reálněji vystihuje chování houževnatějších materiálů. K hodnocení houževnatosti materiálu slouží koncepce J-integrálu nebo přemístění při otevření čela trhliny.

J-integrál

Původní model popisující elasto-plastickou deformaci na čele trhliny zavedl Rice [2], který k analýze napěťového a deformačního stavu na čele trhliny použil deformační plasticitu vyjádřenou pomocí nelineární elasticity. Dále dokázal, že křivkový integrál J představuje změnu potenciální energie tělesa dU při změně délky trhliny da :

$$J = -\frac{dU}{da}. \quad (5)$$

J-integrál je definován jako křivkový integrál nezávislý na volbě integrační cesty, která je vedena okolo čela trhliny od jednoho volného povrchu na líci trhliny k druhému proti směru hodinových ručiček:

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - T_i \frac{\delta u_i}{\delta x} ds \right), \quad (6)$$

kde $W = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}$ je hustota deformační energie, $T_i = \sigma_{ij} n_{ij}$ součin tenzoru napětí a složek jednotkového vektoru kolmého k integrační cestě Γ , u_i vektor posuvů, ds přírůstek délky trhliny kolmý k Γ .

J-integrál charakterizuje pole napětí a deformací před čelem trhliny pro nelineární chování materiálu, přičemž toto rozložení napětí a deformací má opět singulární charakter a mění se s $r^{-1/(n+1)}$ [3,4]. Také tento popis je platný pouze při dodržení SSY podmínek na čele trhliny. Obecně je J-integrál tvořen elastickou a plastickou složkou vyjadřující hnací sílu trhliny a změnu deformační energie při vzniku plastické deformace před čelem trhliny:

$$J = J_{el} + J_{pl}. \quad (7)$$

J-integrál může být tedy použit jako lomová charakteristika jak v elastické tak v elasto-plastické oblasti popisu chování trhliny. Hodnoty J-integrálu mohou být přepočteny na hodnoty součinitele intenzity napětí dle experimentálně ověřeného vztahu:

$$K_{Jc} = \sqrt{\frac{J \cdot E}{(1-\nu^2)}}. \quad (8)$$

Tento vztah je užíván pro srovnání hodnot mezi charakteristikami J_c a K_{Jc} . Platnost J-integrálu jako parametru jednoznačně popisujícího podmínky na čele trhliny je např. dle [5] dána:

$$B, (W - a_0) \geq \frac{25 \cdot J_Q}{\sigma_0} . \quad (9)$$

Existují ale i jiné vztahy pro platnost J-integrálu, např. pro štěpné porušení nebo pro J-R křivku, pro niž jsou formulovány i vztahy pro maximální hodnotu tvárného natržení [5].

Přemístění při otevření čela trhliny

Během zatěžování se před lomem tělesa oddalují líce trhliny a dochází k otupování původně ostrého čela trhliny. Velikost přemístění na čele trhliny roste úměrně s houževnatostí materiálu. Nejčastější znázornění přemístění při otevření čela trhliny (*CTOD*) je na Obr. 4. *CTOD* je definováno jako přemístění v místě průsečíku líce trhliny s přímkou vedenou z kořene trhliny pod úhlem 45°. Hodnota přemístění δ stanovená v okamžiku lomu je označována symbolem δ_c a vyjadřuje kritické přemístění čela trhliny [5]. Mezi hodnotou J-integrálu a přemístěním čela trhliny existuje při zachování SSY podmínek vzájemný vztah:

$$J = m\delta\sigma_0, \quad (10)$$

kde m je bezrozměrná konstanta závisající na materiálu a stavu napjatosti.

Při existenci SSY podmínek jednoparametrový popis jednoznačně charakterizuje pole napětí a deformací před čelem trhliny. Za těchto podmínek před čelem trhlín existují 2 zóny s dominujícím singulárním chováním: první v elastické oblasti s měnícím se napětím dle $1/\sqrt{r}$, a druhá v plastické oblasti s měnícím se napětím dle $r^{-1/(n+1)}$. Druhá oblast zůstává dále platná i poté, co byla elastická oblast na čele trhliny překonána plastickou deformací.

2.2 Constraint na čele trhliny a jeho hodnocení

2.2.1 Koncepce dvouparametrové lomové mechaniky

Srovnání lomového chování těles s různou geometrií na základě jednoho parametru vede k rozdílným výsledkům. Důvodem rozdílného popisu byla shledána různá úroveň triaxiality napětí v okolí čela trhliny jako projev různé geometrie těles [1]. Předpoklad jediného kritického parametru umožňující přenositelnost z laboratorního na reálné těleso je pak nepoužitelný. Zde se projevilo omezení použití jednoparametrové lomové mechaniky, protože jako taková neuvažuje vliv rozdílné triaxiality napětí na čele trhliny. Se stavem napjatosti na čele trhliny úzce souvisí termín *constraint*. Lze si jej představit jako stísnění plastické deformace na čele trhliny okolním elasticky zatěžovaným materiálem. Protože je plastická deformace v tělese rozložena v objemu materiálu, lze vliv *constraintu* vzhledem k ní chápat jako „in-plane *constraint*“ (vliv nezlomeného průřezu tělesa pod čelem trhliny) a „out of plane *constraint*“ (vliv tloušťky tělesa).

Z výše popsaných důvodů byla vyvinuta dvouparametrová lomová mechanika zobecňující klasický jednoparametrový přístup zavedením druhého parametru vyjadřující vliv triaxiality napětí (vliv *constraintu*). V lineárně elastické části dvouparametrové mechaniky je její vliv

charakterizován zavedením tzv. T-napětí, v elasto-plastické oblasti je pak zaveden tzv. Q-parametr. Pole napětí a deformací před čelem trhliny je tak dle přístupu dvouparametrové lomové mechaniky popsáno dvěma parametry (K-T nebo J-Q) a pro přenositelnost mezi laboratorním a reálným tělesem musí být splněna rovnost obou přenášených parametrů.

Z hlediska popisu constraintu má T-napětí význam jako konstantní složka napětí působící ve směru x (viz Obr. 2). Záporná (kladná) hodnota T-napětí snižuje (zvyšuje) napjatost na čele trhliny vůči podmínkám SSY. Protože je T-napětí elastický parametr, pro stav LSY není definován.

Q-parametr je bezrozměrný parametr platný při elasto-plastickém popisu napěťově-deformačního stavu na čele trhliny za podmínek SSY a LSY. Tento parametr reprezentuje stav hydrostatického napětí na čele trhliny. Záporná hodnota Q-parametru (stejně jako T-napětí) znamená pokles napjatosti proti referenčnímu řešení a tudíž ztrátu constraintu. Pokud jsou v tělese zachovány SSY podmínky (nízká úroveň zatížení), Q-parametr zůstává téměř nulový. Při existenci LSY podmínek (vysoká úroveň zatížení) dochází při stejné hodnotě J-integrálu na čele trhliny k poklesu hydrostatického napětí proti SSY podmínkám a Q-parametr nabývá záporných hodnot. Pro určení parametru triaxiality je třeba analýza lokálního pole napětí a deformací na čele trhliny v zájmovém tělese pomocí MKP simulace. Referenční podmínky SSY, se kterými je pak toto lokální pole napětí srovnáno, je možné určit pomocí Hutchinson-Rice-Rosengren řešení [3,4] nebo pomocí metody hraniční vrstvy [6].

Platnost J-Q závislosti záleží na rozsahu plastické deformace, která je určena geometrií tělesa, úrovní a způsobem zatěžování. Při použití J-Q teorie, tedy dvouparametrového přístupu, závisí kritická hodnota J-integrálu na Q-parametru. Lomová houževnatost pak není definována konstantní hodnotou, ale spíše křivkou popisující umístění kritických hodnot J-integrálu pro měnící se hodnotu parametru Q. Pomocí procedury navržené např. Shihem a O'Dowdem je možné J-Q závislost pro daný materiál předpovědět [7].

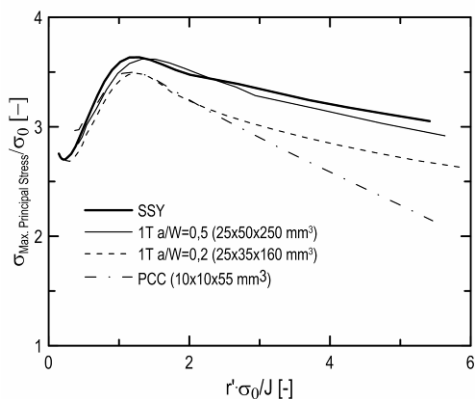
Dvouparametrová lomová mechanika je nejčastěji aplikována k popisu rozdílného stavu constraintu u ohybových a tahových těles s trhlinou nebo u tahových těles s centrální trhlinou [8]. S jejím využitím je také možný popis a korekce vlivu proměnné délky trhliny u tělesa standardní tloušťky $1T$ zejména v křehké oblasti porušení [7,9,10]. Nověji byla koncepce dvouparametrového přístupu použita i ke korekci vlivu délky trhliny na průběh J-R křivek ve tvárné oblasti porušení pro tělesa standardní velikosti $1T$ [11].

V případech překročení podmínek LSY na čele trhliny v okamžiku lomu tělesa nebo výrazného růstu trhliny se stává také dvouparametrový popis polí před čelem trhliny neplatný. Nicméně i pro tento stav napětí a deformací na čele trhliny umožňuje určitou kvantifikaci ztráty constraintu aplikace mikromechanického přístupu (kap. 2.8.2).

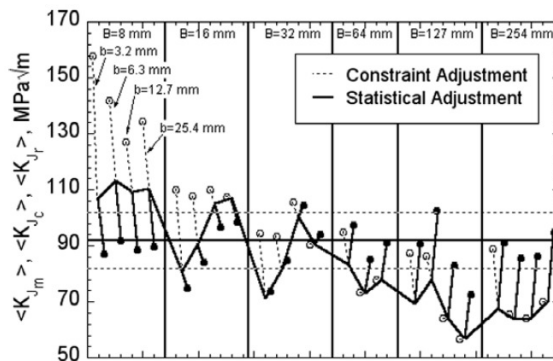
2.2.2 Vliv rozměrů tělesa na constraint

Velikost tělesa, jeho geometrie a úroveň zatížení, které snižují amplitudu napětí na čele trhliny pod úroveň podmínek SSY, jsou označovány jako vlivy ztráty constraintu, Obr. 5.

S větším rozvojem plastické deformace na čele trhliny (LSY podmínky a vyšší úrovně rozvoje plastické deformace na čele trhliny), dochází k interakci polí u čela trhliny s vnějšími rozměry tělesa a k porušení dominantního singulárního chování. V literatuře můžeme nalézt studie zabývající se popisy těchto vlivů prostřednictvím MKP simulací napěťových polí u čela trhliny pro různé konfigurace těles, např. [6,8,12]. Obecně je přijato, že v tranzitní oblasti ztráta constraintu způsobuje růst měřených hodnot houževnatosti K_{Jmes} oproti podmínkách beze ztráty constraintu. Pole napjatosti také ovlivňuje hodnoty houževnatosti na horní prahové hodnotě spojené s nukleací, růstem a propojováním mikroductin.



Obr. 5: Pole napětí pod čelem trhliny v tělesech s odlišnou úrovní constraintu při zatížení $145 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$. Pole napětí pro standardní těleso je blízké podmínkám SSY. Pokles napětí ve větší vzdálenosti od čela trhliny pro ostatní tělesa značí ztrátu constraintu.



Obr. 6: Grafické znázornění dat charakterizujících měřené hodnoty houževnatosti (prázdné symboly) jako funkce b a B korigované na ztrátu constraintu a statistický vliv velikosti (plné symboly) [12].

Množství předchozích studií zaměřených na hodnocení vlivu constraintu a vlivu délky čela trhliny v tranzitní oblasti používalo zejména tělesa různých velikostí, ale s podobnou geometrickou konfigurací. Právě geometrická podobnost těles činí obtížné oddělení vlivu ztráty constraintu a statistického vlivu velikosti souvisejícího s délkou čela trhliny. U podrozměrných těles oba vlivy velikosti způsobují ovlivnění měřených hodnot houževnatosti. Významnou se proto v této oblasti stala studie Rathbuna a kol. [13], v rámci které byly v tranzitní oblasti zkoušeny soubory ohybových těles se systematickou variabilitou tloušťky (7,9 až 254 mm) a ligamentu (3,2 až 25,4 mm) pro standardní délku trhliny ($a/W = 0,5$). Studie prokázala značnou vzájemnou interakci obou vlivů. Vliv ztráty constraintu je dominantní při malých a středních tloušťkách, kdežto vliv délky čela trhliny je dominantní při velkých tloušťkách tělesa. Výsledky korekce provedené v navazující studii [12] přibližuje Obr. 6, kde je znázorněno schéma přizpůsobení dat houževnatosti pro oba vlivy. Čárkované linie ukazují korekci na ztrátu constraintu a plné linie korekci na statistický vliv velikosti.

2.3 Standardní metodiky hodnocení houževnatosti

Lomová houževnatost je charakteristika stanovující odpor materiálu vůči iniciaci, případně šíření trhliny. K experimentálnímu určování hodnot houževnatosti se standardně používají dva základní typy zkušebních těles opatřených trhlinou. Jedná se o těleso pro zatěžování excentrickým tahem (CT), a těleso určené pro zatěžování tříbodovým ohybem (3PB). Tělesa jsou opatřena vruby a je v nich cyklováním vytvořena únavová trhlina, před jejímž čelem musí při cyklování zůstat zachovány podmínky SSY. V průběhu zkoušky je během vlastního zatěžování tělesa zaznamenávána závislost síly na přemístění síly nebo na otevření vrubu. Z těchto závislostí se poté vyhodnocují charakteristické hodnoty potřebné spolu s rozměry tělesa, délkou počáteční trhliny, případně délkou tvárného natržení pro výpočet dané lomově-mechanické charakteristiky. Výpočet z takto získaných dat stanoví provizorní hodnotu lomové houževnatosti (např. K_Q , J_Q , δ_Q). Při nesplnění podmínek LELM je nutné přepočítat zjištěná data dle přístupu EPLM. Posledním krokem je klasifikace získané hodnoty lomové houževnatosti podle příslušného způsobu výpočtu a podle velikosti plastické deformace. Výsledkem stanovení houževnatosti tak může být jediná hodnota lomového parametru (např. K_{Ic} , J_{Ic}) nebo závislost lomového parametru na délce trhliny (R-křivka, smluvní odhad iniciace lomu)

Pro hodnocení lomové houževnatosti je možné použít různé normy, např. ISO 12135 [5], ASTM E399 [14], ASTM E1820 [15], atd. Následující vztahy pro platnost jednotlivých veličin jsou předloženy tak, jak je udává norma ASTM E1820, podle níž jsou také hodnoceny výsledky zkoušek lomové houževnatosti v praktické části práce.

2.3.1 Součinitel intenzity napětí

Obecná rovnice pro výpočet součinitele intenzity napětí při módu zatěžování I má tvar:

$$K_I = \frac{F}{B\sqrt{W}} \cdot f\left(\frac{a}{W}\right), \quad (11)$$

kde F je síla, $f(a/W)$ bezrozměrná tvarová funkce závislejší na geometrii tělesa a způsobu zatěžování. Jednotkou součinitele intenzity napětí je $MPa \cdot m^{0.5}$. Platnost součinitele intenzity napětí určená za podmínek RD, tedy K_{Ic} , je dána vztahem:

$$b_0 > 2,5 \cdot \left(\frac{K_Q}{\sigma_0}\right)^2. \quad (12)$$

Norma ASTM E1820 dále zmiňuje, že se hodnota K_{Ic} může měnit v normě povoleném rozsahu rozměrových proporcí těles, a/W a W/B .

2.3.2 J-integrál

Obecná rovnice pro výpočet J-integrálu je následující:

$$J = J_{el} + J_{pl} = \frac{K_I^2(1-\nu^2)}{E} + \frac{\eta_{pl}U_{pl}}{B(W-a)}, \quad (13)$$

kde K je součinitel intenzity napětí, $W-a$ stanovuje velikost ligamentu, U_{pl} je plastická práce určená ze záznamu síla-přemístění síly, η_{pl} je bezrozměrný součinitel závislý na délce trhliny. Jednotkou J-integrálu je $kJ \cdot m^{-2}$. Platnost veličiny popisující J-integrál jako lomovou houževnatost při nestabilním porušení bez výrazného šíření trhliny nezávislou na in-plane rozměrech tělesa, J_c , vymezují vztahy (14) a (15):

$$B, b_0 \geq (100 \cdot J_Q) / \sigma_y, \quad (14)$$

$$\Delta a < 0,2 \text{ mm} + J_Q / (M \cdot \sigma_y). \quad (15)$$

I při splnění předchozích dvou vztahů může veličina J_c záviset na tloušťce tělesa.

Veličina popisující J-integrál jako lomovou houževnatost při nestabilním porušení při výrazném šíření trhliny daná vztahem (16) je označována jako J_u .

$$\Delta a \geq 0,2 \text{ mm} + J_Q / (M \cdot \sigma_y) \quad (16)$$

Veličinu J_u nelze považovat za velikostně nezávislou a proto pro její platnost není stanoveno velikostní kritérium. Jedná se tak o charakteristiku materiálu pro patřičnou geometrii a velikost tělesa.

2.3.3 Přemístění při otevření čela trhliny

Přemístění při otevření čela trhliny *CTOD* je měřeno v místě vyústění trhliny na povrch zkušebního tělesa. Hodnota přemístění čela trhliny je poté dopočítána na základě předpokladu, že jsou obě poloviny tělesa tuhé a otočné v plastickém kloubu. Protože je model plastického kloubu nepřesný pro elastický popis rozevření, je hodnota přemístění počítána odděleně pro plastickou a elastickou část otevření:

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} = \frac{K_I^2}{m\sigma_0 E} + \frac{r_p(W-a)V_p}{r_p(W-a)+a}, \quad (17)$$

kde m je konstanta ze vztahu (10), V_p je plastická část otevření vrubu tělesa, r_p rotační faktor závislejší na geometrii tělesa - bezrozměrná veličina s hodnotou ležící mezi 0 a 1. Přemístění při otevření čela trhliny se uvádí v *mm*. Platnost veličiny popisující přemístění při otevření čela trhliny jako lomovou houževnatost při nestabilním porušení bez výrazného šíření trhliny nezávislou na in-plane rozměrech tělesa, δ_c^* , vymezují vztahy (18) a (19):

$$B, b_0 \geq 300 \cdot \delta_{Qc}, \quad (18)$$

$$\Delta a < 0,2 \text{ mm} + \delta_{Qc} / M_\delta. \quad (19)$$

Data, která nesplní velikostní kritéria pro B a b_0 (tedy vztah (18)), ale stále splní požadavek na velikost délky tvárného natržení (19) jsou označena δ_c a mohou být velikostně závislá.

Veličina popisující přemístění při otevření čela trhliny jako lomovou houževnatost při nestabilním porušení při výrazném šíření trhliny dané vztahem (20) je označována jako δ_u .

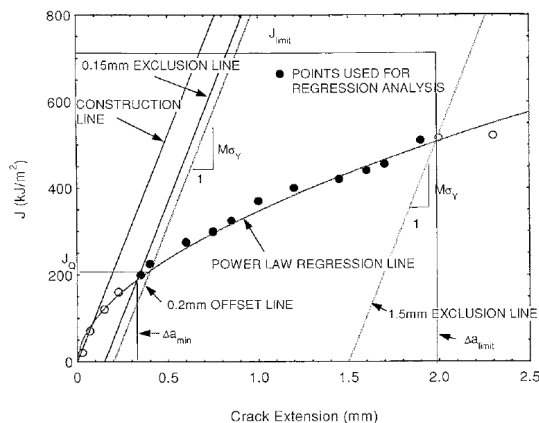
$$\Delta a \geq 0,2 \text{ mm} + \delta_{Qu} / M_\delta \quad (20)$$

Veličinu δ_u nelze považovat za velikostně nezávislou a pro její platnost není stanoveno velikostní kritérium. Jedná se tak o charakteristiku materiálu pro měřenou geometrii a velikost tělesa.

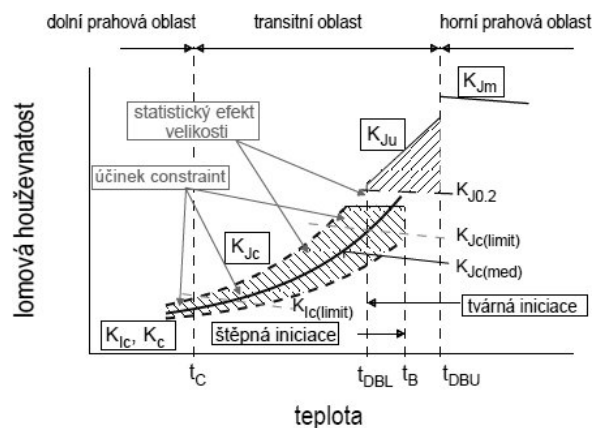
2.3.4 Křivky odolnosti proti šíření trhliny

Houževnatost materiálu v oblasti horní prahové hodnoty lze charakterizovat prostřednictvím konstrukce R křivky (J-R nebo δ -R) viz Obr. 7. Tyto křivky charakterizují závislost J-integrálu nebo otevření při přemístění čela trhliny na velikosti přírůstek tvárné trhliny Δa .

K experimentálnímu určení průběhu J-R (δ -R) závislosti je možné využít metodu více zkušebních těles nebo metodu jednoho tělesa. Metoda více těles spočívá v použití více zkušebních těles, alespoň však šesti, při které jsou tělesa zatěžována do různých hodnot zatížení tak, aby bylo dosaženo různé délky tvárného natržení. Hodnoty J-integrálu nebo přemístění při otevření čela trhliny se určí v podstatě podle stejných vztahů, jaké byly uvedeny v předešlých odstavcích. Metoda jednoho tělesa (odlehčovací metoda) je na jednu stranu výhodnější z hlediska přípravy zkušebních těles, ale na druhou stranu se jedná o metodu náročnou z hlediska zkušebního zařízení a realizace zkoušky. Metoda vychází z jednoho zkušebního tělesa, které je v oblasti se začínající makroplastickou deformací a v průběhu tvárného šíření trhliny střídavě odlehčováno a zatěžováno nad původní sílu. Ze směrnic jednotlivých odlehčení pak lze určit změnu poddajnosti tělesa a z ní pak možný přírůstek trhliny.



Obr. 7: Schéma konstrukce a kvalifikace dat pro J-R křivku [15].



Obr. 8: Teplotní schéma lomové houževnatosti s popisem typických oblastí [17].

J-R křivka

J-R křivku vymezují osy souřadnicového systému a limity specifikující maximální hodnotu J-integrálu (menší hodnota ze vztahů (21) a (22)) a délku tvárného natržení (23):

$$J_{\max} = (b_0 \cdot \sigma_y) / 10, \quad (21)$$

$$J_{\max} = (B \cdot \sigma_y) / 10, \quad (22)$$

$$a_{\max} = 0,25 \cdot b_0. \quad (23)$$

Jednotlivé body J-R křivky splňující příslušné délky tvárného natržení jsou proloženy mocninnou regresní funkcí tvaru (24), kde C a p jsou její koeficienty:

$$J(\Delta a) = C \cdot \Delta a^p. \quad (24)$$

Průsečík této funkce a přímky rovnoběžné s čarou otupení pro délku tvárného natržení 0,2 mm definuje předběžnou hodnotu J_Q . Velikostně nezávislá hodnota lomové houževnatosti pro J-integrál je poté po splnění velikostní podmínky (25) označena jako J_{Ic} .

$$B, b_0 > (10 \cdot J_Q) / \sigma_y \quad (25)$$

δ -R křivka

δ -R křivku vymezují osy souřadnicového systému a limity specifikující maximální hodnotu δ (26) a délku tvárného natržení (27):

$$\delta_{\max} = b_0 / (10 \cdot m), \quad (26)$$

$$a_{\max} = 0,25 \cdot b_0, \quad (27)$$

Jednotlivé body δ -R křivky splňující příslušné délky tvárného natržení jsou proloženy mocninnou regresní funkcí tvaru (28).

$$\delta(\Delta a) = C \cdot \Delta a^p \quad (28)$$

Průsečík této funkce a přímky rovnoběžné s čarou otupení pro délku tvárného natržení 0,2 mm definuje předběžnou hodnotu δ_Q . Velikostně nezávislá hodnota lomové houževnatosti pro δ je poté po splnění velikostní podmínky (29) označena jako δ_{Ic} .

$$b_0 \geq 10 \cdot m \cdot \delta_Q \quad (29)$$

V práci [16] je mimo jiné také velmi dobře popsán současný stav poznání týkající se problematiky určování křivek odolnosti proti tvárnému porušení. Je zde např. zmíněna problematika týkající se určování charakteristiky J_{Ic} (δ_{Ic}), jenž je přednostně dána definicí čáry otupení. Vzhledem k tomu, že jednotlivé standardy mají různé definice čar otupení, nelze hodnoty J_{Ic} (δ_{Ic}) určené na základě rozdílných standardů srovnávat. Jako určující

a mnohem vhodnější se v práci [16] doporučuje použití hodnoty J-integrálu nebo δ při délce tvárného natržení 1 mm nebo samotný průběh R-křivky.

2.4 Teplotní závislost lomové houževnatosti

Teplotní závislost lomové houževnatosti materiálu reprezentují různé lomově-mechanické parametry v závislosti na teplotě (Obr. 8). Tato závislost se používá zejména k posouzení lomového chování materiálu v tranzitní oblasti popisující změnu lomového chování z typicky houževnatého na křehký. Protože experimentálně stanovená data lomové houževnatosti vykazují určitý rozptyl daný inherentní vlastností materiálu, jsou v obrázku uvedeny rozptylové pásy možného výskytu těchto hodnot.

Horní prahová oblast hodnot lomové houževnatosti. V této oblasti dochází k tvárnému porušení materiálu stabilním šířením tvárného lomu. Lomová houževnatost je charakterizována R-křivkou nebo individuální hodnotou J-integrálu.

Tranzitní oblast hodnot lomové houževnatosti. K porušení v této oblasti dochází v důsledku nestabilního křehkého lomu. Štěpnému porušení může předcházet nárůst trhliny do délky 0,2 mm. Lomová houževnatost je pak vyjádřena veličinou K_{J_u} . Pokud štěpné porušení iniciuje přímo z původní trhliny, k lomu dochází při rozsáhlejší plastické deformaci. Odolnost proti iniciaci je zde vyjádřena pomocí K_{J_c} .

Dolní prahová oblast hodnot lomové houževnatosti. Iniciace štěpného lomu je dosaženo za podmínek SSY. Odolnost proti iniciaci křehkého lomu je popsána lomovou houževnatostí určenou za podmínek RD, K_{J_c} , nebo při nesplnění podmínek RD, K_c .

Poloha tranzitní oblasti na ose teplot, tedy i celé tranzitní chování, je funkcí chemického složení, metalurgie výroby a technologie zpracování oceli, ale i historie zkřehnutí oceli a je nejcitlivější metodou monitorování degradace ocelí s feritickou strukturou.

2.5 Univerzální křivka jako metoda kvantifikující tranzitní oblast

Metodologie univerzální (Master) křivky byla zavedena Wallinem [18,19] k popisu teplotní závislosti lomové houževnatosti v tranzitní oblasti (Obr. 8). Tato závislost platí pro hodnoty K_{J_c} , K_{J_c} , které byly porušené nestabilním štěpným lomem za podmínek SSY (obvykle standardní tělesa tloušťky 1T s hlubokou trhlinou ($a/W \approx 0,5$)). Pro konstrukční oceli s feritickou strukturou a σ_0 od 275 do 825 MPa má teplotní závislost lomové houževnatosti tvar popsateľný křivkou:

$$K_{J_c(\text{med})} = 30 + 70 \cdot \exp[0,019 \cdot (T - T_0)], \quad (30)$$

kde $K_{J_c(\text{med})}$ je medián lomové houževnatosti, T_0 je tzv. referenční teplota odpovídající mediánu lomové houževnatosti $100 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5}$ pro těleso s tloušťkou 1T, T je teplota zkoušení. Příklad univerzální křivky pro ocel ASTM A533B je uveden na Obr. 9. Ve

standardu ASTM E1921 [20] popisujícím metodiku určování univerzální křivky jsou také uvedeny výrazy pro výpočet spodní a horní meze rozptylu.

Hodnoty lomové houževnatosti ocelí odpovídající výše popsaným kritériím vynesené v závislosti $T - T_0$ by měly mít zcela totožný teplotní průběh ve smyslu tvaru a velikosti rozptylového pásu. Při znalosti referenční teploty T_0 je také určena poloha univerzální křivky na teplotní ose. Hlavní předností této koncepce je získání průběhu dat lomové houževnatosti v tranzitní oblasti při zkoušení malého počtu zkušebních těles.

Koncepce univerzální křivky je založena na statistickém modelu křehkého lomu v dolní tranzitní oblasti [18,19]. Rozptyl lomové houževnatosti je charakterizován tříparametrovým Weibullovým rozdělením. Koncepce rovněž zahrnuje korekci na statistický vliv velikosti. To znamená, že pokud byly hodnoty lomové houževnatosti určeny na tělesech jiné tloušťky, lze takto určené hodnoty korigovat např. na jednotnou tloušťku B_1 (1T) dle vztahu:

$$K_{B_1} = K_{\min} + [K_{B_2} - K_{\min}] \cdot \left(\frac{B_2}{B_1} \right)^{1/4}, \quad (19)$$

kde B_2 odpovídá tloušťce měřeného tělesa v mm. Tento vztah byl odvozen na základě modelu štěpné iniciace křehkého lomu řízené mikromechanismem podle teorie nejslabšího článku [20]. Vztah platí až do poměrně malých tloušťek materiálu. V práci [21] byla jeho platnost ověřena až do tloušťky 3 mm. V blízkosti dolní prahové hodnoty lomové houževnatosti $K_{Ic} < 50 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$ obě předchozí rovnice nepřesně popisují rozdělení houževnatosti, protože pod touto hodnotou houževnatosti se lom tělesa neřídí podle teorie nejslabšího článku.

Postup určení referenční teploty T_0 je podrobně popsán v normě [20]. Jsou zde specifikována zkušební tělesa, postup jejich zkoušení, dále cenzurování měřených dat, jak je naznačeno v následujícím odstavci, a z cenzurovaných výsledků pak zjištění teploty T_0 .

Aby data kvantifikující houževnatost odpovídala podmínkám SSY, musí splňovat podmínku danou limitní hodnotou houževnatosti:

$$K_{Jc(\text{limit})} = \sqrt{\frac{b \cdot \sigma_0 \cdot E}{(1 - \nu^2) \cdot M_{\text{lim}}}}. \quad (32)$$

Vyšší hodnoty houževnatosti jsou tímto limitem cenzurovány a je jim přiřazena hodnota odpovídající podmínce (32). Povolené hodnoty houževnatosti vyhovující podmínce (32) jsou pak považovány za neovlivněné ztrátou constraintu a tedy splňující podmínky SSY. Význam deformačního limitu M_{lim} je rozveden v nacházející podkapitole.

Metodologie univerzální křivky [20] stanovuje rozmezí teplot, $T_0 - 50^\circ\text{C} < T < T_0 + 50^\circ\text{C}$, ve kterém by měly být získány platné hodnoty houževnatosti, tak aby byl lom tělesa řízen dle koncepce nejslabšího článku. Dolní oblast teplot je omezena existencí dolní prahové hodnoty, horní oblast teplot omezuje existence tvárného růstu trhliny (do 0,2 mm) předcházející

štěpnému porušení. Doporučené rozmezí teplot spolu s M_{lim} určují tzv. teplotní okénko, ve kterém se nacházejí platná data pro určení teploty T_0 (Obr. 10). Jak klesá velikost ligamentu se zmenšující se velikostí tělesa, klesá také maximální dovolená měřená hodnota houževnatosti (Tab. 1). Optimální teplota zkoušení pro zkoušení miniaturních těles v tranzitní oblasti se nachází pod teplotou T_0 , přičemž záleží na konkrétní velikosti tělesa a také na σ_0 materiálu.

K platnému odhadu teploty T_0 musí být k dispozici dostatečný počet platných hodnot houževnatosti r_{MC} splňující podmínku (32) z celkového počtu hodnot n_{MC} . Musí být tedy splněna určitá hodnota poměru r_{MC} / n_{MC} . Standardní odchylka odhadu teploty T_0 závisí právě na r a pro minimální počet hodnot (stanoven na 6) činí $\pm 10^\circ\text{C}$ [18,20,22]. Odhad teploty T_0 může být dále ovlivněn použitím bočních vrubů.

Koncepce univerzální křivky je široce využívána. Hodnocení posuvů referenční teploty slouží k výzkumu a kvantifikaci vlivu degradačních procesů na lomovou houževnatost [21,23,24], k popisu vlivu rychlosti zatěžování na lomovou houževnatost [25–27] a hodnocení vlivu constraintu [28–30]. Dále se vypracovávají postupy pro určení teploty T_0 z podrozměrných zkušebních těles. Tyto postupy založené na mikromechanickém modelu porušení již byly např. pro tělesa tloušťky 1T s mělkou trhlinou [6] a tělesa typu Charpy s předcyklovanou trhlinou úspěšně vyřešeny [31,32]. Pro rozměrově menší typy zkušebních těles se také ukazují být slibné a jsou nadále vyvíjeny.

2.5.1 Deformační limit

Cenzurující limit hodnot houževnatosti $K_{Jc(lim\ it)}$ (32) má zajistit, aby měřené hodnoty lomové houževnatosti při iniciaci štěpného porušení nebyly funkcí ligamentu (b) a tedy neovlivněné ztrátou constraintu. Tento požadavek je realizován zavedením smluvního deformačního limitu M_{lim} . Jeho hodnota je v normě ASTM E1921 [20] stanovena jako 30 pro soubor dat houževnatosti. Pro individuální hodnotu houževnatosti je v normě E1820 jeho hodnota stanovena jako 50 [15]. Z pohledu vývoje bylo určení hodnoty deformačního limitu primárně založeno na MKP analýzách napětíového pole na čele trhliny [6,33]. Hodnoty M_{lim} byly odvozeny tak, aby maximální měřené hodnoty houževnatosti odpovídaly hodnotě houževnatosti za podmínek SSY navýšené o 20 %. Pro nejvíce konzervativní podmínky rovinné deformace byly hodnoty M_{lim} stanoveny v rozmezí 80–200 [6]. Přesná hodnota deformačního limitu tělesa je funkcí typu tělesa, materiálových vlastností, použitého modelu porušení a aplikovaných okrajových podmínek, tak jak tyto vlivy ovlivňují rozvoj plastické deformace na čele trhliny.

Použití $M_{lim} = 30$ vede při určování T_0 u CT a 3PB geometrie k nižšímu odhadu o 5–15°C pro ohybové geometrie [34–36]. Přitom se tato hodnota M_{lim} ukazuje jako dostatečná pro CT tělesa standardní velikosti. Ohybová tělesa standardní i podrozměrné

velikosti vyžadují použití $M_{lim} \approx 200$ [37], což zpětně potvrzuje závěry předchozích analýz [6,33]. Constraintem způsobený rozdíl v T_0 mezi CT a 3PB geometrií není příliš významný s přihlédnutím ke statistické nejistotě odhadu T_0 , která je pro minimální počet šesti těles přibližně $\pm 10^\circ\text{C}$ ve srovnání s „reálnou“ houževnatostí materiálu [37]. Kromě vlivu constraintu ovlivňují přesnost určení T_0 další faktory jako variabilita materiálových vlastností (v rámci jednoho kusu materiálu může způsobovat rozdílné určení asi 10°C nebo i větší [36,38]), umístění tělesa v různých místech polotovaru (povrch, střed) [9] a srovnání těles různých velikostí (mění se poloha čela trhliny s ohledem na tloušťku materiálu) [39,40]. Ačkoli jsou výše zmíněné nejistoty řádu očekávaného vlivu ztráty constraintu, jeho ztráta vždy způsobuje snížení určené T_0 v porovnání s daty, které ji nevykazují. Deformační limit se pak stává zvláště významný, pokud je měřeno těleso typu Charpy a tělesa menších velikostí. Určování T_0 pomocí těles menších velikostí proto zpětně vyvolává potřebu vhodné velikosti M_{lim} . Vliv hodnot M_{lim} , tedy 30 pro normu E1921 a 200 pro konzervativní podmínky SSY, na dovolené hodnoty houževnatosti popisuje Tab. 1. Hodnota $M_{lim} = 30$ vede, jak již bylo zmíněno, k nekonzistentním odhadům mezi CT a 3PB geometriemi a je nedostatečná při použití u podrozměrných těles. Pro konzervativní hodnotu M_{lim} jsou měřené hodnoty lomové houževnatosti standardních zkušebních těles experimentálně dosažitelné. Ovšem pro menší tělesa vymezuje konzervativní hodnota M_{lim} příliš nízké hodnoty houževnatosti v blízkosti dolní prahové hodnoty. Prakticky tak neumožňuje hodnocení podrozměrných těles dle metodologie univerzální křivky. Alternativním řešením pro použití podrozměrných zkušebních těles je korekce individuální hodnoty houževnatosti K_{Jc} pro odstranění vlivu geometrie a velikosti tělesa na constraint ještě před určením T_0 [37].

Tab. 1: Vliv délky ligamentu a deformačního limitu na hodnotu $K_{Jc(limit)}$ pro $\sigma_0 = 500$ MPa, $E = 210$ GPa, $\nu = 0,33$.

Těleso	Počáteční velikost ligamentu, b_0 [mm]	$K_{Jc(limit)}$ [MPa·m ^{0,5}]	
		$M_{lim} = 30$	$M_{lim} = 200$
1T-3PB	25,00	313,4	121,4
PCC	5,00	140,1	54,3
MCT	4,15	127,7	49,4
PKLST	2,00	88,6	34,3

2.6 Problematika podrozměrných zkušebních těles

2.6.1 Úvod do problematiky podrozměrných zkušebních těles

V případech, kdy je k dispozici pouze omezené množství zkušebního materiálu nebo kdy velikost zkoumané komponenty nedovoluje výrobu těles standardní velikosti, nabízejí

podrozměrná zkušební tělesa možnost charakterizace lomového chování. Tato tělesa nespĺňují z hlediska hodnot měřených veličin velikostní požadavky pro určení platných hodnot lomové houževnatosti. Motivaci pro jejich použití můžeme najít ve vývoji materiálů, při sledování degradačního stavů průmyslových zařízení a v charakterizaci lokálních mechanických vlastností (např. oblasti svarového spoje).

Dvě hlavní cesty pro přímé hodnocení houževnatosti z omezeného množství zkušebního materiálu jsou rekonstrukce zkušebních těles [41,42] a použití podrozměrných zkušebních těles [24,25,29,36,38,40,42]. Podrozměrných zkušebních těles nabízejících úsporu množství zkušebního materiálu je celá řada, např. Charpy tělesa a z něj odvozená tělesa menší velikosti, miniaturní tělesa pro excentrický tah, vrubovaná tahová tělesa, tělesa pro protlačovací zkoušky apod. V poslední době se také rozvíjí určování lomové houževnatosti pomocí protlačovací zkoušky miniaturních disků (Small Punch Test). Geometrie podrozměrných zkušebních těles, o kterých je pojednáno v této práci (těleso typu Charpy, KLST, MCT), byly většinou odvozeny z geometrie standardních těles zavedených v mezinárodních standardech (ASTM, DIN). V následujících kapitolách 2.6.5 až 2.6.7 je strukturovaně předložen přehled o použití a chování vybraných podrozměrných těles v tvárné a štěpné oblasti porušení.

Cenou za menší množství testovaného materiálu je obtížná interpretace získaných výsledků, které se obvykle neshodují s výsledky ze standardních těles, kvůli ztrátě constraintu in-plane a rovněž out-of-plane na čele trhliny. Dále menší délka čela trhliny činí podrozměrná tělesa citlivější na vlastnosti materiálu v makroměřítku. Nejčastěji se jedná o umístění tělesa vzhledem k polotovaru materiálu, např. rozdíl v mechanických vlastnostech mezi střední a povrchovou vrstvou polotovaru materiálu, místa tepelných uzlů nebo výskytu staženin. Na druhou stranu je právě možnost lokalizace hlavní přednosti těchto těles, protože je jejich prostřednictvím možné hodnotit lokální mechanické vlastnosti. Dále se jedná o vliv velikosti charakteristických strukturních útvarů, výskyt hrubých částic sekundární fáze nebo vměstků a jejich interakce s plastickou zónou na čele trhliny, jejíž rozměry jsou podstatně menší než v případě těles standardní velikosti. V takových případech je vždy nezbytné provedení fraktografické analýzy, pomocí které je možné posoudit úlohou struktury materiálu při příslušném lomovém chování tělesa.

V rozsahu příslušných podmínek zkoušení a pomocí vhodné metodiky zkoušení je možné dosáhnout platných hodnot lomové houževnatosti určených z podrozměrných těles. Získání platných lomově-mechanických charakteristik z podrozměrných těles znamená zachovat na čele trhliny podmínky SSY. Jedná se pak i o platná data z hlediska norem. Existence podmínek SSY na čele trhliny je značně ovlivněna σ_0 , která je značně teplotně a rychlostně-deformačně závislá. Testování těles při nízkých teplotách zvyšuje σ_0 materiálu a tím brání rozvoji plastické deformace [1]. Obdobný vliv má také rostoucí rychlost zatěžování, kdy zejména u slitin s BCC mřížkou pozorujeme významný růst σ_0 . Vhodnou geometrií zkušebního tělesa lze také významně přispět k udržení SSY podmínek během jeho zatěžování. Z tohoto pohledu jsou právě nejvhodnějšími typy těles standardně navržená

ohybová tělesa (3PB) a tělesa pro excentrické zatěžování (CT) tloušťky 25 mm (1T). Triaxialitu napětí po délce čela trhliny lze rovněž modifikovat např. bočními vruby [6,36,43].

S neplatnými hodnotami houževnatosti získanými při zkoušení podrozměrných nebo i standardních zkušebních těles ale lze také jistým způsobem pracovat a přiřadit jim platné hodnoty houževnatosti (kap. 2.8).

2.6.2 Technika zkoušení miniaturních těles

Odvětví zkoušení zkušebních těles malé velikosti (Small Specimen Test Technology) bylo vyvíjeno paralelně s vývojem materiálů pro aplikace ve fúzních reaktorech [24,25,36,38,40,44–47]. Hlavní hnací silou vývoje těchto technik bylo efektivní využití objemů zkoušeného materiálu, které jsou v experimentálních zařízeních zkušebních reaktorů a urychlovačích částic velice omezené. Do dnešní doby tento vývoj vedl k množství technik a postupů k získání mechanických vlastností z relativně malého množství materiálu, které jsou za možnostmi konvenčních přístupů z hlediska objemu zkoušeného materiálu [44–46].

V oblasti hodnocení lomového chování vznikla metodologie posuvů univerzální křivky vyvinutá Odettem [47–50] jako rozšíření přístupu univerzální křivky.

2.6.3 Experimentální nejistoty a chyby měření

Kvůli své zřetelně menší velikosti je měření mechanických charakteristik na podrozměrných tělesech zatíženo větší chybou měření a tedy i rozptylem hodnot než je tomu u standardních těles. Je velmi doporučeno provádět korekci na poddajnost zkušebního stroje. Menší rozměry těles rovněž zvyšují nároky na jejich výrobu v normou daných tolerancích. S malou velikostí zkušebních těles také souvisí vhodný silový rozsah zkušebních strojů a potřeba vhodného snímání deformace tělesa (miniaturní snímače, nepřímé metody snímání deformace tělesa).

2.6.4 Vliv velikosti zkušebního tělesa na lomovou houževnatost

Se změnou velikosti zkušebních těles dochází k změnám podmínek udržení constraintu na čele trhliny, jejichž projevem může být při dané teplotě i změna mechanismu lomu. Podle příslušných podmínek porušení je pak určena příslušná lomová charakteristika. Při srovnání souborů dat lomové houževnatosti v závislosti na teplotě pozorujeme se zmenšující se velikostí zkušebních těles nižší tranzitní teplotu, větší rozptyl dat v tranzitní oblasti a strmější přechod mezi dolní a horní prahovou hodnotou houževnatosti.

V oblasti dolních prahových hodnot je obecně akceptováno, že kritická hodnota houževnatosti, vyjádřená ve smyslu lineárního elastického parametru, K_{Ic} , je prakticky velikostně nezávislá, za předpokladu, že jsou splněny podmínky platnosti vyjádřené např. ve standardu ASTM E399-90 [14], ASTM E1921 [20] nebo ISO 12135 [5].

V tranzitní oblasti přechodu tvárného a štěpného lomu má velikost tělesa velmi významný vliv na lomové chování, který můžeme z hlediska účinku rozdělit na statistický vliv velikosti a vliv ztráty constraintu. V případě napětově řízených lomů, tedy i v oblasti dolních

prahových hodnot houževnatosti, se projevuje statistický vliv velikosti. V tělesech větší velikosti (tloušťky) dochází na čele trhliny k zatěžování většího objemu materiálu. To způsobuje vyšší pravděpodobnost zachycení iniciace štěpného porušení a hodnoty lomové houževnatosti jsou nižší. Ke kvantifikaci statistického vlivu velikosti je možné použít vztah (31). Navíc jsou tělesa menší velikosti více náchylné ke ztrátě constraintu na čele trhliny. Ztráta triaxiality v napětově-deformačním stavu podél čela trhliny vyvolává zřejmý růst hodnot houževnatosti kvůli nižší úrovni tahových napětí v procesní zóně a tedy nižší pravděpodobnost porušení. Jejím dalším projevem je rozsáhlejší rozvoj plastického tečení na čele trhliny způsobující vzrůst rozptylu hodnot houževnatosti.

Pokud je uvažován vliv velikosti v plně tvárném chování, náznaky trendů jsou často protichůdné. Běžně je pozorováno, že R-křivky tvárných materiálů jsou závislé na velikosti, geometrii a konfiguraci tělesa [43,51,52]. Souhrnně lze konstatovat, že závisí na relativním poměru rozměrů průřezu tělesa (b_0/B) a napětově-deformačních vlastnostech materiálu. Napětově-deformační vlastnosti materiálu přímo určují jeho schopnost plastické deformace a tedy i rozsah relaxace napětového a deformačního stavu na čele trhliny. Při systematickém porovnávání materiálů a projevů vlivu velikosti v tvárné oblasti porušení lze pozorovat následující. U materiálů s nízkou úrovní houževnatosti na horní prahové hodnotě jsou projevy vlivu velikosti podstatně slabší ve srovnání s materiály vykazujícími vysokou úroveň houževnatosti na horní prahové hodnotě. Výsledkem toho je například to, že při porovnání průběhů J-R křivek pro tělesa významně odlišných velikostí není vliv velikosti téměř patrný [53,54].

Použití bočních vrubů se u podrozměrných zkušebních těles ukazuje jako vhodné. Jejich aplikace vede k potlačení rozvoje smykových okrajů při zatěžování tělesa. Rozvoj smykových okrajů je velmi výrazný při úzkých průřezech těles (rostoucí hodnota poměru W/B) a v případě malých tloušťek těles. Boční vruby tedy na jednu stranu snižují délku čela trhliny, ale na druhou stranu zvyšují triaxialitu napětí v oblastech blízkých povrchu tělesa. Výsledné pole napětí podél čela trhliny v tělese je při jejich použití více rovnoměrné. Obecně vliv bočních vrubů není tak významný pro tělesa „běžné“ velikosti. U podrozměrných těles ale pomáhají udržet constraint ve směru tloušťky [55]. U těchto těles se boční vruby s výhodou používají zejména v tranzitní oblasti, kde napomáhají dosažení platných hodnot lomové houževnatosti. V oblasti horních prahových hodnot jsou boční vruby aplikovány pro zajištění rovnoměrného šíření trhliny v tělese. Z hlediska účinku na průběh R-křivek dochází při jejich použití ke snižování sklonu křivek a k poklesu jejich hodnot. I zde se silně projevuje vliv materiálu [51].

2.6.5 Těleso typu Charpy

Těleso typu Charpy bylo primárně vyvinuto pro zkoušku rázem v ohybu jako hranol o rozměrech $10 \times 10 \times 55 \text{ mm}^3$ ($B \times W \times L$) opatřený U nebo V vrubem. Pro určování lomové houževnatosti je těleso opatřeno předcyklovanou trhlinou (PCC). Existují také menší varianty tělesa typu Charpy, které byly odvozeny za předpokladu využití jeho přelomených polovin,

tzv. mini Charpy (někdy označované 1/2 Charpy) s rozměry $5 \times 5 \times 27 \text{ mm}^3$ [56] a těleso 1/3 Charpy $3,3 \times 3,3 \times 20 \text{ mm}^3$ [57]. Hlavní předností těles typu Charpy je jednoduchá realizace dynamických zkoušek.

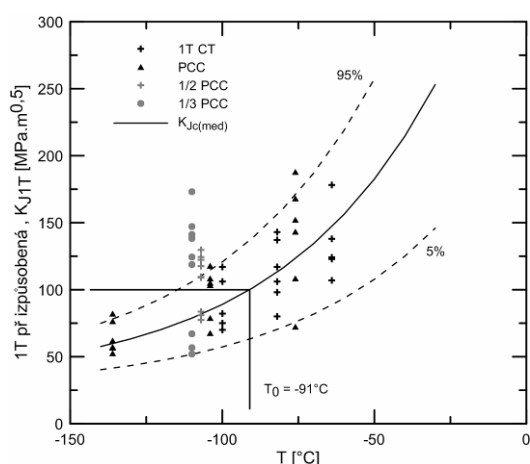
Tělesa typu Charpy standardní velikosti jsou ve značné míře používána pro hodnocení jakosti materiálu (jeho houževnatosti). Rozsahem menší avšak důležitou roli hrají tato tělesa ve svědečných programech jaderných elektráren, kde slouží k monitorování úrovně poškození materiálu reaktorové nádoby. Tělesa jsou umístěna v aktivní zóně reaktoru v zásobnících tvarově identickými palivovým tyčím, které musí být kvůli svému omezenému prostoru naplněny tělesy vhodné velikosti, tedy tělesy typu Charpy ale i jinými zkušebními tělesy [58].

Oblast štěpného porušení

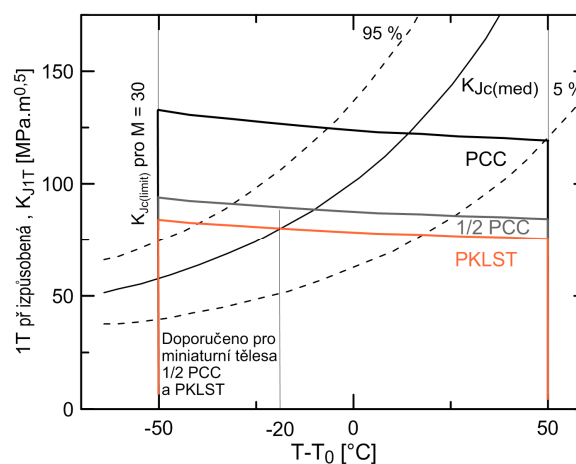
V tranzitní oblasti PCC tělesa vykazují kvůli ztrátě constraint vyšší hodnoty houževnatosti a zvýšený rozptyl. Např. tělesa bez bočního vrubu systematicky vykazují asi o 15 % vyšší hodnoty houževnatosti než 1T-CT tělesa [59]. To způsobuje, že dle metodiky univerzální křivky pak tělesa typu Charpy vykazují asi o 10 °C nižší nekonzervativní odhad T_0 ve srovnání se standardními tělesy [36,55,59,60–62]. Rovněž v práci [62] bylo zjištěno, že tranzitní křivka Charpy těles s a bez bočních vrubů byla posunuta do nižších teplot ve srovnání se s tranzitní křivkou standardních ohybových těles 1T.

Tab. 2: Průměrné hodnoty houževnatosti těles z Obr. 9 korigované na tloušťku 1T [13].

Typ tělesa	Teplota zkoušení [°C]	Průměrná K_{J1T} [MPa·m ^{0,5}]
1T CT	-100	88,6
PCC	-104	96,5
1/2 PCC	-104	103,0
1/3 PCC	-104	115,0



Obr. 9: Distribuce dat lomové houževnatosti 3PB těles a univerzální křivka určená z výsledků 1T-CT těles, všechna tělesa SG, ocel ASTM A533 B [13].



Obr. 10: Schéma univerzální křivky s vyznačením doporučeného teplotního okénka pro hodnoty lomové houževnatosti určené k výpočtu T_0 .

Na Obr. 9 jsou znázorněna data získaná z bočně vrubovaných těles. 1T-CT tělesa vykazovala $T_0 = -91$ °C při teplotě zkoušení -100 a -82 °C, kdežto PCC tělesa při teplotě zkoušení -104 a -136 °C vedou k mírně nižší teplotě $T_0 \approx -99$ °C zjevně kvůli ztrátě constraintu. Z výsledků jednotlivých těles uvedených na Obr. 9 je jasně vidět systematický rozdíl právě mezi CT a PCC tělesy. Dále je z tohoto obrázku možné pozorovat růst rozptylu a průměrné hodnoty houževnatosti se zmenšující se velikostí ohybových těles, Tab. 2. Optimální teplota zkoušení pro PCC tělesa v tranzitní oblasti je přibližně 10 °C pod T_0 a nižší.

Oblast tvárného porušení

Při srovnání J-R křivek mezi PCC a 1T-CT tělesy s bočními vruby nebyly zjištěny významné rozdíly (obvykle o 10 % nižší hodnoty na J-R křivce) mezi tělesy [40,63]. Co se týče vzájemného chování mezi různě velkými ohybovými tělesy dochází k určitým odlišnostem, jejichž trend není obecně postihnuteľný. Např. pro tělesa o průřezu 5×10 , 10×10 , 10×20 ($B \times W$) mm² byly při odklonu od čáry otupení zjištěny rozdíly hodnot J-integrálu přibližně 20 % pro ocel A533B a 10 % v případě oceli 15Kh2MFA [64].

Dynamické chování

Při dynamickém zatěžování lze v tělesech vyvodit dodatečný constraint způsobený růstem σ_0 , což umožňuje korekci výsledků z PCC těles a jejich srovnání s tělesy standardní velikosti [25–27]. Toto bylo rovněž prokázáno ve studii [65], kdy byla PCC tělesa podrobena dynamickému zatěžování pomocí „low blow“ metody na instrumentovaném Charpy kladivu rychlostí kolem $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. Při použití deformačního parametru $M_{\text{lim}} = 50$ a upravení na statistický vliv velikosti (31) byly výsledky PCC těles shledány plně srovnatelné s výsledky standardních ohybových těles 1T zkoušených kvazistaticky.

Metodiky korekce vlivu velikosti, respektive ztráty constraintu

Pro odstranění vlivu velikosti způsobujícím ztrátu constraintu u PCC těles byly v minulých dvou desetiletích vyvinuty principiálně dvě metodiky. První spočívá v aplikaci mikromechanického modelu porušení a je popsána v kapitole 2.8.2. Druhá metodika souvisí s udržení constraintu v tělese za pomoci dynamického zatěžování a byla v podstatě popsána v předešlém odstavci.

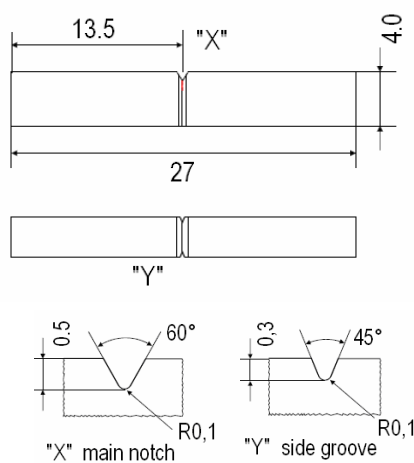
2.6.6 KLST těleso

Zkušební těleso typu KLST (Obr. 11) je taktéž jako těleso typu Charpy určeno pro ohybové zatížení. S rozměry $3 \times 4 \times 27$ mm³ je těleso nejmenší geometrií uvedenou v normě DIN 50115 [56]. Geometrie KLST tělesa byla převzata z již existujících zkušebních těles pro pevnostní ohybové zkoušky keramik. Těleso v modifikaci s V nebo U vrubem se používá pro rázové ohybové zkoušky, které byly předmětem řady studií [66–68]. V modifikaci s předcyklovanou trhlinou (PKLST) se těleso používá pro zkoušky lomové houževnatosti. Velikostně je tak KLST (PKLST) těleso velmi podobné tělesu 1/3 PCC.

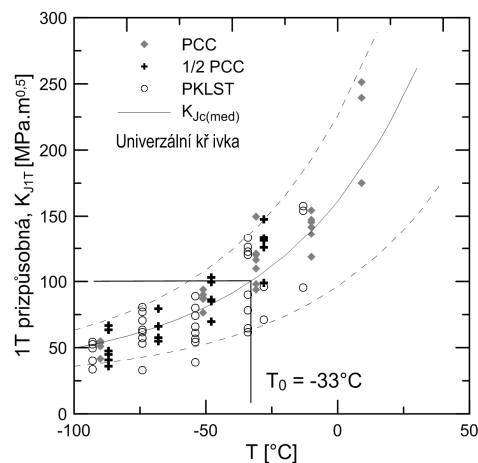
Oblast štěpného porušení

Wallin a kol. provedli rozsáhlou studii pro ověření použitelnosti podrozměrných ohybových těles k určení referenční teploty T_0 dle normy ASTM E1921 [20] na základě srovnání jejich chování s PCC tělesy [55]. Byly použity čtyři různé velikosti zkušebních ohybových těles (PCC s průřezem $10 \times 10 \text{ mm}^2$, PCC o poloviční tloušťce - $5 \times 10 \text{ mm}^2$, 1/2 PPC - $5 \times 5 \text{ mm}^2$ a PKLST těleso - $3 \times 4 \text{ mm}^2$). Tělesa byla připravena se standardní délkou předcyklované trhliny ($a/W = 0,5$) a bočně vrubovaná (10+10% tloušťky). Předmětem studie byly základní materiály tlakových nádob reaktorů, jejich svarů a degračních stavů.

Kvůli předepsanému limitu hodnot houževnatosti M_{lim} pro tyto podrozměrná tělesa Wallin doporučuje omezení rozsahu teplotního okénka na $-50^\circ\text{C} \leq T - T_0 \leq -20^\circ\text{C}$. Navíc toto opatření částečně zaručuje i to, že hodnoty houževnatosti z tohoto teplotního rozmezí reprezentují celý pás rozptylu MC. Jinými slovy nejvhodnější nejvyšší teplota zkoušení pro tělesa je v oblasti, kde se protínají křivka vymežující 95 % rozptyl hodnoty univerzální křivky s křivkou $K_{Jc(\text{limit})}$ patřičného tělesa, viz Obr. 10. Při vyšších teplotách $T - T_0 > -20^\circ\text{C}$ vymezuje křivka deformačního limitu pouze nízké hodnoty houževnatosti obvykle ze spodní poloviny rozptylového pásu. Cenzurované hodnoty z této oblasti teplot nesprávně reprezentují rozdělení popsané MC a mají za důsledek její přehnaně konzervativní odhad, např. [52,69] a podrozměrná tělesa tak dávají paradoxně vyšší odhad T_0 .



Obr. 11: Geometrie KLST tělesa (nahore), geometrie hlavního (vlevo dole) a bočního vrubu (vpravo dole).



Obr. 12: Univerzální křivka určená z dat podrozměrných těles pro ocel ASTM A533 B [64].

Tab. 3: Srovnání odhadů referenční teploty T_0 pro analyzované soubory těles [55].

Typ tělesa ($B \times W$)	Průměrný odklon od $T_0 - T_{0vše}$ [$^\circ\text{C}$]	Standardní odchylka $T_0 - T_{0vše}$ [$^\circ\text{C}$]	Průměrný počet platných dat r_{MC} ze souboru
PCC (10×10)	-0,8	6,9	9,8
1/2 PCC (5×5)	+3,1	7,6	5,6
PKLST (3×4) a 1/3 PCC (3,3×3,3)	+1,9	10,7	4,2

Pro soubory podrozměrných zkušebních těles o běžné velikosti (10-15 kusů) je při dodržení požadavků na zkoušení dle E1921 dosahováno nižšího poměru r_{MC}/n_{MC} než pro tělesa standardní velikosti. To z praktického hlediska znamená, že je pro tato tělesa v rámci podmínek zkoušení obtížnější získat platné hodnoty lomové houževnatosti, Tab. 3.

Všechna podrozměrná tělesa testovaná ve studii [55] ukázala stejný trend závislosti průměrné standardní odchylky odhadu T_0 a průměrného počtu platných hodnot r_{MC} bez zjevného náznaku vlivu velikosti mezi jednotlivými tělesy. Tímto je také dle Wallina, samozřejmě v rámci nejistoty a očekávaného experimentálního rozptylu použité metody, oprávněná použitelnost podrozměrných těles pro určení referenční teploty T_0 . Tělesa vykazují systematicky mírně vyšší odhad T_0 , tento trend ale může být důsledkem zvolené metodiky měření použité v citované práci [55].

U nejmenších těles PKLST a 1/3 PCC je zřejmě nutné použití bočních vrubů, jinak tělesa výrazněji ztrácí constraint. Např. ve studii [70] se srovnání výsledků hladkých PCC a 1/3 PCC těles projevilo o asi 40°C vyšší teplotou T_0 pro 1/3 PCC. Tělesa však byla zkoušena v rozsahu teplot celé tranzitní oblasti bez ohledu na Wallinem doporučené teplotní okénko. Vhodnost tohoto teplotního okénka potvrzuje studie [38], kdy i s použitím hladkých PKLST těles bylo dosaženo téměř stejné hodnoty T_0 jako pro PCC tělesa a CT tělesa tloušťky 12,5 a 20 mm. Ve studii [29] bylo ukázáno, že data z podrozměrných těles 1/2 PCC, PKLST a MCT jsou dobře srovnatelná s daty z konvenčních těles s odchylkou určení T_0 asi 8,5°C. Nižší odhad T_0 o 5 až 10°C z 1/3 PPC těles oproti PCC tělesům zmiňuje práce [30].

Kvůli klesajícímu poměru r_{MC}/n_{MC} se snižující se velikostí zkušebních těles je nutné provést více měření, ale i tak podrozměrná tělesa vyžadují zřetelně nižší spotřebu materiálu. Ve studii [55] byl také stanoven potřebný počet platných výsledků podrozměrných těles k získání platného odhadu T_0 pro ocel s $\sigma_0 = 500$ MPa, Tab. 4. Počtem těles (následně i nutným počtem testů) a objemem testovaného materiálu se jako nejefektivnější jeví těleso 1/2 PCC.

Tab. 4: Srovnání odhadů referenční teploty T_0 pro analyzované soubory těles [55].

Typ tělesa ($B \times W$)	Potřebný počet těles	Množství materiálu odpovídající tělesu typu Charpy, PCC 10×10
PCC (10×10)	7	7
1/2 PCC (5×5)	12	1,5
PKLST (3×4)	28	2,5

Pro konstrukci univerzální křivky se v případě zkoušení těles standardní velikosti doporučuje získat data lomové houževnatosti v blízkosti teploty T_0 , tj. přibližně kolem hodnoty $100 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$. Podrozměrná tělesa však mají menší velikosti zatížených objemů materiálu na čele trhliny a to se projevuje ve snížení jejich měřených hodnot houževnatosti.

Na základě analýzy soborů dat ze studie [55] byly získány doporučené rozsahy měřených hodnot houževnatosti pro podrozměrná ohybová tělesa, Tab. 5. Z této tabulky je také zřejmý postupný trend snižování horní i dolní hodnoty rozsahu pro zmenšující se velikost těles. Je možné si všimnout, že i PCC tělesa se blíží hodnotám kolem $50 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$, což je považováno za dolní limit hodnot houževnatosti pro teorii nejslabšího článku a tedy i pro aplikaci univerzální křivky.

Tab. 5: Vhodný rozsah hodnot K_{JIT} pro bočně vrubovaná tělesa k získání platného odhadu T_0 v teplotním rozmezí $-50^\circ\text{C} \leq T - T_0 \leq -20^\circ\text{C}$ v závislosti na mezi kluzu.

Typ tělesa	$\sigma_0 \sim 550 \text{ MPa}$		$\sigma_0 \sim 480 \text{ MPa}$	
	Rozsah hodnot [MPa·m ^{0,5}]	Střední hodnota [MPa·m ^{0,5}]	Rozsah hodnot [MPa·m ^{0,5}]	Střední hodnota [MPa·m ^{0,5}]
PCC	137-58	97,5	114-55	84,5
1/2 PCC	92-45	68,5	80-40	60,0
PKLST	74-38	56,0	64-36	50,0

Oblast tvárného porušení

V práci [71] byla ukázána poměrně silná závislost J-R křivky na geometrii při zkoušení ohybových těles o rozměrech $3 \times 6 \times 30 \text{ mm}^3$ a $9 \times 18 \times 92 \text{ mm}^3$ s a bez bočního vrubu. Obecný trend je takový, že boční vruby snižují hodnoty J-R křivky a zvětšování velikosti tělesa vede ke strmějšímu průběhu J-R křivky. Shodných výsledků bylo dosaženo v případě bočně vrubovaného tělesa $3 \times 6 \times 30 \text{ mm}^3$ a PKLST tělesa použitého ve studii [43], které mají sice odlišné rozměry průřezu tělesa a ligamentu, ale jsou velikostí srovnatelné. Studie [43] poukázala na problém hodnocení délky tvárného natržení u PKLST v tvárném režimu, kdy kvůli velké houževnatosti oceli bylo dosaženo velkých průhybů tělesa. Finální lomová plocha tělesa byla výrazně reliéfní, což v podstatě neumožnilo hodnocení aktuální délky tvárného natržení ale pouze jeho in-plane složky.

Dynamické chování

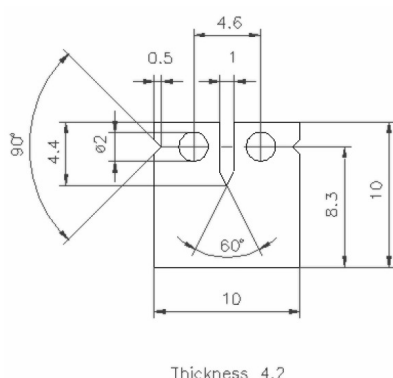
Při dynamickém zatěžování metodou „low blow“ PKLST tělesa vykazují jasně vyšší hodnoty houževnatosti ve srovnání s PCC tělesy [72]. Toto je v protikladu s předchozími studiemi, kdy tato PKLST tělesa vykazovala při kvazistatickém zatěžování ve stejném teplotním rozmezí přibližně srovnatelnou nebo mírně vyšší houževnatost jako PCC tělesa [38]. Na druhou stranu je tento rozdíl v souladu s chováním diskutovaných těles při zkoušce rázem v ohybu, kdy menší tělesa jeví až o 40°C vyšší teplotu DBTT [30,68]. Vyšší rychlosti zatěžování ($\sim 1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) tak zřejmě způsobují u KLSST těles výraznější ztrátu constraintu zesílenou i příspěvkem adiabatických jevů na čele trhliny a nedochází tak jako v případě Charpy těles ke vzniku dodatečného constraintu [25,27,65]. Charpy těleso standardní velikosti se tak zdá velikostně limitním pro využití zvýšené rychlosti zatěžování za účelem vyvození dodatečného constraintu v tělese. Obdobné výsledky přineslo srovnání dynamicky určené J-R křivky [72]. Opět se PKLST těleso projevilo jako výrazně houževnatější než PCC těleso

poukazující na výraznější ztrátu constraintu. Stejně závěry při dynamickém zatěžování, pozorovaný vliv velikosti a potřebu uvažovat vliv constraintu u tělesa tohoto typu potvrdila i studie [68].

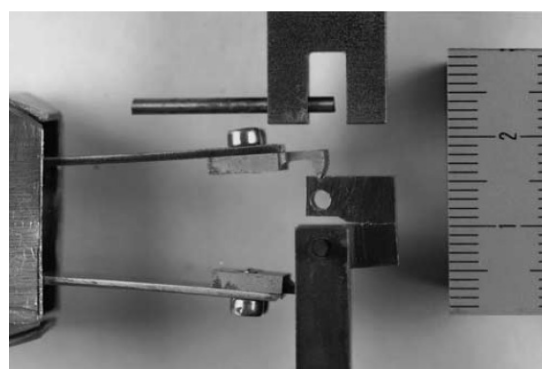
2.6.7 Miniaturní těleso pro excentrický tah

Miniaturní CT těleso je souhrnné označení pro CT tělesa malé velikosti, jejichž rozměry byly stanoveny z velikosti zkoumané komponenty, z rozměrů polotovaru nebo z dostupného množství materiálu. V literatuře lze proto nalézt řadu prací týkajících se těchto těles [24,29,52,73,74]. Pro jednoduchost se tato podkapitola týká konkrétní velikosti CT tělesa s tloušťkou 4,2 mm.

Ve studii Scibetty a kol. bylo použito miniaturní CT těleso (MCT), které svými celkovými rozměry odpovídá průřezu tělesa typu Charpy 10×10 mm². Podle rozměru tloušťky jej lze popsat 0,16T-CT. Těleso bylo velikostně optimalizováno tak, že z poloviny tělesa typu Charpy mohou být vyrobeny čtyři MCT tělesa a přibližně třináct MCT těles zabírá stejný objem jako těleso typu Charpy plné velikosti, Obr. 13, [29]. Pro své malé rozměry je MCT těleso opatřeno zářezy na jeho vnějších stranách, které slouží pro upevnění vidlic snímače otevření, Obr. 14.



Obr. 13: Geometrie a rozměry MCT tělesa použitého ve studii [29].

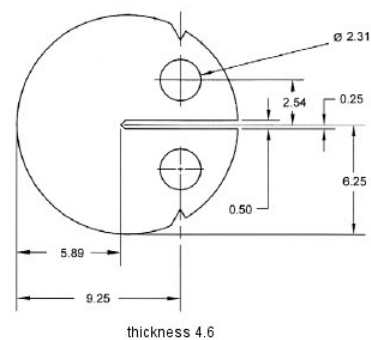
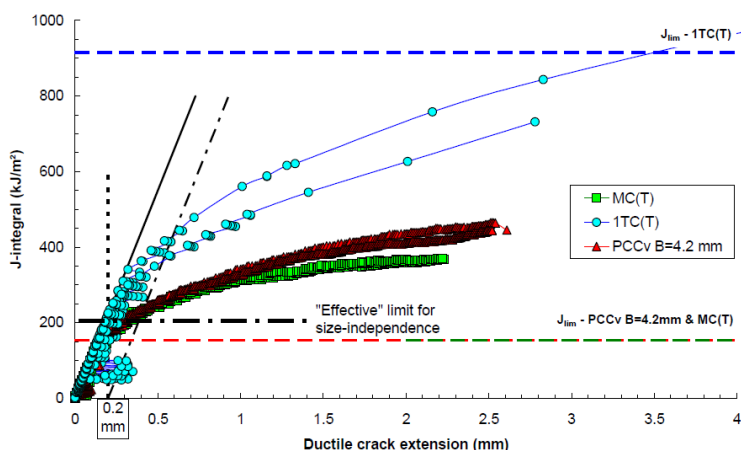


Obr. 14: Detailní snímek uchycení snímače otevření a zkušebních přípravků [29].

Oblast štěpného lomu

Studie [29] zabývající se optimálním využitím přelomených polovin Charpy těles pro použití v horkých komorách bez ruční manipulace shledala MCT těleso nejslibnější geometrií použitelnou pro rozvoj svědečných programů. Více typů zkušebních těles může být vyrobeno z poloviny tělesa typu Charpy, ale MCT těleso je geometrií s nejvyšším constraintem a s velikostí ligamentu blízkou PCC tělesu. Patrně vlivem ztráty constraintu tělesa jeví nižší systematickou odchylku odhadu T_0 o asi 8,5°C ve srovnání s 1T-CT tělesy. Ve studii [52] vykazovala tělesa velikosti 0,25T-CT a 0,5T-CT vyšší hodnoty teploty T_0 o asi 16°C než CT tělesa jejich dvojnásobné velikosti. Důvod rozdílu byl ale spíše než kvůli vlivu velikosti shledán v nevhodné teplotě zkoušení, kdy v podstatě nebylo respektováno doporučované rozmezí teplot pro podrozměrná tělesa, a v nedostatečném počtu provedených měření.

Na silný vliv velikosti hladkých podrozměrných CT těles velikosti 0,18T a 0,35T ve srovnání s výsledky 0,87T-CT těles poukázaly práce [73,74]. V tranzitní oblasti podrozměrná tělesa dosahovala významně vyšších hodnot houževnatosti a většího rozptylu. Výsledná distribuce dat houževnatosti pak neodpovídala tvaru a rozptylu určeného univerzální křivkou, což vedlo k velmi nekonzervativní odhadu T_0 . Nutno ale podotknout, že teplota zkoušení byla hluboko pod T_0 . V rámci zmíněné práce byla aplikována procedura pro přizpůsobení tvarového parametru univerzální křivky navržená Wallinem [75]. Upravený tvar rozdělení univerzální křivky se ukázal být vhodnější pro určení přesné hodnoty teploty T_0 z dat získaných pomocí podrozměrných CT těles v blízkosti dolní prahové hodnoty.



Obr. 15: J-R křivky určené dle 1T-CT, PCC (4,2×4,2 mm²) a MCT tělesa pro ocel 18NMD5 za pokojové teploty [53].

Obr. 16: Geometrie a rozměry DCT tělesa (v mm) [77].

Oblast tvárného porušení

V tvárné oblasti porušení jsou u MCT těles pozorovány významně nižší a plošší průběhy křivek odolnosti proti tvárnému porušení oproti CT tělesům standardní velikosti [51,52,54,76]. Tento trend byl potvrzen na 5-ti ocelích pro tlakové nádoby reaktorů a jedné oceli pro potrubí, Obr. 15 [53]. Např. ve studii [76] byla mezi těmito tělesy pozorována odchylka iniciační hodnoty J-integrálu asi 300 kJ/m². Výsledky srovnání MCT a 1T-CT těles, tak jak jsou zobrazeny na Obr. 15, naznačují, že až do hodnot J-integrálu přibližně 200 kJ/m² není mezi porovnávanými tělesy významný rozdíl. V takovém případě by mohla MCT tělesa poskytovat spolehlivé hodnocení skutečné houževnatosti materiálu. Proto bylo v rámci studie [53] provedeno účelové zkřehnutí oceli A533B Cl.1, aby bylo možné porovnat lomové chování předchozích těles i v případě výrazně nižší houževnatosti materiálu. Slitina po zkřehnutí vykazovala nízkou hodnotu houževnatosti na horní prahové hodnotě ($USE \approx 70$ J). Také PCC těleso tloušťky 4,2 mm bylo zkoušeno a jeho výsledky byly srovnány s výsledky ostatních CT těles. Mezi získanými výsledky použitých těles nebyly shledány rozdíly v rámci experimentálního rozptylu měřených hodnot. V daných podmínkách zkoušení se kritické hodnoty houževnatosti J_{Ic} pohybovaly v rozmezí 70 – 110 kJ/m², tj. i pod limitní měřitelnou hodnotou MCT tělesa podle ASTM standardu ($J_{max} \approx 135$ kJ/m²). Při takových nízkých

hodnotách houževnatosti je očekávatelné, že projevy vlivů geometrie nebo velikosti zkušební těles nebudou patrné.

Při použití alternativních charakteristik lomové houževnatosti (CTOD, CTOA, Ernstův modifikovaný J-integrál) oproti klasickému J-integrálu dochází k významnému zlepšení vzájemné shody mezi 1T-CT a MCT tělesy [54,76]. Jako nejvhodnější parametr byl sledován CTOA parametr.

Další variantou miniaturního CT tělesa je těleso diskového tvaru (DCT) vyvinuté v Oak Ridge National Laboratory (USA) pro charakterizaci lomového chování ozářených materiálů [24]. Těleso bylo dimenzováno tak, aby maximálně využívalo dostupného prostoru kapslí, jako zásobníku zkušebních těles s rozměry identickými palivovým tyčím štěpných reaktorů (Obr. 16). Deformace je stejně jako v případě MCT tělesa snímána z vnějších zářezů tělesa. V literatuře bylo nalezeno omezené množství příkladů chování DCT tělesa. Většinou se jedná o individuální zkoušky ozářených (radioaktivních) materiálů a jejich degradovaných stavů, ke kterým je velice obtížné najít odpovídající výsledky rozměrově větších těles s trhlinou [77-79]. Například ve studii [24], kdy bylo toto těleso použito v tranzitní oblasti, byla z jeho výsledků určena nižší teplota T_0 než pomocí 1T-CT tělesa [40] naznačující určitou ztrátu constraintu. Protože je DCT těleso rozměrově a objemem materiálu velmi podobné MCT tělesu, lze u něj očekávat stejné projevy vlivu velikosti na měřené hodnoty lomové houževnatosti. Obě varianty miniaturního CT tělesa jsou svými rozměry rovněž atraktivní pro měření R-křivek za zvýšených a vysokých teplot.

2.6.8 Přednosti a nevýhody podrozměrných zkušebních těles, shrnutí a srovnání

Z předchozího přehledu publikovaných výsledků a chování vybraných podrozměrných těles plynou následující závěry.

V tranzitní oblasti je získání platných hodnot houževnatosti kvůli ztrátě constraintu podmíněno nízkou teplotou zkoušení, často při teplotách nižších než T_0 . Následkem je zúžené teplotní okénko pro platné určení charakteristiky a zvýšená nejistota určení teploty T_0 . Tento fakt zpětně vyvolává potřebu měření většího počtu těles. Navzdory tomu nabízejí tato tělesa úsporu množství zkoušeného materiálu. Při vhodné metodice měření je možné jejich prostřednictvím dosáhnout stejné hodnoty referenční teploty T_0 nebo mírně nižší (asi o 10°C) jako při použití standardních těles. Pro KLST geometrii je zřejmě nutné použití bočních vrubů. Z hlediska použití je KLST geometrie vhodnější pro dynamické zkoušení, ale z pohledu využití objemu materiálu a schopnosti udržet patřičnou úroveň constraintu vychází lépe MCT těleso nebo alternativně DCT těleso.

V oblasti horních prahových hodnot silně závisí na úrovni houževnatosti materiálu. V případě materiálů s vysokou úrovní houževnatosti vykazují podrozměrná tělesa silný vliv velikosti, který se stává méně výrazný se snižující se úrovní houževnatosti. Charpy tělesa vykazují relativně stejné chování jako standardní tělesa, ale i přes to u nich pozorujeme asi

o 10 % nižší hodnoty houževnatosti. Použití bočních vrubů snižuje hodnoty na R-křivce, ale nezlepšuje shodu mezi tělesy s odlišnými rozměry. Rozměrově menší tělesa, KLST a MCT, vykazují v případě materiálu s vysokou houževnatostí významně nižší (až o polovinu) hodnoty houževnatosti než tělesa standardní velikosti. Při nízké úrovni houževnatostí materiálu se výsledky podrozměrných a standardních těles v rámci svých rozptýlů experimentálních hodnot neliší.

Oproti standardním tělesům pro hodnocení lomové houževnatosti nabízejí podrozměrná zkušební tělesa možnost hodnocení lomové houževnatosti z omezeného množství materiálu nebo z jeho lokálních oblastí. Nevýhodou při jejich použití je větší chyba měření, nutnost zkoušení většího počtu těles a tedy i vzhledem k jejich rozměrům větší nároky na jejich výrobu.

2.7 Mikromechanismy porušení

Protože má úroveň triaxiality napětí na čele trhliny vliv na mikromechanismus lomu, bude v této kapitole blíže pojednáno o mikromechanismech štěpného a tvárného lomu.

2.7.1 Štěpný lom

Štěpný lom je definován jako rychlé šíření trhliny podél určité krystalografické roviny. Štěpení je nejpravděpodobnější, když je omezena plastická deformace materiálu. Ze základních krystalových mřížek nejčastěji se vyskytujících v kovových slitinách je nejméně náchylná ke štěpení krychlová plošně středěná mřížka. Hexagonální mřížka vykazuje inherentně křehké chování. U slitin s krychlovou prostorově středěnou mřížkou (BCC) dochází v pásmu teplot ke změně mechanismu lomu z tvárného na štěpný, tzv. tranzitní chování. Štěpný lom má obvykle křehký charakter, přesto mu může předcházet větší množství plastické deformace, resp. i růst tvárné trhliny. Štěpný lom vyžaduje dosažení patřičné úrovně plastické deformace na čele trhliny v materiálu, která vyvolá jeho nukleaci, a dále musí být dosaženo jeho iniciace prostřednictvím dostatečné úrovně napětí před čelem trhliny.

Mechanismy nukleace štěpení

Štěpení vyžaduje přerušení vazeb mezi atomy, kde lokální napětí musí být dostatečné k překonání kohezní pevnosti materiálu. Maximální napětí před čelem trhliny je tří až čtyřnásobek σ_0 (Obr. 5). Podle teoretických modelů je kohezní napětí nutné pro porušení vazeb mezi atomy ale asi 50× vyšší než maximální napětí před čelem trhliny [1]. Protože makroskopická trhlinka nepředstavuje dostatečný koncentrátor napětí k porušení pevnosti vazeb, je před čelem trhliny nutná existence lokální nespojitosti, např. ostré mikrotrhliny. Příkladem může být Cottrelova mikrotrhlinka [80] vzniklá v důsledku protnutí dvou skluzových rovin. Existují i jiné mechanismy nukleace mikrotrhlin [81,82], přičemž všechny vyžadují plastickou deformaci materiálu. Za okamžik nukleace mikrotrhliny je považován vznik nespojitosti materiálu v jednom zrně materiálu nebo na hranici zrn.

Mechanismy iniciace štěpení

Sama nukleace mikrotrhliny není dostatečná k realizaci štěpného porušení, protože je dále třeba vyvolat jeho iniciaci. Iniciací štěpení rozumíme přechod mikrotrhliny přes hranici zrna, kde trhlina nukleovala, do jiného zrna. V okolí vhodného defektu (nespojivosti) je nutná dostatečná úroveň napětí způsobující jeho růst. Oblast působení tohoto vysokého napětí na čele mikrotrhliny, kde dochází k překročení dostatečné úrovně napětí (lomového napětí) se nazývá tzv. procesní zónou. Lomové napětí je možné přibližně stanovit za použití Griffithova energetického přístupu, který předpokládá, že porušení částice kulového tvaru vytvoří v matici mikrotrhlinu eliptického tvaru [1]. Ve feritických ocelích existují principiálně dva mechanismy iniciace štěpného porušení. Prvním je iniciace porušení podle teorie nejslabšího článku předpokládající, že k lomu dojde v případě nalezení jednoho zárodku trhliny kritické velikosti v procesní zóně. Druhým mechanismem je kumulace poškození, kdy je v procesní zóně přítomno více mikrotrhlin a jejichž propojení předchází finálnímu lomu.

Pro vysvětlení vztahu mezi lomovým napětím a mikrostrukturními složkami byla vyvinuta řada modelů, přičemž většina z nich vyústila v období Griffithova energetického přístupu [82,83]. Ritchie, Knott a Rice představili deterministický model (RKR model) popisující iniciaci štěpného porušení [84]. Jako kritérium porušení stanovili lokální tahové napětí před čelem trhliny, které je nutné k překonání lokálního lomového napětí v mikrostrukturně významné vzdálenosti. Hodnotu lokálního lomového napětí a mikrostrukturně významnou vzdálenost lze považovat pro daný mikrostrukturní stav daného materiálu za materiálové charakteristiky. Dále byly vyvinuty také stochastické modely iniciace štěpného lomu [85–87].

Náchylnost ke štěpnému lomu je zesílena téměř všemi faktory zvyšujícími σ_0 např. nízká teplota, vysoká rychlost deformace, triaxialita napjatosti, procesy stárnutí.

2.7.2 Tvárný lom

Běžně pozorovaná stádia tvárného lomu jsou: tvorba volných povrchů při vměstku nebo částici sekundární fáze, růst dutiny okolo částice prostřednictvím plastické deformace nebo hydrostatického napětí, propojování rostoucích dutin s okolními dutinami, Obr. 17.

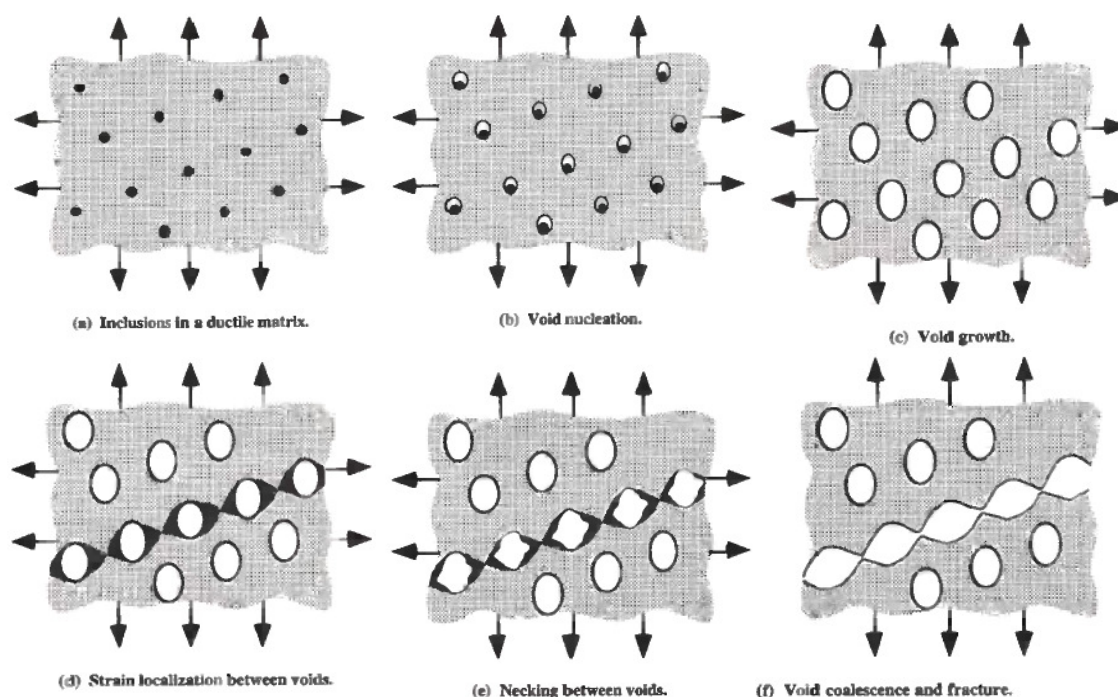
Nukleace dutin

Dutiny se tvoří okolo vměstku nebo částice sekundární fáze, pokud je aplikováno dostatečně velké napětí k porušení vazeb rozhraní mezi částicí a maticí. Bylo vytvořeno množství modelů pro odhad nukleačního dekohezního napětí založených na teorii kontinua [88,89], jiné zahrnují interakci částic s dislokacemi, např. [90,91]. Dekohezní napětí je definováno jako kombinace hydrostatického napětí a von Misesova napětí [88], přičemž platí, že hodnota nukleační deformace klesá s rostoucím hydrostatickým napětím. Nukleace dutin se snadněji realizuje na částicích větší velikosti [92]. Dutiny mohou také nukleovat porušením částice. Větší částice jsou více náchylnější k porušení, protože mohou obsahovat skrze svoji větší velikost více defektů. Vzniklou trhlinu pak můžeme uvažovat jako Griffithovu trhlinu.

Růst a propojování dutin

Pokud jsou již dutiny vytvořeny, plastické deformace a hydrostatické napětí v okolní matici způsobí růst dutin a nakonec jejich vzájemné propojování (koalescenci). Pokud je počáteční objemový podíl dutin v matici materiálu malý (<10 %), předpokládá se, že dutiny rostou nezávisle na sobě. Při dalším růstu ale dojde díky nukleaci dalších dutin k zvětšení jejich podílu a následně k interakci dutin. Plastická deformace je pak koncentrována podél stěn dutin a vyvíjí se lokální plastická nestabilita. Orientace lomové cesty závisí na stavu napjatosti [93]. Protože řada materiálů obsahuje více-modální distribuci částic sekundární fáze, má tato distribuce částic vliv na průběh lomu.

Existuje celá řada matematických modelů, které popisují mikromechanismus růstu a propojování dutin. Nejdokazovanějšími jsou modely Rice a Tracey [94], Gurson [95] a jeho modifikace [96,97], Rousselier [98], Lemaitre [99] atd.



Obr. 17: Nukleace, růst a koalescence dutin v tvárných materiálech [1].

2.8 Scale-up metody stanovení lomové houževnatosti

Korekci lomově-mechanických dat lze principiálně provést jednodušší a obecnější cestou empirického srovnání nebo komplexnější ale také náročnější aplikací mikromechanického přístupu. Takto získané hodnoty lomové houževnatosti nejsou zatím plnohodnotně uznávané dle mezinárodních a českých norem a slouží spíše k srovnání s platnými hodnotami a nebo jako jejich odhady.

2.8.1 Empirické přístupy

Výhodou empirických přístupů kvantifikujících vztahy lomově-mechanických charakteristik mezi různými geometriemi a velikostmi těles je jejich jednoduchá

aplikovatelnost. Nevýhodou je ale pouze obecné řešení, které je často zatíženou poměrně velkou chybou nebo konzervativností odhadu, a jejich platnost pro patřičné vlastnosti materiálu a uvažované geometrie. Příklady některých empirických přístupů jsou uvedeny v následujících odstavcích.

V práci [100] je uvedeno stanovení deterministického odhadu dolního limitu teplotní závislosti hodnot K_{Ic} a K_{Jc} na základě dat z PCC nebo ohybových těles menší velikosti.

Pomocí semi-empirických korelačních vztahů z instrumentované zkoušky rázem v ohybu na Charpy tělesech s V vrubem [101] nebo v případě „low blow“ testu pro PCC tělesa lze předpovědět hodnoty lomové houževnatosti standardních těles [102,103]. S výhodou se zde využívá zvýšené rychlosti zatěžování k potlačení ztráty constraintu, takže získané hodnoty parametrů vyžadují pouze korekci na vliv rychlosti zatěžování. Stejnou proceduru lze použít např. i pro PKLST tělesa, která ale navíc vyžadují přizpůsobení vstupních parametrů z podrozměrného na standardní těleso dle korekčního vztahu založeného na hodnotě deformační energie [104].

Hodnotu referenční teploty T_0 je možné předpovědět z charakteristických teplot teplotní závislosti nárazové práce zkoušky typu Charpy, např. na základě charakteristických teplot stanovených při hodnotě nárazové práce 28 J nebo 41 J [105]. Přitom existují i další procedury korelující vztah mezi těmito charakteristickými teplotami a teplotou T_0 [106].

Dle empirického pozorování mají KLST tělesa v průměru o asi 55°C vyšší hodnotu tranzitních teplot $T_{1,9J}$, $T_{3,1J}$ a DBTT oproti Charpy tělesům [68]. Vztahy s dostatečnou přesností korelující hodnotou nárazové práce na horní prahové hodnotě mezi tělesy typu Charpy a KLST byly předloženy v pracích [66,68]. Získanou hodnotu nárazové práce Charpyho tělesa standardní velikosti je pak možné použít ke konzervativnímu odhadu J-R křivky pomocí mocninné funkce [105,107].

V práci [54] byly formulovány vztahy umožňující korelaci parametrů odolnosti proti tvárnému natržení J_Q a J_{Ic} mezi MCT a 1T-CT tělesy.

2.8.2 Mikromechanický přístup

Mikromechanický přístup charakterizuje kritické podmínky porušení prostřednictvím popisu pole napětí a deformací před čelem trhliny nebo vrubu spolu s aplikací lokálního kritéria mechanismu poškození. Z těchto důvodů vyžaduje velmi dobrou znalost lokálního mechanického chování, nejčastěji za použití MKP, a fyzikálních mechanismů poškození materiálu. Hlavní výhodou tohoto poměrně náročného procesu je stanovení geometricky nezávislého přístupu, který pak umožňuje hodnocení poškození v jakékoliv komponentě.

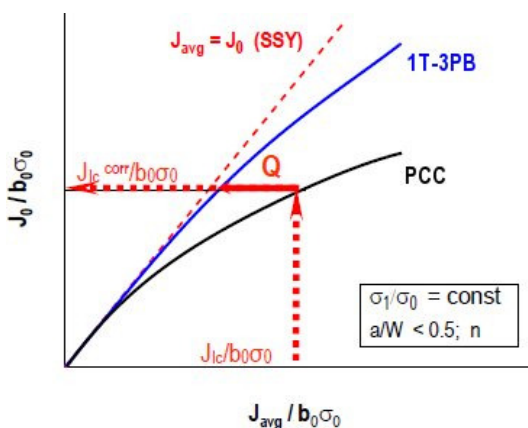
Modely štěpného mikromechanismu poškození

Mikromechanické modely štěpného lomu je možné rozdělit na deterministické a statistické. Filozofie modelů je většinou podobná, obvykle jsou totiž založeny na dosažení kritického napětí v procesní zóně a patřičném lomovém kritériu. Jedním z prvních

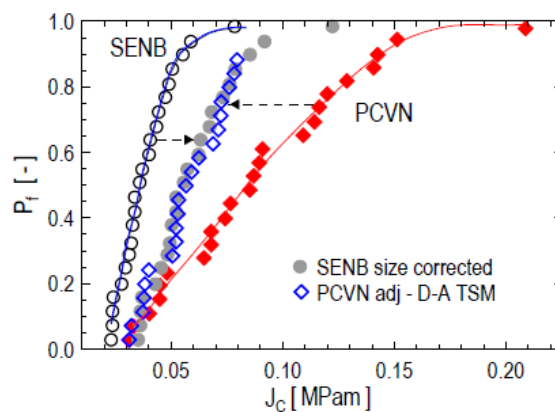
deterministických modelů se stal model RKR popsáný v kapitole 2.7.1. Na základě myšlenky RKR modelu Dodds a Anderson vytvořili model založený na napěťové podmínce porušení [6]. Lokální lomové kritérium stanovili jako určitý objem (plocha ve 2D) materiálu před čelem trhliny, ve kterém maximální hlavní napětí překročí kritickou hodnotu lomového napětí σ_{fr} .

Základem statistických modelů mikromechanismu štěpného porušení se stal Bereminův model [85]. Model popisuje pravděpodobnost štěpného lomu v oblasti křehkého porušení dle Weibullova napětí, které je vypočteno na základě znalosti rozložení maximálního hlavního napětí v plastické zóně před čelem trhliny nebo vrubu a jehož kritická hodnota spouští propagaci křehkého porušení. Bereminův model byl později modifikován Ruggierim a kol. [87] nebo Koppenhofferem a kol. [86].

Prostřednictvím aplikace modelů štěpného mikromechanismu porušení je možné zkonstruovat tzv. „toughness scaling“ diagramy (TS diagramy), pomocí kterých lze korigovat lomově-mechanická data ovlivněná ztrátou constraintu. Jedná se např. o data nespňující podmínku $K_{Jc(lim it)}$ v rovnici (32), tedy data nad křivkou $K_{Jc(lim it)}$, Obr. 8. TS diagramy jsou závislosti mezi parametry charakterizujícími pole napětí na čele trhliny v korigovaných tělesech (např. podrozměrné těleso) a referenčními podmínkami SSY (např. standardní těleso). Jejich podstata plyne z Obr. 18. Z kvantitativní znalosti odchylky zatěžovacího parametru (reprezentovaného hodnotou $J_{avr}/(b_0 \cdot \sigma_0)$) od zatěžovacího parametru referenčního napěťového pole ($J_0/(b_0 \cdot \sigma_0)$) je možné provést korekci ovlivněných hodnot charakteristiky (korigované hodnoty lze odečítat ve směru tečkovaných šipek) a získat data odpovídající standardním podmínkám.



Obr. 18: Schéma „toughness scaling“ diagramu ($J_0/(b_0 \cdot \sigma_0)$ a $J_{avr}/(b_0 \cdot \sigma_0)$ jsou zatěžovací parametry) [17].



Obr. 19: Pravděpodobnostní diagram pro experimentálně určené a korigované hodnoty houževnatosti J_c pro 1T-3PB a PCC zkušební tělesa [17].

Pomocí aplikace TS diagramů deterministického typu Dodds-Anderson [6] byla korigována neplatná data z PCC těles v režimu ztráty constraintu v tranzitní oblasti [31,62]. Konstrukce TS diagramu statistického typu dle Bereminova modelu [87] byla provedena v [108]. V obou případech bylo dosaženo dobré předpovědi korigovaných dat s reálným

chování 3PB těles standardní velikosti. Korigovaná data lze poté použít pro výpočet tranzitní teploty T_0 [32]. Např. v práci [22], kde byla zjištěna výrazná ztráta constraintu na PCC tělesech, vyhovovalo pro účely určení teplot T_0 pouze 5 určených hodnot z celkových 25. Constraintem ovlivněná data PCC těles byla proto podrobena korekci pomocí TS diagramu. Takto korigovaná data byl v dobré shodě s daty z 1T-3PB přepočtenými na tloušťku PCC těles dle vztahu (31), Obr. 19. Aplikace modelu pro štěpného porušení kritické napětí-kriticky zatížený objem je popsána v pracích [12,79]. Rovněž Mueller použitím tohoto modelu vhodně popsal silný vliv velikosti u 0,4T-CT těles [73,109]. Bereminův model byl aplikován v [40] pro popsání vlivu velikosti mezi podrozměrnými tělesy typu PCC a tělesy standardní velikosti. Také práce [66] využívá tento model pro kvantifikaci vlivu ztráty constraintu pro podrozměrná tělesa typu KLST ve vztahu k tělesům typu Charpy a k tělesům 1T-CT.

Modely tvárného mikromechanismu poškození

Tyto modely lze rozdělit do tří skupin: mikromechanické modely (Gurson, Rousselier), modely mechaniky poškození kontinua (Lemaitre) a kohezní modely (Barrent, Needleman) [110]. Jedním z nejčastěji používaných modelů je Gurson model i proto, že je součástí komerčních programů (ABAQUS, ANSYS/LS-DYNA atd.), ale také nekomerčních, např. WARP3D.

Gursonův model

Model je založen na analýze plastického tečení v porézní látce, která se ale chová jako kontinuum. Filozofie modelu je taková, že matrice materiálu obsahuje druhou fázi – dutiny, jejichž objemový podíl f představuje poškození materiálu. Základní rovnicí modelu je funkce tzv. plastického potenciálu, která vznikla začleněním vlivu objemového podílu dutin do rovnice definující plochu plasticity dle von Misesa. Jednou z nejpoužívanější modifikací Gursonova modelu je Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) model, pro který je funkce plastického potenciálu definovaná jako:

$$\Phi(\sigma_e, \sigma_0, f, \sigma_m) = \frac{\sigma_e^2}{\sigma_0^2} + 2 \cdot q_1 \cdot f^* \cdot \cosh\left(\frac{3 \cdot q_2 \cdot \sigma_{hyd}}{2 \cdot \sigma_0}\right) - 1 - (q_1 \cdot f^*)^2 = 0, \quad (33)$$

kde σ_e je makroskopické von Misesovo ekvivalentní napětí, σ_{hyd} je makroskopické hydrostatické napětí, q_1 , q_2 jsou materiálové konstanty zavedené Tvergaardem [96,97], funkce $f^*(f)$ je modifikovaný objemový podíl dutin. Funkce $f^*(f)$ byla zavedena Needlemanem a Tvergaardem [97] pro modelování prudké ztráty pevnosti materiálu při závěrečné fázi tvárného poškození materiálu - koalescenci dutin. Modifikovaný objem dutin je definován na třech intervalech:

$$f^* = \begin{cases} f & \text{pro } f < f_c \\ f_c + \frac{f_u^* - f_c}{f_f - f_c} \cdot (f - f_c) & \text{pro } f_c < f < f_f, \\ f_f & \text{pro } f \geq f_f \end{cases} \quad (34)$$

kde $f_u^* = 1/q_1$. Funkce se stává dominantní, když objemový podíl dutin f překročí kritickou hodnotu f_c - kritický objemový podíl dutin. Kompletní ztráta tuhosti prvku nastává při dosažení objemového podílu dutin při lomu, f_f . Počáteční objemový podíl dutin je označen f_0 .

Vzrůst objemového podílu dutin je tvořen vznikem nových dutin a růstem existujících dutin:

$$\dot{f} = \dot{f}_{nucl} + \dot{f}_{gr}. \quad (35)$$

V rovnici (35) představuje \dot{f} rychlost změny objemového podílu dutin, \dot{f}_{nucl} rychlost změny objemového podílu nových dutin, \dot{f}_{gr} rychlost změny objemového podílu existujících dutin.

Růst existujících dutin je definován:

$$\dot{f}_{gr} = (1 - f) \cdot \dot{\epsilon}_{kk}^p, \quad (36)$$

kde $\dot{\epsilon}_{kk}^p$ je stopa matice rychlosti plastické deformace. Vznik nových dutin je řízen deformačně pomocí modifikované Gaussovské váhové funkce:

$$\dot{f}_{nucl} = A_n \cdot \bar{\epsilon}_m^p = \frac{f_n}{s_n \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot \exp \left[-\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\bar{\epsilon}_m^p - \epsilon_n}{s_n} \right)^2 \right] \cdot \bar{\epsilon}_m^p, \quad (37)$$

kde A_n je intenzita nukleace, f_n je objemový podíl částic vzniklý nukleací, ϵ_n je střední nukleační deformace, s_n je směrodatná odchylka ϵ_n , $\bar{\epsilon}_m^p$ představuje ekvivalentní plastickou deformaci matrice. Vznik nových dutin lze řídit také pomocí napětí. Jedná se ale o méně obvyklý způsob a to zejména kvůli jeho podstatně větší komplikovanosti. Ve většině komerčních MKP programů je proto upřednostněno deformační řízení.

V MKP programech samotná definice modelu poškození pro jeho funkci nestačí. Je nutné také popsat příslušné elasto-plastické chování materiálu. V případě konečnoprvkových kódů ANSYS a ABAQUS je elasto-plastické chování materiálu popsáno elastickými konstantami a křivkou skutečné napětí-skutečná plastická deformace.

Výhodou GTN modelu je, kromě jeho rozšířenosti, také množství existujících poznatků a zkušeností s jeho použitím nejen v oblasti lomové mechaniky. Nevýhodou je velké množství volitelných parametrů (celkem 8 - q_1 , q_2 , f_0 , f_n , ϵ_n , s_n , f_c , f_f), jejichž kalibrace je poměrně náročná. K identifikaci mikromechanických parametrů GTN modelu je možné zvolit různé metody: plně fenomenologická metoda, tj. určení parametrů poškození dle

makroskopické mechanické odezvy [111], numericky pomocí výpočtů parametrů jednotkové buňky [112], pomocí fraktografických a metalografických analýz [113,114], nebo přímým hodnocením kinetiky poškození [113]. Dále se také používají kombinace jednotlivých metod. V práci [115] bylo k identifikaci parametrů modelu použita optimalizační metoda založená na algoritmu neuronových sítí na základě výstupů z protlačovací zkoušky, tzv. Small Punch Testu a vrubovaných tahových tyčí.

Je také nutné zmínit, že Gursonův model, nebo jeho dosavadní modifikace pracují s mechanismem růstu dutin pouze pro normálová napětí. Mechanismus interakce dutin při smykovém namáhání zatím není v dosavadních modifikacích Gursonova modelu začleněn.

Gursonův model a jeho modifikace byly aplikovány v celé řadě simulací tvárného chování v oblasti lomové mechaniky a inženýrských aplikacích. Např. v práci [116] byl GTN model úspěšně použit k simulaci J-R křivek pro tělesa s trhlinou a tělesa typu Charpy. Aplikací GTN modelu k simulaci J-R křivky 1T-CT tělesa se zabývá práce [67], ve které byly mikromechanické parametry GTN modelu získány z nutných tahových zkoušek a ze zkoušek podrozměrných zkušebních těles typu KLST a PKLST. Aplikace a diskuze ohledně problematiky určování parametrů GTN modelu z malého množství materiálu pro podrozměrná tělesa typu PCC, 1/2 PCC a PKLST spolu s otázkou fixní velikosti prvku na čele trhliny v tělesech je podána v [40]. Vhodnou ukázkou kalibrace a aplikace GTN modelu k simulacím ohybových těles s trhlinou je práce [117], kde jsou následně prováděny i simulace ohybových zkoušek praskání trub. I přesto, že model nepostihuje růst a nukleaci dutin (tedy i trhliny) při smykových napětích, zdá se být jeho aplikace pro výpočty trhlinových těles, jejichž podpovrchové části jsou vždy určitým způsobem ovlivněny smykovým namáháním, vyhovující.

Zmíněné příklady potvrzují, že kalibrované mikromechanické modely mohou být úspěšně použity ke kvantifikaci vlivů velikosti a geometrie pozorovaných u měřených hodnot lomové houževnatosti. Jejich aplikace pak umožňuje použití podrozměrných těles a také přenositelnost dat z nich získaných k předpovědi lomových podmínek těles standardní velikosti nebo konstrukčních komponent.

3 Formulace cílů

Cílem práce je hodnocení metod určování lomové houževnatosti z podrozměrného zkušebního tělesa pro tříbodový ohyb typu PKLST a podrozměrného tělesa pro excentrické zatěžování MCT v oblasti horních prahových hodnot zvoleného experimentálního materiálu.

PKLST těleso s rozměry $3 \times 4 \times 27 \text{ mm}^3$ ($B \times W \times L$) opatřené V-vrubem nebo U-vrubem je určeno pro dynamické zatěžování zkouškou rázem v ohybu a jeho chování při tomto způsobu zatěžování bylo poměrně dobře postihnuto prostřednictvím množství studií. Použitelnost tohoto tělesa v modifikaci s předcyklovanou trhlinou, určeného pro určování lomové houževnatosti, byla zkoumána pouze některými laboratořemi. Příprava, poznatky a zkušenosti s aplikací této varianty tělesa jsou stále spíše omezené. V případě, že jsou k dispozici výsledky měření, chybí pak jejich interpretace nebo srovnání ve vztahu k jiným typům lomově-mechanických těles nebo k tělesům standardní velikosti. Experimentálním materiálem byla zvolena ocel Eurofer97 s vysokou houževnatostí, u které je z hlediska její uvažované aplikace v jaderné energetice hodnocení vlivu velikosti zkušebního těles klíčové.

Práce se také zabývá zkoušením MCT tělesa s rozměry $5 \times 10 \text{ mm}^2$ ($B \times W$). Experimentálním materiálem pro byla zvolena ODS ocel MA956 s nízkou úrovní houževnatosti. Problematika související s interpretací dat získaných za použití tohoto tělesa je obdobná PKLST tělesu.

Kvůli malým rozměrům obou zkušebních těles jsou u nich projevy ztráty constraintu na čele trhliny předvídatelné. Použitím experimentálního materiálu s vysokou a nízkou houževnatostí bude možné posoudit jeho vliv na ztrátu constraintu ve zkoumaných tělesech.

Dílní cíle práce lze rozdělit do těchto bodů:

- Zvládnout přípravu zkušebních těles PKLST a MCT (příprava trhliny, boční vruby) a získat zkušenosti s jejich experimentálním zkoušením v oblasti horních prahových hodnot.
- Kvantifikovat projev vlivu velikosti předmětných těles prostřednictvím zkoušení těles větší velikosti. PKLST těleso bude srovnáno s tělesy o rozměrech $10 \times 10 \times 55 \text{ mm}^3$ a $20 \times 25 \times 120 \text{ mm}^3$. MCT těleso bude srovnáno s CT tělesem dvojnásobné velikosti o rozměrech $10 \times 20 \text{ mm}^2$.
- Popsat stavy napjatosti v PKLST tělese a srovnat je se stavy napjatosti ohybových těles větší velikosti pomocí MKP analýz.
- Aplikovat lokální přístup k lomu pro ocel Eurofer97 v tvárné oblasti porušení. Na základě identifikace a kvantifikace mikromechanismu porušení oceli zvolit jeho vhodný model. Kalibrovaný model použít k popisu chování PKLST tělesa, kvantifikovaného vlivu velikosti a k predikci chování těles větší velikosti.

4 Vliv velikosti na J-R křivku oceli Eurofer97 a aplikace numerického modelování

Celá experimentální část práce se týká statické oblasti zatěžování a v případě těles s trhlinou řeší výhradně mód zatěžování I.

Tato kapitola je poměrně rozsáhlá, proto je v tomto odstavci nastíněn postup řešení zkoumané problematiky. Nejprve je uveden experimentální materiál, poté jsou zmíněny metodiky mechanického zkoušení. Na základě prvních výsledků byly popsány deformačně-napěťové pole na čele trhliny v PKLST tělese a bylo provedeno jejich srovnání se stavem na čele trhliny pro tělesa PCC a 1T-3PB. Studium relevantních prací bylo zjištěno, že ani vhodnou úpravou geometrie tělesa (použitím bočních vrubů) [43,71] a rovněž ani modifikací podmínek zatěžování (dynamické rychlosti zatěžování $\sim 1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) nedochází v případě PKLST těles u zkoumaného materiálu za pokojové teploty ke vzniku potřebné úrovně constraintu k dodržení SSY podmínek na čele trhliny [72]. Tedy ani pomocí cíleně zvolené metodiky určování lomové houževnatosti z podrozměrného zkušebního tělesa typu PKLST nelze v případě zkoumaného materiálu Eurofer97 úspěšně eliminovat vliv velikosti na J-R křivku. Z těchto důvodů bylo přistoupeno k modelování tvárného porušení oceli pomocí aplikace mikromechanického modelu porušení. Snahou bylo kvantifikovat vliv velikosti prostřednictvím aplikace mikromechanického modelu tvárného porušení Gurson-Tvergaard-Needleman. Proto byla v rámci této části práce provedena jeho kalibrace pomocí kombinované metodiky mechanických testů, jejich paralelních MKP simulací a za využití výsledků fraktografických a metalografických analýz.

V případě mikromechanických modelů tvárného porušení stále není dostatečně zajištěna přenositelnost jejich parametrů mezi trhlinovými tělesy různých velikostí. V řadě doposud publikovaných prací se tak jedná a modelování mechanického chování konkrétního tělesa při znalosti detailních výsledků jeho zkoušení a o optimalizaci parametrů modelu pro tyto konkrétní výsledky těles. Do tohoto bodu dospívá řada prací, ale jenom některé z nich se dále zabývaly aplikací kalibrovaného mikromechanického modelu na tělesa odlišných velikostí. Úspěšná predikce chování tělesa jiné geometrie nebo významně odlišných rozměrů tak není stále vyřešena. Spolu s tímto je rovněž nedostatečně řešena úloha velikosti prvku MKP sítě na čele trhliny pro tělesa různých velikostí. Na základě nemalého množství prací je možné si všimnout, že velikost prvku MKP sítě na čele trhliny je pro úspěšné modelování procesu šíření trhliny klíčová.

Tato část disertační práce rovněž slouží jako doplněk doktorských prací z EPFL Lausanne Bonadeho [118] a Muellera [73], ve kterých se autoři zabývali popisem vlivu velikosti na lomovou houževnatost oceli Eurofer97 ve štěpné oblasti porušení na CT tělesech. V těchto pracích je řešena otázka transferability lomově-mechanických charakteristik na základě modelování pozorovaného vlivu velikosti pomocí aplikace modelu štěpného porušení kritické napětí-kriticky zatížený objem [12,79].

4.1 Zkušební materiál

Eurofer97 je ocel vyvinutá pro aplikace v jaderném průmyslu na základě prvků s nízkým aktivačním průřezem kvůli snížení úrovně indukované radioaktivity. Chemické složení oceli je uvedeno v Tab. 6. Zkoušený materiál pochází z tavby č. 993402. Zkušební materiál pochází z polotovaru - plechu tloušťky 25 mm, který byl vyroben válcováním za tepla a tepelně zpracován procesem normalizace (980°C/31 min/vzduch) a vysokoteplotního popouštění (760°C/90 min/vzduch). Výsledná struktura oceli po tepelném zpracování je tvořena popuštěným martenzitem a velkým množstvím precipitátů. Ocel má velmi jemnozrnnou mikrostrukturu [73,118,120]. Z pohledu obsahu nežádoucích prvků, nečistot a vměstků dosahuje vysoké mikročistoty.

Tab. 6: Chemické složení polotovaru – plechu tloušťky 25 mm [v hm. %], [119].

Prvek	Fe	C	Cr	W	V	Ta	Mn	Si	Ni	Mo	Al
Obsah	zbytek	0,105	8,950	1,040	0,202	0,140	0,550	0,030	0,030	0,005	0,005
Prvek	Ti	Cu	Nb	B	Co	N ₂	O	P	S	As+Sn+Sb+Zr	
Obsah	0,001	0,005	0,004	0,0008	0,009	0,038	0,0011	0,0025	0,001	0,009	

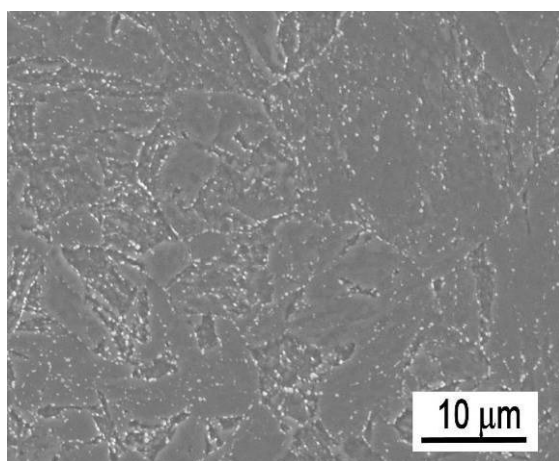
4.1.1 Mikrostruktura oceli

Z lomově-mechanického pohledu hraje struktura materiálu (homogenita, velikost zrna, precipitáty, nečistoty a vměstky) klíčovou roli v procesu vývoje poškození, iniciace a šíření trhliny. Protože se tato část experimentální práce zabývá i studiem mikromechanismu tvárného porušení oceli, budou v této podkapitole stručně předloženy její mikrostrukturní vlastnosti.

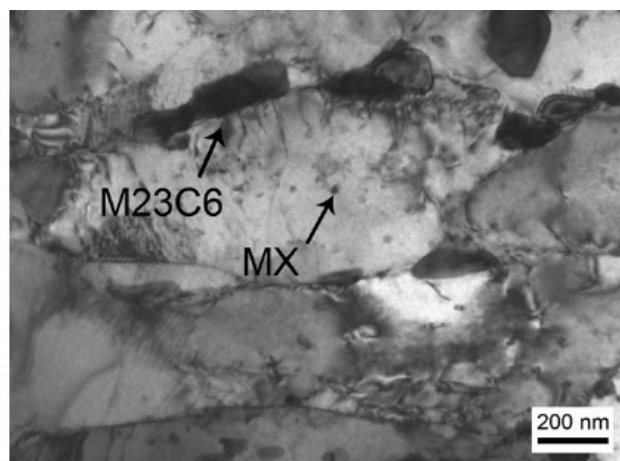
U zkoumaného plechu tloušťky 25 mm byla průměrná velikost původního austenitického zrna stanovena přibližně 25 μm (Obr. 20). Srovnatelnou velikost původního austenitického zrna uvádí i Serrano a kol. [69]. Po popsaném tepelném zpracování je vnitřek původních austenitických zrn tvořen subzrny, které vznikly rekrytalizací latěk martenzitu během popouštění. Střední velikost subzrn, vyjádřená pomocí ekvivalentního průměru, byla stanovena přibližně 0,9 μm . Ve struktuře oceli (Obr. 21) jsou dále bohatě vyloučeny precipitáty [120] a to zejména na hranicích zrn a subzrn, které jsou zastoupeny karbidy chromu typu M_{23}C_6 . Velikost precipitátů je ovlivněna jejich lokací a pohybuje se od 0,06 do 0,3 μm na hranicích původních austenitických zrn a od 0,05 do 0,2 μm na rozhraní martenzitických latěk. Uvnitř subzrn dosáhla velikost některých částic až 0,2 μm . V menší míře byly také pozorovány karbidy TaC. Objemově menší, ale z hlediska četnosti větší podíl tvoří jemné precipitáty (nitridy nebo karbidy) typu MX bohaté na Ta a V, jenž jsou obvykle umístěny uvnitř subzrn. Precipitáty bohaté na Ta jsou početnější než precipitáty bohaté na V. Velikost těchto precipitátů se pohybuje od 0,01 do 0,06 μm . I přes svou vysokou čistou ocel obsahuje malé množství nečistot. Ve struktuře byly pozorovány náhodně rozmístěné vměstky kulového a protáhlého tvaru MnS (~1,5 μm), Ta bohaté vměstky (~1,0 μm), a komplexní vměstky pravděpodobně spinelového základu (~4 μm) [120]. Mueller ve své práci [73] kromě

zmíněného uvádí pozorování částic oxidů Al_2O_3 a sulfidů MnS až do velikosti $6\ \mu\text{m}$, dále částice obvykle protáhlého tvaru s vysokým obsahem Si a C velikosti až $7\ \mu\text{m}$ a rovněž karbidy TaC velikosti až $1\ \mu\text{m}$.

Rovnoměrnost mikrostruktury dodaného polotovaru – plechu tloušťky $25\ \text{mm}$ byla zkoumána prostřednictvím mikrostrukturního pozorování (i za použití TEM a SEM) a také pomocí měření tvrdosti ve všech třech směrech polotovaru na jeho vybrané části. Toto zkoumání potvrdilo, že se jedná o velmi homogenní materiál. V rovinných rozměrech plechu nebyly pozorovány žádné odlišnosti co se týče jak mikrostruktury, tak hodnot tvrdosti. Střední hodnota tvrdosti u všech měření byla stanovena $219\ \text{HV}_2$. Mírnější odchylky byly zaznamenány pouze přes tloušťku tělesa (směr kolmý na směr válcování). Z pohledu celkových vlastností polotovaru ale lze tyto odchylky prohlásit za nevýznamné. To, že mikrostruktura plechu i přes jeho výrobu válcováním nevykazuje preferenční orientaci ani v jednom z rovinných rozměrů plechu, bylo cílem výroby dodaného polotovaru. V tomto případě toho bylo docíleno procesem válcování (plech byl během válcování po každém průběhu válcovací stolicí otočen o 90°) a vhodně navrženým režimem tepelného zpracování. Pozorovaná velmi dobrá rovnoměrnost mikrostruktury a tvrdosti tak naznačuje, že polovar bude mít velmi rovnoměrné i jiné mechanické vlastnosti.



Obr. 20: Mikrostruktura oceli Eurofer97, SEM.



Obr. 21: Mikrostruktura oceli Eurofer97, TEM.

4.1.2 Mechanické vlastnosti

K určování lomové houževnatosti a jejímu vyhodnocení je nutná znalost tahových vlastností materiálu. Znalost ostatních mechanických vlastností je taktéž přínosná. Při statické rychlosti zatěžování ($2\ \text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$) a pokojové teplotě vykazuje ocel hodnotu smluvní meze kluzu $550\ \text{MPa}$, meze pevnosti $680\ \text{MPa}$ a prodloužení $25\ \%$. Tvrdost se mírně liší v závislosti na polotovaru a pohybuje se kolem $210\ \text{HV}_{30}$ [120]. U polotovarů ve formě plechu je pozorovaná přibližně stejná tvrdost ve všech třech směrech, což naznačuje dobrou homogenitu struktury. U tyčových polotovarů je homogenita struktury mírně horší, protože jejich střední oblasti vykazují vzrůst tvrdosti oproti zbytu průřezu. Tranzitní teplota oceli určená ze zkoušky rázem v ohybu DBTT se pohybuje kolem -50°C . U různých typů

polotovaru nebo aplikovaného tepelného zpracování se může DBTT lišit [69,71]. Hodnota referenční teploty univerzální křivky T_0 byla v závislosti na typu těles, jejich velikosti a materiálu polotovaru stanovena v rozmezí -100 až -130°C [69].

4.2 Metodiky experimentu

4.2.1 Tahové zkoušky

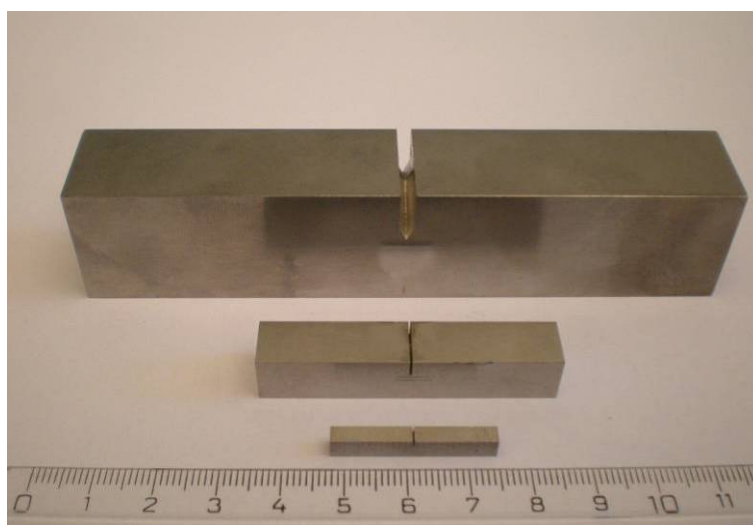
Pro hodnocení tahových vlastností oceli byly připraveny hladké zkušební tyče s průměrem 4 mm a měrnou délkou 20 mm. Pro zjištění chování materiálu při proměnné úrovni triaxiality napětí byly připraveny dva typy vrubovaných zkušebních tyčí kruhového průřezu. Jednalo se o vrubované zkušební tyče s rádiusem vrubu 1 a 3 mm, při zachování minimálního průměru taktéž 4 mm. Výkresy tahových tyčí jsou zobrazeny na Obr. P1 až P3 v přílohách. Orientace těles vzhledem k polotovaru byla rovnoběžná se směrem válcování. Kvůli velikosti zkušebního polotovaru a potřeby výroby i jiných zkušebních těles byly vyrobeny pouze 2 kusy od každého tahového tělesa. Vzhledem k rovnoměrnosti mikrostrukturních vlastností je ale i tento počet těles dostatečný. Zkoušky byly provedeny za pokojové teploty, statickou rychlostí zatěžování 0,5 mm/min na trhacím stroji Zwick Z50 (max. síla 50 kN) dle normy ČSN EN 10002-1. Při zkouškách byla zaznamenávána závislost síla-prodloužení. Prodloužení těles bylo měřeno pomocí externího průtahoměru. Při první zkoušce hladké zkušební tyče byla zaznamenávána pouze závislost síla-prodloužení tělesa. Z důvodu potřeby znalosti příčné deformace tělesa během vzniku a rozvoje plastické nestability během testů byl u dalších tahových těles, kromě síly a prodloužení, také snímán jejich profil pomocí digitálního fotoaparátu. Zkušební těleso bylo osvětleno ze zadní strany LED diodami a z protější strany byl umístěn na podstavci digitální fotoaparát, který byl zaostřen tak, aby přesně snímal kontury profilu tělesa. Následným zpracováním snímků pomocí obrazové analýzy byly získány i aktuální hodnoty minimálních průměrů těles.

4.2.2 Určování J-R křivek

Geometrie zkušebních těles

Pro potřeby určení J-R křivek a zjištění vlivu velikosti byly vyrobeny tři velikosti ohybových zkušebních těles, Obr. 22. PKLST těleso s rozměry $3 \times 4 \times 27 \text{ mm}^3$ ($B \times W \times L$), PCC těleso $10 \times 10 \times 55 \text{ mm}^3$ a ohybové těleso o rozměrech $20 \times 25 \times 120 \text{ mm}^3$ (označeno dále jako 3PB 20×25). Tělesa byla navržena tak, aby splňovala geometrické požadavky standardu ASTM E1820 a zároveň aby bylo maximálně využito dostupné množství zkoumaného polotovaru materiálu. Těleso 3PB 20×25 bylo navrženo co možná s největšími rozměry i za cenu menšího počtu kusů (pro platný odhad R-křivky metodou více těles je třeba alespoň šest kusů těles). Stejně jako tahová tělesa byla i ohybová tělesa vyrobena ve směru rovnoběžném se směrem válcování tedy s trhlinou kolmo ke směru válcování. Pro nacyklování ostré trhliny byla tělesa opatřena vruby typu chevron s příslušnou geometrií. Celkem bylo připraveno a měřeno 17 kusů PKLST těles, 6 kusů PCC a 5 kusů těles 3PB 20×25.

Křivky odolnosti proti šíření tvárné trhliny byly určovány na hladkých tělesech, aby byl lépe patrný vliv velikosti. Před měřením J-R křivek pro tělesa všech velikostí byla provedena studie stavu napjatosti v PKLST tělese, Kap. 4.4, kde byl také pomocí MKP výpočtů analyzován vliv bočních vrubů. Bylo zjištěno, že boční vruby neovlivňují zásadním způsobem průběh napjatosti před čelem trhliny ale pouze podél tloušťky tělesa. Navíc bylo již v teoretické části práce zjištěno, že boční vruby v případě tvárného porušení nemají zásadní vliv na pozorovaný vliv velikosti. U těles různých velikostí dochází pouze ke snižování hodnot na R-křivce.



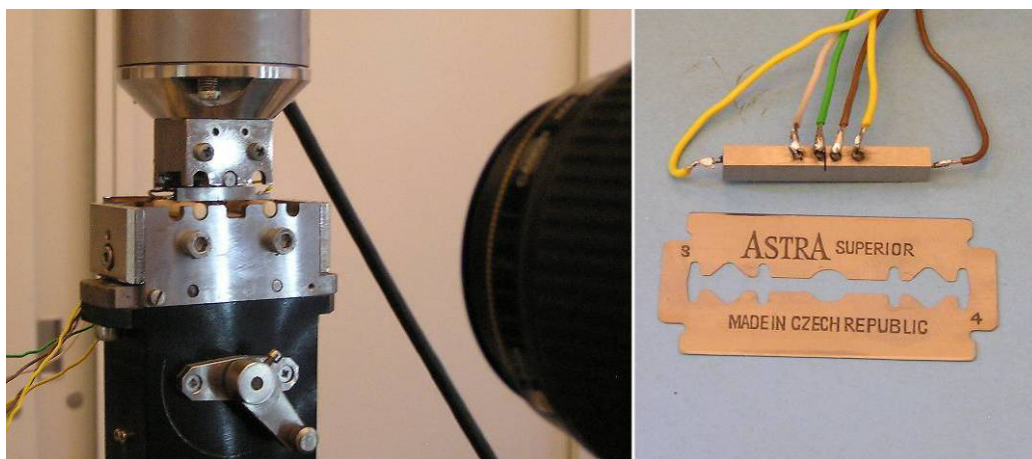
Obr. 22: Srovnání velikostí použitých ohybových těles s trhlinou.

Příprava a metodika měření PKLST tělesa

Jedním z klíčových problémů týkajících se použití miniaturních těles pro měření lomové houževnatosti je právě příprava ostré trhliny. Miniaturní tělesa typu KLST vyžadují během cyklování trhliny malé zátěžné síly, které se v případě materiálu s $\sigma_0 \approx 550$ MPa, použití vrubu typu chevron hloubky 0,9 mm a vzdáleností podpor 24 mm, pohybují kolem 240 N. Tyto podmínky zatížení zaručují dosažení minimálního rozsahu plastické zóny na čele trhliny dle požadavků normy (ASTM E1820). Takový nízký silový rozsah je však limitním pro většinu běžně dostupných laboratorních strojů. Cyklování těles proto probíhalo na mikrotrhacím stroji Tytron 250 (MTS) s elektromagnetickým pohonem, který dokáže pracovat v rozsahu sil do 250 N při frekvenci zatěžování 50 Hz. Délka trhliny byla během cyklování kontrolována na povrchu tělesa pomocí digitálního fotoaparátu Canon EOS 40D při vhodném zvětšení. Celkem bylo takto připraveno 15 kusů těles s délkou trhliny $a/W \sim 0,5$ a 2 kusy s $a/W \sim 0,35$ pro účely srovnání vlivu délky trhliny. Jedno těleso s mělčí trhlinou ($a/W \sim 0,35$) bylo opatřeno bočními vruby (Obr. P4) kvůli ověření jejich přípravy, proveditelnosti zkoušky a také pro účely srovnání výsledné hodnoty J-integrálu s výsledkem hladkého tělesa a pro verifikaci MKP výpočtů (Kap. 4.4).

K určení J-R křivek všech tří velikostí ohybových těles byla zvolena metoda více zkušebních těles. Co do množství potřebného zkušebního materiálu a přípravy zkušebních těles se jedná o náročnější metodu. Její nespornou výhodou je ale jednoznačný a průkazný popis procesu šíření trhliny pro jednotlivé úrovně zatížení. Druhou možností metoda jednoho zkušebního tělesa nenabízí, protože je k dispozici pouze konečný vzhled lomové plochy. Dále výsledky měření pouze jednoho tělesa nemusejí být zcela objektivní. Proto i v případě metody jednoho tělesa je obvykle nutné k ověření popisu šíření trhliny doplňkové měření alespoň jednoho dalšího tělesa. Pouze u PKLST těles byla aplikována také metoda jednoho zkušebního tělesa a to kvůli ověření její proveditelnosti a jejímu srovnání s výsledky metody více těles.

Metoda více zkušebních těles pro PKLST tělesa byla realizována podle normy ASTM E1820 s tou výjimkou, že použito větší vzdálenosti podpor 24 mm, než je pro tříbodový ohyb běžné ($4 \cdot W$). Bylo to z důvodu srovnání výsledků s výsledky metody jednoho tělesa, kdy byla použita větší vzdálenost podpor 24 mm. Zkoušky v tříbodovém ohybu byly prováděny na elektronicky řízeném hydraulickém zkušebním stroji Instron 8862 řízeném softwarem Blue Hill. Během testu byl pomocí snímače přemístění měřen průhyb tělesa. Během zkoušek byla navíc zaznamenávána aktuální poloha tělesa pomocí série snímků po 5-ti sekundách za použití fotoaparátu Canon EOS 40D umístěného na stativu, viz Obr. 23. Série snímků získaná ze zkoušky byla poté zpracována v programu Tracker 4.05 [121]. Výše popsaným způsobem bylo provedeno měření metody více těles na dvanácti tělesech se vzdáleností podpor 24 mm a v konfiguraci $a/W \sim 0,5$. Jednotlivé vzorky byly zatěžovány do různých průhybů, aby bylo docíleno rozdílných hodnot tvárného natržení. Pro účely již zmíněné MKP studie byly provedeny na jednom tělese se standardní délkou trhliny a na obou tělesech s mělkí trhlinou zkoušky se vzdáleností podpor 16 mm.



Obr. 23: Snímek zachycující ustavení PKLST tělesa a jeho snímání (vlevo), elektrody napájené na tělese pro aplikaci potenciometrické metody (vpravo).

Pro zkušební metodu jednoho tělesa byl opět využit stejný zkušební stroj, ale ovládaný softwarem „JIC Fracture Toughness Program 32-bit Version“. Signál potřebný pro

zpětnovazebné řízení stroje při aplikaci odlehčovací metody byl odečítán ze systémového snímače polohy příčnicku. Pro zjištění aktuální délky trhliny během zkoušky byla také aplikována potenciometrická metoda a to prostřednictvím aparatury TECHLAB SRT-F2 umožňující měření absolutní změny délky trhliny. Zkušební těleso bylo za účelem její aplikace opatřeno 6-ti elektrodami, viz Obr. 23. Kvůli dostatečnému místu právě pro umístění elektrod bylo použito větší vzdálenosti podpor – 24 mm. Vlastní zkouška metody jednoho tělesa se skládá z počátečních cyklických zatěžování, kdy je ustaveno zkušební těleso, po kterém následují další cykly pro stanovení počáteční délky trhliny z poddajnosti tělesa. Poté následuje vlastní zatěžování zkušebního tělesa s odlehčovacími cykly, kdy je ze směrnic odlehčování určována poddajnost tělesa a z její změny následně vypočten případný přírůstek trhliny. V této fázi je zaznamenávána síla a pohyb příčnicku v závislosti na čase. Současně je také pomocí potenciometrické aparatury zaznamenáván potenciál v jednotlivých měřených místech tělesa a vypočítávána absolutní délka trhliny. Takto byly provedeny dvě zkoušky na tělesech s délkou trhliny $a/W \sim 0,5$ při vzdálenosti podpor 24 mm.

Všechny výše popsání zkoušky byly provedeny při rychlosti zatěžování 0,1 mm/min za pokojové teploty. Tyto parametry zkoušky byly použity i při měření těles PCC a 3PB 20×25.

Příprava a metodika měření PCC tělesa

Příprava ostrých trhlin těchto těles, Obr. P5, byla realizována na rezonančním přístroji zn. Rumul Cracktronic. Trhliny byly připraveny se standardní délkou ($a/W \sim 0,5$). Připravená tělesa byla testována metodou více zkušebních těles stejně jako tomu bylo u PKLST těles. Vzdálenost pevných podpor byla normou předepsaných $4 \cdot W$. Jako snímač průhybu byl použit IWT HBM s měrnou vzdáleností do 5 mm. Těleso s nejvyšší úrovní zatížení bylo zatíženo až do velikosti průhybu 4 mm.

Příprava a metodika měření tělesa 3PB 20×25

Příprava ostrých trhlin těchto těles, Obr. P6, byla realizována na rezonančním přístroji zn. Amsler 10 HFP 1478. Trhliny byly připraveny se standardní délkou ($a/W \sim 0,5$). Připravená tělesa byla testována metodou více zkušebních těles. Vzdálenost pevných podpor byla $4 \cdot W$. Jako snímač průhybu byl použit IWT HBM s měrnou vzdáleností do 5 mm. Vzhledem k velké houževnatosti materiálu nebylo ani při této úrovni průhybu dosaženo v tělese dostatečné prodloužení délky trhliny. Těleso s nejvyšší úrovní zatížení bylo měřeno bez snímače a zatíženo až průhybu, který byl limitován prostorovými možnostmi zkušebních přípravků - 6,5 mm. Monitorování přesného průhybu tělesa bylo nahrazeno sledem snímků z digitálního fotoaparátu zpracovaných v programu Tracker.

Měření délek trhlin

Pro vyhodnocení lomové houževnatosti je důležité určení počáteční délky nacyklované trhliny a konečné délky trhliny vzniklé během testu. Tělesa byla proto po skončení testu obarvena krátkodobým ohřevem na teplotu kolem 300°C. Při této zvýšené teplotě dochází

k oxidaci povrchu celého tělesa, což umožňuje po finálním dolomení těles přesné zjištění konečné délky trhliny. Po obarvení byla tělesa křehce dolomena za teplot kapalného dusíku.

Vlastní měření délek trhlin bylo provedeno podle doporučení souvisejících norem (ASTM E1820 a ISO 12135), tedy jako hodnota váženého průměru z devíti míst podél tloušťky tělesa. Lomové plochy těles byly zobrazeny pomocí stereomikroskopu vybaveném digitální kamerou. Měření délek trhlin bylo realizováno v programu Analysis a to jako projekce lomové plochy do roviny měření.

Pro účely budoucího MKP modelování tvárného šíření byla rovněž hodnocena šířka otupení čela trhliny. Měření byly provedeny pomocí stereomikroskopu při vhodném zvětšení. Pro přesné zjištění šířky otupení v tělesech bylo rovněž nebytné provést měření otupení pomocí SEM (JSM 6460, Jeol), při kterém byly dodrženy zásady jeho určení dle ISO 12135. Otupení čela trhliny se dle tohoto standardu hodnotí jako délka natažení čela trhliny v rovině projekce do lomové plochy, což zde označováno termínem „stretch width zone“ (SWZ). Český překlad tohoto termínu – šířka zóny natažení – dobře popisuje měřenou charakteristiku. Ve standardu ASTM E1820 není šířka otupení čela trhliny zavedena.

4.3 Výsledky experimentu

4.3.1 Tahové zkoušky

Tahové zkoušky byly vyhodnoceny podle normy ČSN EN 10002-1. Pracovní diagramy získané z tahových zkoušek jsou uvedeny na Obr. 23 a 24. Křivky smluvní napětí-smluvní deformace $\sigma(\varepsilon)$ určené z počátečních rozměrů těles jsou pak na Obr. 25. Přehled charakteristik běžně určovaných z tahových zkoušek je v Tab. 7.

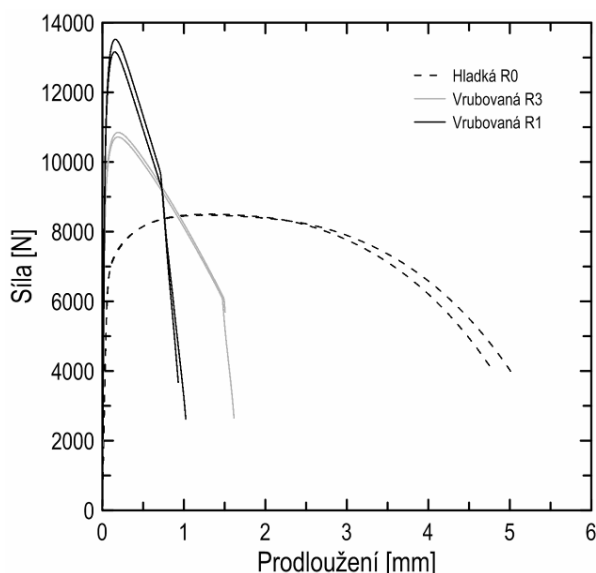
Tab. 7: Přehled charakteristik vyhodnocených z tahových zkoušek.

Těleso	Vrub [mm]	E [MPa]	σ_0 [MPa]	σ_m [MPa]	σ_f [MPa]	ε_f [-]	A [%]	Z [%]
A3	-	209000	555	678	316	1,62	25,4	80,2
B3	-	205000	555	673	315	1,58	25,7	79,4
A21	3	-	867	877	457	1,23	8,6	70,7
B11	3	-	844	855	209	1,24	8,4	71,2
A11	1	-	1047	1047	207	0,96	6,0	61,7
B21	1	-	1074	1074	291	0,87	5,4	58,1

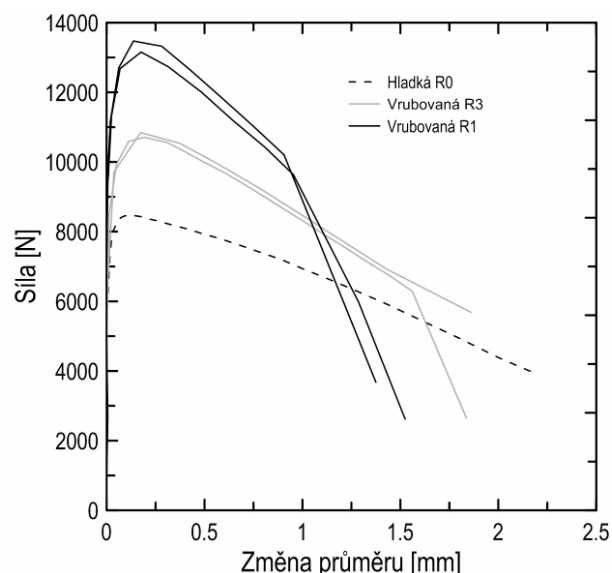
Pozn. σ_0 byla určena jako $R_{p0,2}$

S rostoucí triaxialitou napětí ve středu těles se zvyšují napěťové charakteristiky a naopak deformační charakteristiky klesají. Lomová deformace těles ε_f , určená ze změny počátečního průměru a konečného průměru tělesa při lomu, se snižuje pro vrubovaná tělesa a se zmenšující se velikostí vrubu (rostoucí triaxialitou napětí) je tento vliv výraznější. Výsledky

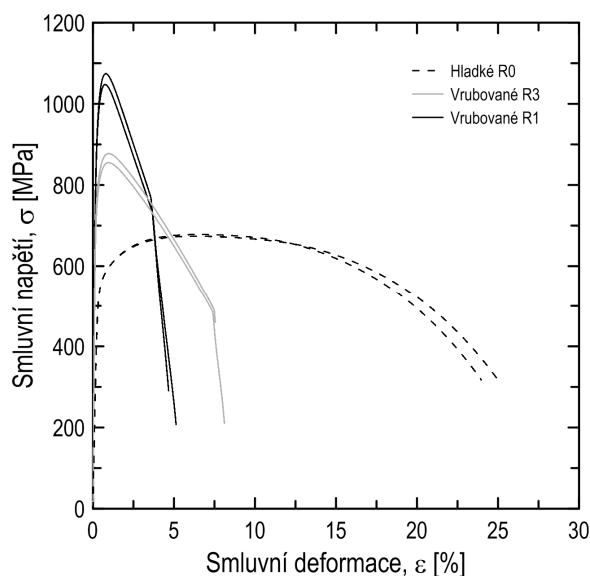
odpovídají běžně pozorovanému experimentálnímu rozptylu pro vrubovaná tahová tělesa [122,123]. Jistá odlišnost je patrná v konečné fázi lomu pro vrubované tyče s rádiusem 3 mm, která ale nebyla považována za významnou. Jedná se o fázi dolomení tělesa, kdy je již v jeho středu přítomna makroskopická trhlinka a zatížení je přenášeno pouze okrajovou částí tělesa při intenzivním rozvoji smykových okrajů. Toto potvrzuje i téměř identická hodnota ε_f .



Obr. 23: Pracovní tahový diagram síla-prodloužení.



Obr. 24: Pracovní tahový diagram síla-změna průměru.



Obr. 25: Křivky smluvní napětí-smluvní deformace.

4.3.2 J-R křivky

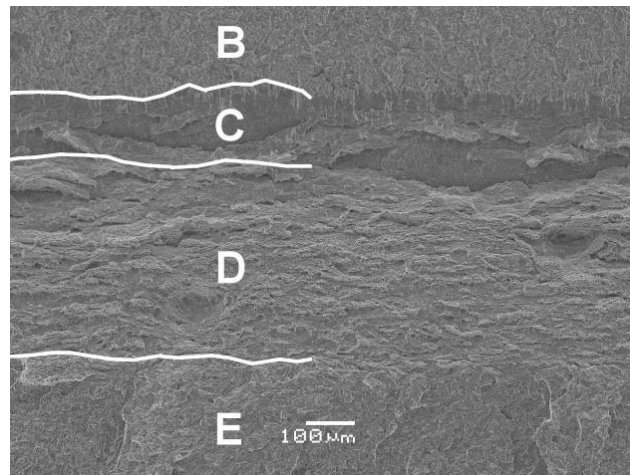
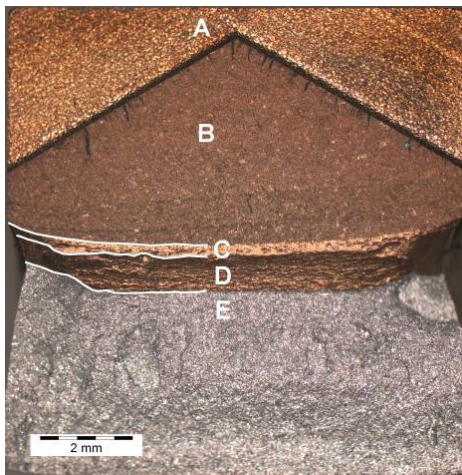
Měření délek trhlín

Díky rozdílnému reliéfu povrchů únavové trhliny, otupení a tvárného natržení, lze jednotlivé fáze šíření trhliny pozorovat na makrosnímku lomové plochy v odlišných barevných odstínech, Obr. 26. Na lomových plochách ohybových těles všech velikostí bylo

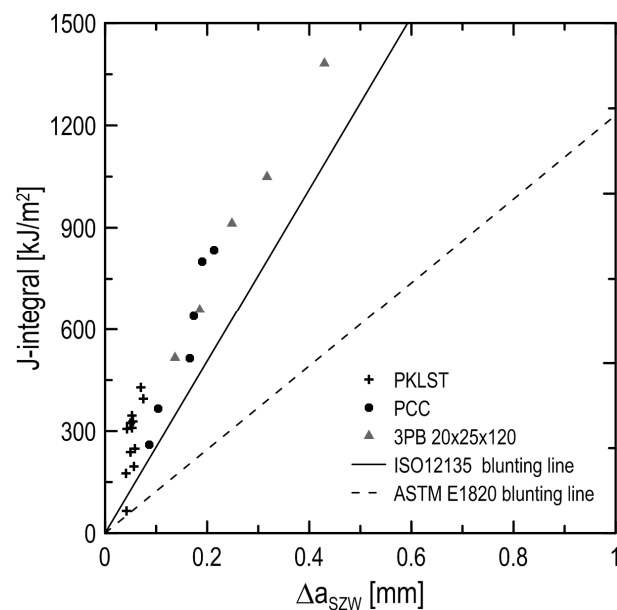
velmi zřetelné otupení čela trhliny, Obr. 27 a Obr. P7 až P10, které bylo patrné i při pozorování pouhým okem. Přírůstek počáteční délky trhliny v tělese je v této práci definován jako součet přírůstku délky trhliny vzniklého během procesu otupení původně ostrého čela trhliny Δa_{SWZ} a přírůstku délky trhliny vzniklého tvárným natržením Δa_{tear} :

$$\Delta a = \Delta a_{SWZ} + \Delta a_{tear} \quad (38)$$

Zavedení vztahu (38) umožňuje oddělení přírůstku délky trhliny vzniklého otupením a tvárným natržením pro potřeby modelování šíření trhliny. Délky trhlin jednotlivých těles jsou uvedeny v Tab. P1 až P3 v příloze. Grafické znázornění otupení u jednotlivých těles je předloženo na Obr. 29. Pro ocel Eurofer97 se jako vhodnější zdá být čára otupení dle definice ISO 12135.



Obr. 26: Lomová plocha tělesa PCC (A14), stereomikroskop. Vrub typu chevron (A), předcyklovaná trhlina (B), otupení- Δa_{SWZ} (C), tvárné natržení- Δa_{tear} (D), křehké dolomení (E).
Obr. 27: Lomová plocha tělesa PCC (B12), SEM. Význam popisu jako u Obr. 26.



Obr. 29: Závislost J-integrál vs. šířka otupení čela trhliny pro jednotlivá tělesa ve srovnání s čarami otupení definovanými dle ASTM E1820 a ISO 12135.

Určení J-integrálu

Záznamy síla-průhyb tělesa určené pro jednotlivá tělesa a jejich velikosti jsou uvedeny na Obr. P11 až P13 v příloze.

Hodnoty J-integrálu byly vypočteny dle vztahu (13). Při výpočtu elastické složky J-integrálu vstupovala do výpočtu hodnota maximální síly dosažená během zatěžování tělesa. Plastická složka byla určena z hodnoty plastické práce při finálním průhybu tělesa a při hodnotě bezrozměrného součinitele $\eta_{pl} = 1,9$ jak pro ohybová tělesa stanovuje ASTM E1820. Finální hodnoty J-integrálu byly rovněž korigovány na přírůstek trhliny dle vztahu (39), který původní hodnoty J-integrálu snižuje. Koeficient α má pro ohybové těleso hodnotu 1 a pro CT těles 0,9. Jednotlivé hodnoty J-integrálu jsou na Obr. 30 až 32 a v příloze v Tab. P1 až P3.

$$J = J_{el} + \frac{J_{pl}}{1 + \left(\frac{\alpha - 0,5}{\alpha + 0,5} \right) \frac{\Delta a}{b_0}} \cdot \quad (39)$$

Konstrukce J-R křivek

Konstrukce čáry otupení (v grafu Blunting line) dle ASTM E1820 (40), pro doporučenou hodnotu $M = 2$, se ukázala být nevhodná kvůli příliš mírnému sklonu (Obr. 29). Navíc pro získání alternativní volby parametru M nebyly změřeny vhodné páry iniciačních hodnot J a Δa . Proto byla použita definice čáry otupení dle ISO 12135 (41), která pro realizované měření vyhovuje podstatně lépe, Obr. 29.

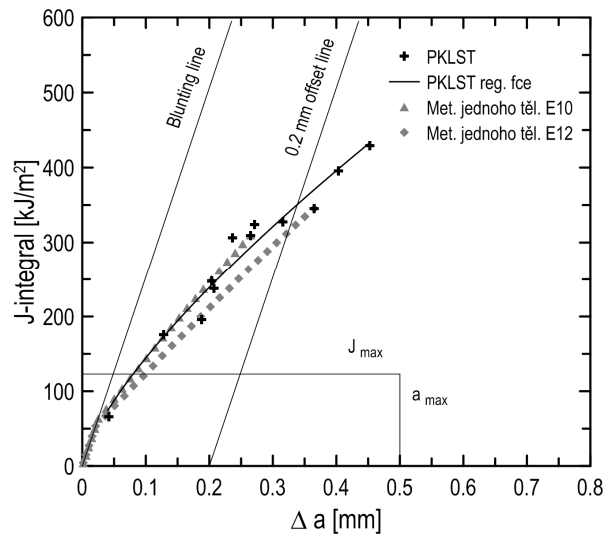
$$J = M \cdot \sigma_y \cdot \Delta a \quad (40)$$

$$J = 3,75 \cdot \sigma_m \cdot \Delta a \quad (41)$$

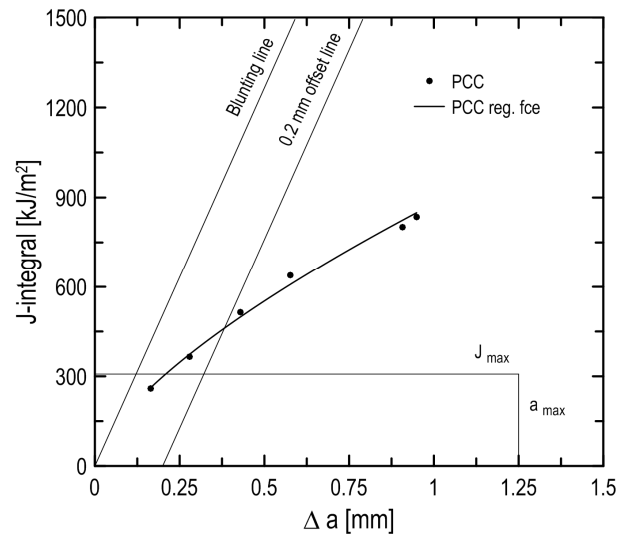
Body J-R křivky (páry hodnot J-integrálu a tvárného natržení (Δa)) byly proloženy mocninnou regresní funkcí (24). Pokud je splněna podmínka (25) (a také podmínka sklonu mocninné regresní funkce $dJ/\Delta a$), je J_Q rovno J_{Ic} a je stanovena velikostně nezávislá hodnota lomové houževnatosti. Směrodatná odchylka $S_{J,\Delta a}$ regresní funkce (24) byla určena dle vztahu:

$$S_{J,\Delta a} = \sqrt{\frac{\sum (J_i - J_{i,Re\ gese})^2}{n - 2}}, \quad (42)$$

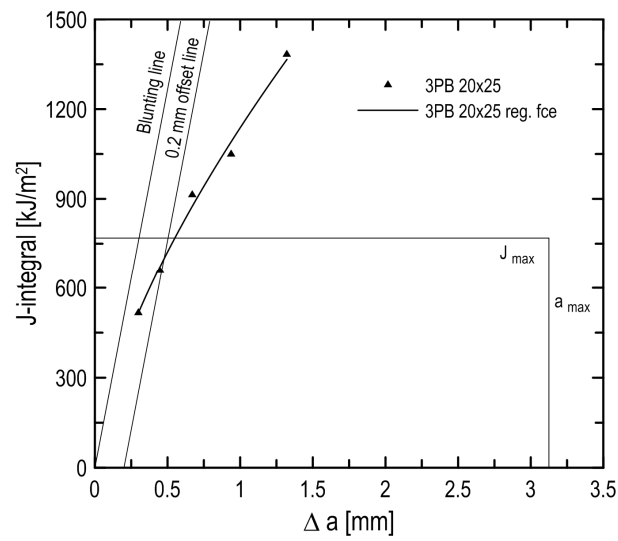
kde J_i je hodnota J-integrálu v i -tém bodě J-R křivky a $J_{i,Re\ gese}$ je tomuto bodu odpovídající bod o stejné délce tvárného natržení náležící regresní funkci, $(n - 2)$ je počet stupňů volnosti, kde n je počet měřených bodů. Hodnoty určených charakteristik jsou uvedeny v Tab. 8.



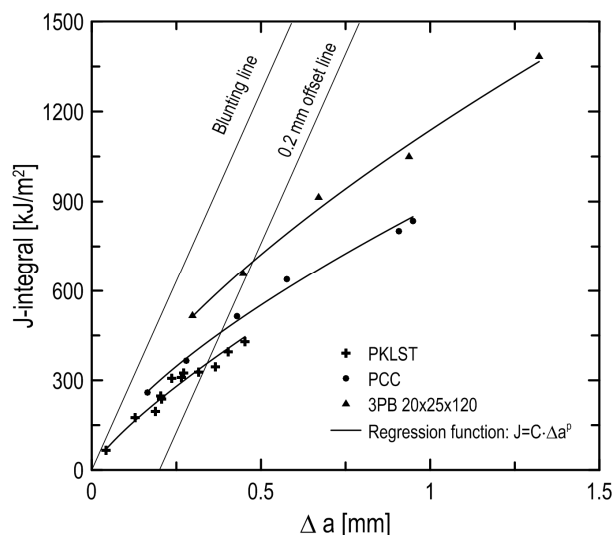
Obr. 30: J-R křivka PKLST tělesa.



Obr. 31: J-R křivka PCC tělesa.



Obr. 32: J-R křivka tělesa 3PB 20x25.



Obr. 33: Srovnání určených J-R křivek těles PLST, PCC a 3PB 20×25.

Tab. 8: Výsledky měření J-R křivek spolu s podmínkami platnosti.

Těleso	J_{\max}	a_{\max}	C	p	$S_{J,\Delta a}$	J_Q	$(10 \cdot J_Q) / \sigma_y$	$B, b_0 > (10 \cdot J_Q) / \sigma_y$
	[kJ/m ²]	[mm]	[-]	[-]	[kJ/m ²]	[kJ/m ²]	[mm]	[mm]
PKLST	123	0,50	830,486	0,785	25	350	5,69	ne
PCC	308	1,25	879,826	0,671	23	462	7,51	ne
3PB 20×25	769	3,13	1137,665	0,656	34	701	11,40	ano

Pozn. $\sigma_y = (\sigma_0 + \sigma_m) / 2$

Z výsledků J-R křivek pro jednotlivá ohybová tělesa je zřejmá poměrně vysoká houževnatost zkoumané oceli. K významnějším přírůstkům délky tvárné trhliny, které se odklánějí od čáry otupení, dochází v podstatě až při překročení maximálních hodnot vymezených J_{\max} . Z hlediska velikostních vztahů daných normou ASTM E1820 tak není možné platné určení J-R křivek. Ke stejným závěrům také dospívá standard ISO 12135. Bez ohledu na tyto skutečnosti byly J-R křivky vyhodnoceny podle předpisu ASTM E1820 s tím, že určené hodnoty charakteristik jsou pouze informativní. Z pohledu jednotlivých těles je možné si všimnout silných projevů vlivu velikosti. S rostoucí velikostí těles se křivky odolnosti proti šíření trhliny stávají strmější a také zjevně dochází k růstu iniciační hodnoty J-integrálu. Iniciační hodnoty J_{mic} pro jednotlivá tělesa byly určeny jako průsečíky lineární regresní funkce s čarou otupení (Tab. 9). Vliv velikosti je také možné pozorovat na rostoucích hodnotách koeficientu regresní funkce C a provizorních hodnotách J-integrálu J_Q . Z měřených těles vyhovělo velikostním požadavkům na určení J_{Ic} pouze těleso 3PB 20×25, pro které při zjištěné hodnotě J_Q dosahuje mezní rozměr tloušťky a počátečního rozměru ligamentu 11,4 mm. Tato hodnota těsně vyhověla proti velikosti ligamentu 11,8 mm. Je třeba zmínit to, že kdyby nebyly hodnoty J-integrálu korigovány na přírůstek trhliny (39), nedošlo by ani v případě tohoto tělesa ke splnění velikostního požadavku.

Z pohledu detailního srovnání jednotlivých těles vykazuje PCC těleso oproti PKLST tělesu asi o 15 % vyšší hodnoty na J-R křivce, kdežto hodnoty tělesa 3PB 20×25 jsou až o 100 % vyšší. Nejmenší těleso tak vykazuje nejnižší odolnost proti šíření trhliny. Hodnoty směrodatných odchylek pro PKLST a PCC těleso jsou téměř stejné (Tab. 8). Což vzhledem k vyšším hodnotám dosažených na PCC tělese svědčí o mírně větším rozptylu měřených dat pro PKLST těleso. Tomuto rovněž nasvědčuje podíl hodnot směrodatných odchylek $S_{J,\Delta a}$ a hodnot J_Q vyjádřený v procentech, který je 7 % pro PKLST těleso a 5 % pro tělesa PCC a 3PB 20×25.

Tab. 9: Iniciační hodnoty J-integrálu pro jednotlivá tělesa.

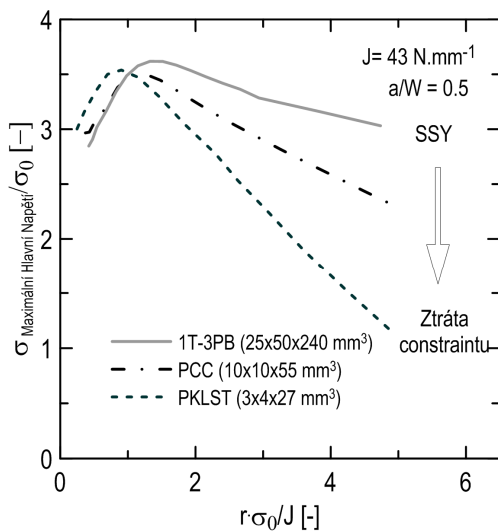
Těleso	J_{mic} [kJ/m ²]
PKLST	126
PCC	246
3PB 20×25	438

Pozn. Regresní fce tvaru: $y = k \cdot x + q$

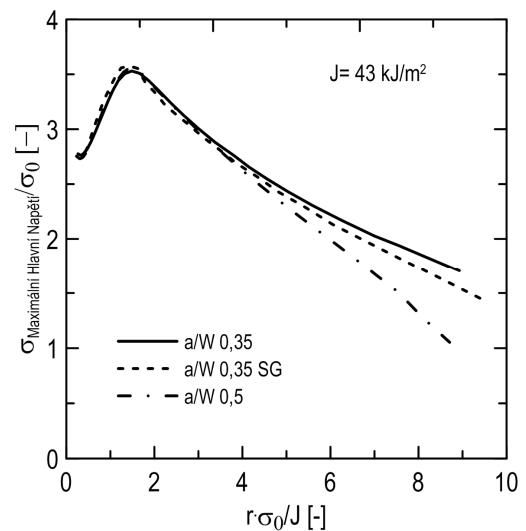
4.4 Popis stavu napjatosti na čele trhliny PKLST tělesa

Tato část práce předcházela měření J-R křivek pro výše popsaná tělesa. Napět'ově-deformační stav na čele trhliny v PKLST tělese byl popsán prostřednictvím MKP studií a byl srovnán s napět'ově-deformačními stavy PCC tělesa a 1T-3PB tělesa. Pro účely verifikace MKP simulací byly provedeny ohybové zkoušky tří PKLST těles v modifikacích s různou délkou trhliny a bočními vruby: hladké těleso s $a/W \sim 0,5$, hladké těleso s $a/W \sim 0,35$ a těleso s $a/W \sim 0,35$ opatřené po nacyklování trhliny bočními vruby. Tyto boční vruby měly hloubku 0,3 mm při rádiu 0,1 mm, Obr. P4. Celkem došlo k 20 %-ní redukci tloušťky tělesa. Zkoušky byly provedeny za pokojové teploty, kdy ocel vykazuje plně tvárné chování. Realizované testy byly modelovány prostorově prostřednictvím elasto-plastických simulací v MKP softwaru Abaqus 6.10 v režimu velkých deformací, byly řízeny deformačně a to principiálně stejně, jak je uvedeno v popisu kapitoly 4.5.4. V té době byly k dispozici pouze výsledky tahové zkoušky hladkého tělesa se standardně zaznamenávanými veličinami (síla, prodloužení tělesa). Materiálová křivka oceli jako vstup do výpočtů byla do meze pevnosti určena ze znalosti skutečného napětí (43) a skutečné deformace (44). Za mezí pevnosti se aproximace pomocí Mironeho metody neosvědčila, protože byly k dispozici pouze data síla-prodloužení tělesa. Jak bude později ukázáno, Mironeho aproximace křivky skutečné napětí-skutečná deformace je právě pro srovnání výstupu tahové zkoušky síla-prodloužení tělesa nevhodná viz kap. 4.5.2. V oblasti za mezí pevnosti byla proto materiálová křivka proložena podle sklonu, který svírá křivka skutečné napětí skutečná plastická deformace před dosažením meze pevnosti. Při ověření na základě simulace tahové zkoušky pomocí jejího axisymetrického modelu se ukázala být tato volba

materiálové křivky dostatečná. Materiálová křivka byla definována v úlohách pomocí inkrementální teorie plasticity pomocí 23 bodů. Trhlina v tělesech byla modelována jako rovinná podél tloušťky tělesa s rádiusem čela 0,01 mm, což je vhodná aproximace určená na základě pozorování lomových ploch [124]. Pro určení lokálních hodnot J-integrálu byla použita Contour Integral Domain, která stanovuje hodnoty J-integrálu pomocí energetického přístupu. Hodnoty J-integrálu byly vypisovány ze 30-ti vrstevnic od čela trhliny. Modely PCC tělesa a 1T-3PB tělesa byly vytvořeny podle vzoru PKLST. K výpočtu byly použity 3D lineární prvky C3D8 a také kvadratické prvky C3D20R s redukovanou integrací. V závislosti na typu tělesa se počet prvků vytvořených modelů pohyboval od 30 do 40 tisíc. Stav napjatosti v PKLST tělesech byl srovnán se stavem napjatosti těchto větších ohybových těles při úrovni zatížení charakterizovanou hodnotou J-integrálu 43 kJ/m^2 ($K_J = 100 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$). Jedná se o úroveň zatížení, pro kterou je stále možné považovat elasto-plastický popis polí na čele trhliny v PKLST tělese za platný, protože ještě nedochází k iniciaci tvárného natržení.



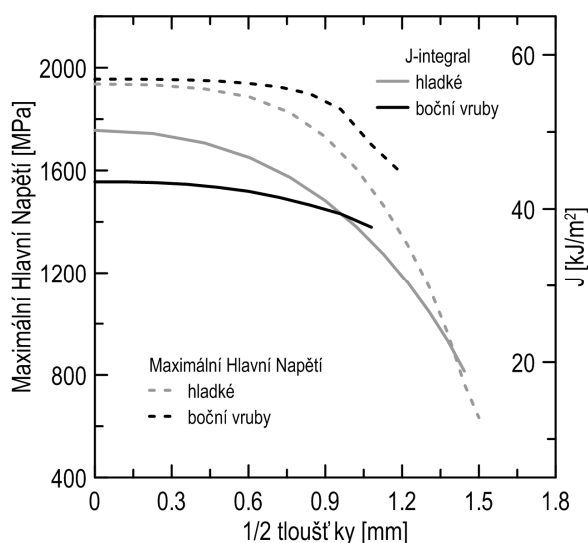
Obr. 34: Stav napjatosti před čelem trhliny ve středové části ohybových těles při stejné hodnotě zatížení.



Obr. 35: Distribuce maximálního hlavního napětí před čelem trhliny v PKLST tělesa s různým ligamentem.

Stav napjatosti před čelem trhliny ve středu ohybových těles je předložen na Obr. 34, jako distribuce maximálního hlavního napětí normované mezi kluzu. Pokles maximálního hlavního napětí je u 1T-3PB tělesa velmi pozvolný a je možné jej považovat za velice blízký podmínkám SSY pro případ rovinné deformace. Pokles maximálního hlavního napětí ve větší vzdálenosti od čela trhliny pro tělesa menší velikosti je důsledkem ztráty constraintu způsobené větším rozsahem plastické deformace na čele trhliny a je nejvýraznější pro PKLST těleso. Ve studovaných podmínkách zatěžování tak nedochází u PKLST i PCC tělesa k dodržení podmínek SSY na čele trhliny. Vliv bočních vrubů a kratší délky trhliny na úroveň napjatosti před čelem trhliny ukazuje Obr. 35. U PKLST těles s mělkí trhlinou o velikosti $a/W \sim 0,35$ bylo zjištěno, že tato konfigurace nemá významnější vliv na průběh napjatosti před čelem trhliny ve středu těles. Stav napjatosti podél tloušťky pro stejnou konfiguraci těles

je na Obr. 36. U hladkého tělesa dochází ve směru od středu k volným povrchům k výraznému poklesu maximálního hlavního napětí. Vliv bočních vrubů je takový, že neovlivňuje úroveň napjatosti ve středu těles, ale činí průběh napjatosti více rovnoměrnější po tloušťce tělesa a pouze v blízkosti kořene bočního vrubu dochází k poklesu napjatosti. Boční vruby tedy zásadním způsobem neovlivňují průběh napjatosti před čelem trhliny, ale pouze podél tloušťky tělesa. Z hlediska účinku constraintu tak nemá jejich použití vliv na případnou ztrátu in-plane constraintu, ale pouze částečně kompenzuje ztrátu out-of-plane constraintu. Trend průběhu J-integrálu je v obou případech obdobný průběhu maximálního hlavního napětí podél tloušťky tělesa.



Obr. 36: Srovnání distribuce maximálního hlavního napětí a J-integrálu podél tloušťky pro hladké a bočně vrubované PKLST těleso.

Jak je patrné z výsledku MKP simulací, použití bočních vrubů činí podmínky napjatosti na čele trhliny rovnoměrnější podél tloušťky tělesa. I přes to nedochází při jejich použití k vyvození potřebné úrovně napjatosti, která by byla srovnatelná s úrovní napjatosti odpovídající tělesům standardní velikosti. Použití bočních vrubů tedy může jenom v omezených případech kompenzovat vliv velikosti pozorovaný při srovnání miniaturních těles a těles standardní velikosti. V případě napětově řízených lomů v tranzitní oblasti kde nedochází k tvárnému růstu trhliny před iniciací štěpného porušení pomáhají boční vruby udržet stejnou úroveň napětí podél čela trhliny v podstatně větší části tloušťky tělesa. Pokud je toto napětí blízké kritickému lomovému napětí, je pravděpodobnost vzorkování defektu kritické velikosti v bočně vrubovaných tělesech vyšší. Tímto způsobem dochází při použití bočních vrubů k částečné kompenzaci vlivu velikosti pozorovaného u miniaturních těles. Význam použití bočních vrubů v oblasti horních prahových hodnot, kde jsou lomy především deformačně řízené, spočívá v potlačení relaxace plastické deformace v blízkosti volného povrchu tělesa a tím v omezení rozvoje smykových okrajů. Výsledkem toho je rovnoměrnějším šířením trhliny podél tloušťky tělesa. Protože je tvorba smykových okrajů a následné šíření trhliny v blízkosti volného povrchu tělesa energeticky náročnější než šíření trhliny uprostřed tělesa, vede použití bočních vrubů ke snižování hodnot J-integrálu (nebo

alternativně *CTOD*). Díky tomu, že prostřednictvím aplikace bočních vrubů dochází ke snižování hodnot na R-křivkách, lze jejich prostřednictvím získat plošší a tedy i konzervativnější průběhy R-křivek.

4.5 Modelování tvárného šíření trhliny pomocí mikromechanického modelu porušení

K modelování procesu tvárného porušení byl zvolen mikromechanický model Gurson-Tvergaard-Needleman. Jedná se o známý model v oblasti aplikací mechaniky poškození a vzhledem k publikovaným pracím by měl být schopen postihnout zjištěný vliv velikosti zkušební tělesa na J-R křivku.

Tento model vyžaduje pro svou aplikaci kalibraci několika mikromechanických parametrů, které popisují chování dutin během celého procesu vývoje tvárného poškození. Jde o poměrně náročný proces, protože by měla být kalibrace každého parametru podložena vhodným mechanickým testem nebo v případě parametrů s vyloženě mikrostrukturním rysy metalografickým nebo fraktografickým pozorováním. Obvyklý postup při kalibraci parametrů GTN modelu je proto takový, že se od materiálu o přibližně stejných mechanických vlastnostech nebo podobné mikrostruktury jako má zájmový materiál převezmou některé z parametrů a tyto se dále považují za konstantní. Ostatní parametry se pak určí porovnáním numerického modelu s výsledky experimentů měřených těles. Dále je pro účely kalibrace těchto mikromechanických parametrů obvykle vyžadována znalost makroskopického chování materiálu při různých úrovních napjatosti, které jsou získány při tahových zkouškách hladkých a vrubovaných tahových těles. Pro studovanou ocel Eurofer97 ještě nebyla provedena kalibrace tohoto mikromechanického modelu. Kvůli usnadnění procesu kalibrace mikrostrukturních parametrů a ověření vhodnosti jejich určení byl proto před vlastní kalibrací parametrů modelu studován tvárný mikromechanismus porušení oceli, kap. 4.5.1. Studium mikromechanismu porušení také povede k lepšímu porozumění deformačního a lomového chování oceli.

Před procesem kalibrace mikromechanických parametrů je nutné stanovit a ověřit definici materiálové křivky oceli pro elasto-plastické simulace bez modelu poškození. Tímto se zabývá kap. 4.5.2. Se znalostí mikromechanismu porušení a materiálové křivky je provedena identifikace parametrů GTN modelu, která je popsána v kap. 4.5.3 Zbývající kapitoly 4.5.4 až 4.5.6 se zabývají aplikaci kalibrovaného GTN modelu pro tělesa s trhlinou.

4.5.1 Studium mikromechanismu porušení

Studium mikromechanismu porušení bylo provedeno na výsledcích fraktografické a kvantitativní metalografické analýzy přelomených tahových zkušebních těles, jejichž proměnná geometrie umožnila jeho popis i při různých úrovních triaxiality napětí.

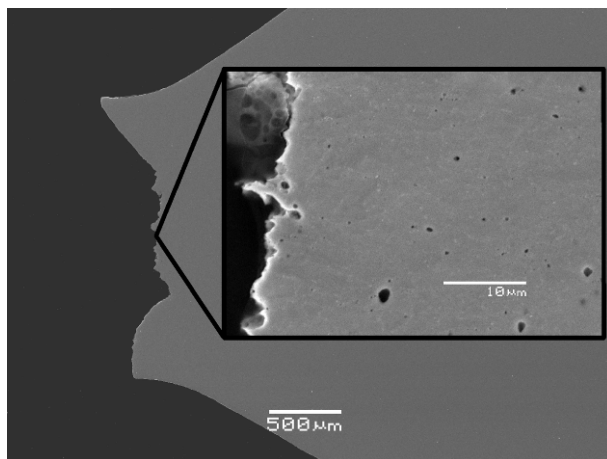
Tvárné porušení je v inženýrských slitinách obvykle tvořeno na sebe navazujícími stádii nukleace mikroductin a/nebo jejich růstem a následně propojováním (koalescencí) dutin

vedoucí k růstu makroskopické trhliny. Mikrodutiny jsou buď v materiálu přímo přítomny a nebo vznikají v důsledku deformace matrice na hranicích částic sekundární fáze nebo vměstků. Velikost částic přítomných v oceli a jejich chemické složení byly popsány v kapitole 4.1.1. Protože ale chybí celkový přehled o distribuci částic, byly provedeny dodatečné mikrostrukturní analýzy získané prostřednictvím metalografické a obrazové analýzy. Pro metalografickou analýzu byly připraveny metalografické výbrusy za použití brusných papírů a diamantové pasty. Konečná fáze přípravy povrchů byla provedena pomocí mechanicko-chemického leštění s použitím OPS suspenze (Struers). Mikrostruktura oceli byla vyvolána leptáním v leptadle Villela Bain po dobu 10 s. Připravené vzorky byly pozorovány v SEM (JSM 6460, Jeol). Zjišťované parametry částic byly získány zpracováním výsledků obrazové analýzy v softwaru ImageJ2x [125] na 10-ti snímcích pořízených při zvětšení 5000 \times . Částice byly hodnoceny podle plochy projekce. Standardní odchylka měření činila 11 % hodnoty parametru. Výsledné hodnoty stanovovaných parametrů jsou v Tab. 10.

Tab. 10: Mikrostrukturní parametry částic v oceli Eurofer97.

Objemový podíl precipitátů f_p [-]	Střední průměr precipitátů ρ_p [μm]	Plošná hustota částic $(N_A)_p \times 10^{10}$ [m^{-2}]	Objemový podíl částic $(N_V)_p \times 10^{10}$ [m^{-3}]
0,041	0,21	118,8	284,9

Studium nukleace a růstu mirkodutin bylo provedeno pomocí metalografických analýz podpovrchových oblastí lomových ploch tahových těles a pomocí jejich fraktografické analýzy.



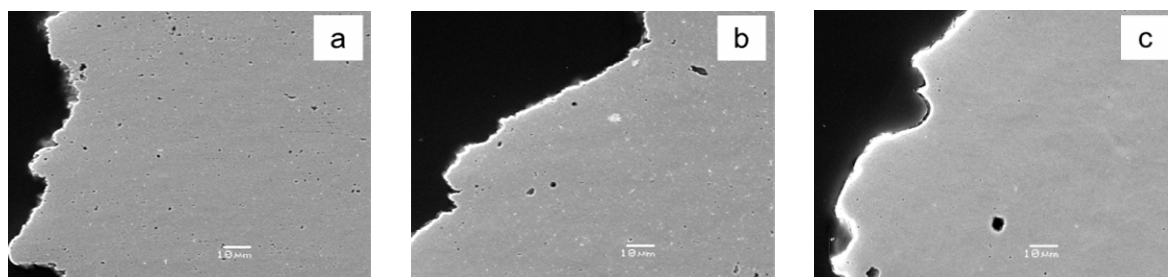
Obr. 37: Detail analyzované plochy pod lomovou plochou pro vrubované tahové těleso s 3 mm vrubem.

Metalografické analýzy byly provedeny podél podélné osy tahových těles a to zejména v podpovrchových oblastech lomových ploch, tak je znárodněno na Obr. 37. Z každé geometrie bylo analyzováno jedno těleso. Tahová tělesa byla podélně rozříznuta tak, aby došlo co k nejmenšímu ovlivnění lomových ploch s dostatečným přídavkem na následné broušení. Poté byl broušením připraven metalografický výbrus tak, že bylo dosaženo osové

roviny tahových těles. Rozříznuté části byly pro tento účel zalisovány v průhledné pryskyřici. Povrchy výbrusů byly připraveny stejným postupem jako je popsáno výše, ale s vynecháním poslední fáze – leptání ve Villele Bain. Připravené vzorky byly rovněž pozorovány v SEM. Kvantitativní hodnocení podílů dutin bylo provedeno z podpovrchových oblastí lomů ve středu tahových těles z 8-mi mikrosnímků při zvětšení 500×. Kvantitativní charakteristiky dutin byly získány zpracováním výsledků obrazovou analýzou jako podíl plochy snímku zabraný dutinami. Standardní odchylka stanovovaných parametrů byla kolem 15 %. Fraktografická analýza lomových ploch byla provedena standardním způsobem v SEM.

Tab. 10: Výsledky kvantitativního hodnocení dutin z podpovrchových oblastí lomů.

Těleso	Objemový podíl dutin f_v [-]	Střední průměr dutin ρ_v [μm]	Plošná hustota dutin $(N_A)_v \times 10^{10}$ [m^{-2}]	Aspect Ratio [-]
Hladké	0,0044	3,08	1,43	2,20
Vrub R3	0,0043	4,49	0,64	2,00
Vrub R1	0,0028	8,78	0,11	1,86

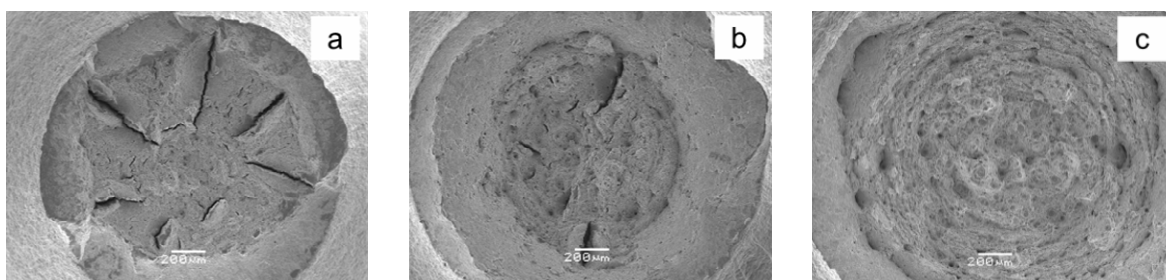


Obr. 38: Reprezentativní snímky podpovrchových oblastí lomových ploch těles: a) hladké, b), vrubované 3 mm, c) vrubované 1 mm.

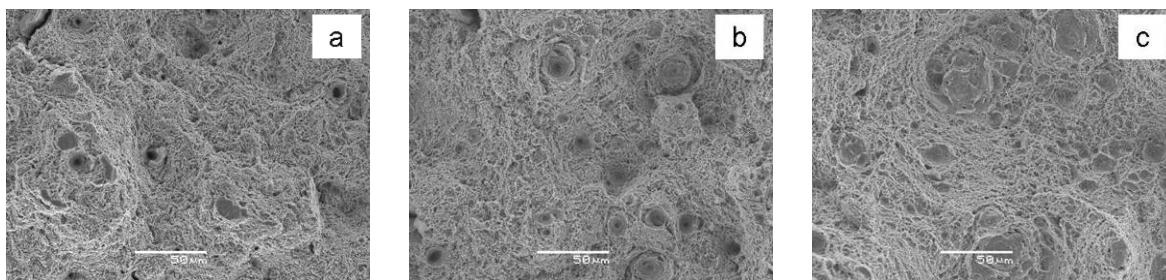
Výsledky kvantitativní analýzy podílu dutin z podpovrchových oblastí lomových ploch jsou uvedeny v Tab. 10 a na Obr. 38. Kvantitativní analýza ukázala, že hladké těleso obsahuje průměrně největší podíl dutin reprezentovaných jejich plošnou hustotou, které jsou současně velikostí nejmenší ze všech tří studovaných geometrií. Na druhou stranu, nižší úroveň plastické deformace spolu s vyšší triaxialitou napětí pro vrubovaná tělesa snižuje množství nukleovaných dutin a způsobuje jejich růst. Toto je v souladu s teorií, která předpokládá že vyšší úroveň plastické deformace matrice vzorkuje i částice menší velikosti a způsobuje jejich porušení nebo dekohezi na rozhraní částice/matrice [1]. Objemový podíl dutin je pro hladké a vrubované těleso s rádiusem 3 mm téměř identický, což je obvykle pozorováno [126]. Oproti tomu objemový podíl dutin pro vrubované těleso s rádiusem 1 mm je mnohem menší. Odchylka je pravděpodobně způsobena malým podílem poměrně velkých dutin v tomto tělese, viz Obr. 38c. Charakteristický tvar dutin je reprezentovaný tzv. aspect ratio (poměr délek hlavní a vedlejší poloosy elipsy rozměrem plochy odpovídající ploše částice). Největší hodnota tohoto parametru pro dutiny u hladkého tělesa naznačuje, že jsou tyto nejvíce

protáhlé a to ve směru gradientu plastické deformace, tedy podél podélné osy tahového tělesa. Dominantním mechanismem nukleace dutin byla shledána dekoheze rozhraní částice/matrice.

Pouze určitý podíl částic v matrici materiálu se podílí na nukleaci dutin [127]. Tento podíl je obvykle stanoven jako poměr objemového podílu dutin k objemovému podílu precipitátů. Tento poměr je pro hladké těleso přibližně 11 %. Jedná se o však o porovnání mikrostrukturně určených parametrů při různém zvětšení, proto se tato hodnota může od reálného podílu částic podílejících se na nukleaci dutin lišit. Dutiny se vyskytují pouze v oblasti krčku v malé vzdálenosti od lomové plochy, ve zbylých částech tahových těles dutiny pozorovány nebyly. Proces tvárného poškození předmětné oceli je dominantně řízen nukleací dutin a jejich následným růstem. Dále nebyly nalezeny žádné významné známky procesu koalescence v oblastech pod lomovými povrchy, viz Obr. 37 a 38, což naznačuje, že ke koalescenci dutin nedocházelo během podstatné části vývoje poškození. Popsaným způsobem byl tedy kvantifikován vznik primárních dutin. Sekundární dutiny, které vznikají až při finálním stádiu tvárného poškození – koalescenci dutin, byly pozorovány až na lomových plochách, Obr. 39, 40.



Obr. 39: Makroskopický vzhled lomových ploch těles: a) hladké, b), vrubované 3 mm, c) vrubované 1 mm.



Obr. 40: Vzhled lomových ploch ve středu těles: a) hladké, b), vrubované 3 mm, c) vrubované 1 mm.

Fraktografická analýza lomových ploch ukázala typickou morfologii jamkového lomu, Obr. 39, 40. Na lomových plochách byly pozorovány dvě rozdílné populace jamek, které vznikly z předchozích dutin při závěrečné fázi dolomení těles. Jamky větší velikosti, vzniklé z primárních dutin, prokazatelně vznikají na větších částicích sekundární fáze oceli, patrně oxidické částice a vměstky větší velikosti nebo velké karbidy typu $M_{23}C_6$ [113]. Jamky menší velikosti, patrně vzniklé ze sekundárních dutin, pak pocházejí od menších karbidů nebo precipitátů typu MX. Velikost jamek u hladkého tělesa je prokazatelně menší než je tomu u vrubovaných těles. Lomová plocha tělesa s rádiusem vrubu 1 mm obsahuje poměrně velké a plytké jamky. Největší částice pozorované v jamkách na lomových plochách dosahovaly

průměru 4 μm nehledě na velikost dutin nebo geometrii tělesa. Je tedy evidentní, že konečná velikost jamek je ovlivněna stavem napjatosti a finální fází porušení, kdy se uplatňuje mechanismus koalescence a růst dutin je velice dramatický. Během další fáze vývoje poškození dochází k vzájemné interakci rostoucích primárních dutin, což vede k lokalizaci plastické deformace mezi nimi. V této oblasti je pak vlivem větší plastické deformace také vzorkována populace menších částic sekundární fáze s velmi malou vzájemnou vzdáleností. Toto způsobuje rozvoj sekundárních dutin jejich koalescencí, která následně vede k šíření makroskopické trhliny. Popsaný mechanismus se obvykle uplatňuje u slitin s více-modální distribucí částic [1,113], což je také případ oceli Eurofer97 [73,120].

4.5.2 Stanovení materiálové křivky

K simulacím tahových zkoušek byl opět využit MKP kód Abaqus. Pro správné chování MKP modelu pro velké hodnoty plastických deformací je nutné definovat materiálovou křivku až do velkých hodnot deformací (asi 200-300 %). Skutečné napětí (σ_t) a skutečnou plastickou deformaci (ε_t), lze pro data z tahových tyčí kruhového průřezu hladkých těles určit v oblasti rovnoměrné plastické deformace (jednoosého stavu napjatosti) až do meze pevnosti podle:

$$\sigma_t = F / (\pi \cdot R^2) = \sigma(1 + \varepsilon), \quad (43)$$

$$\varepsilon_t = 2 \cdot \ln(R_0 / R) = \ln(1 + \varepsilon), \quad (44)$$

kde F je aktuální zatížení, R_0 , respektive R je počáteční a aktuální rádius průřezu tělesa, σ , respektive ε , je smluvní napětí a deformace. Takto získaná křivka z hladkého tahového tělesa $\sigma_t(\varepsilon_t)$ charakterizuje materiál pouze v oblasti do vzniku krčku.

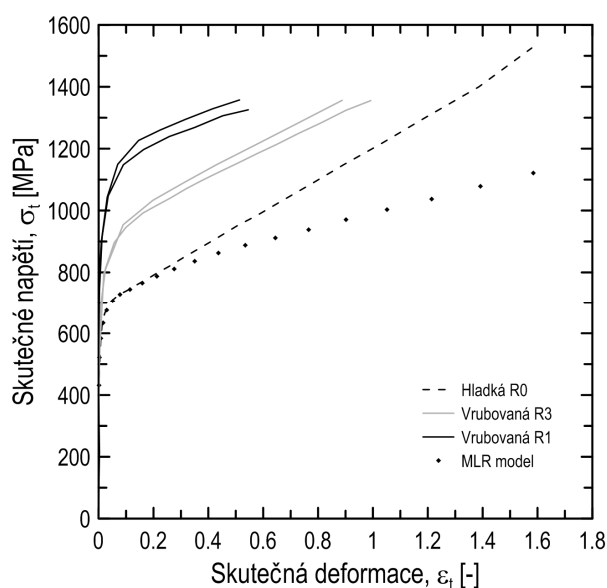
V oblasti po vzniku krčku se ale tato křivka začíná postupně odlišovat od reálné materiálové křivky ekvivalentního von Misesova napětí a deformace $\sigma_e(\varepsilon_e)$. Je to tím, že se vlivem nerovnoměrné plastické deformace v oblasti krčku postupně mění jednoosý stav napjatosti podél průřezu krčku na lokalizovaný a dochází k vývoji trojosého stavu napjatosti. Výsledkem toho je, že experimentálně určená křivka skutečné napětí-skutečná plastická deformace hladkého tělesa není vhodná jako vstup do MKP softwaru a to zvláště pro potřeby detailní simulace tahové zkoušky. Monitorování redukce průměru během zkoušek umožnilo přímé experimentální určení křivky skutečné napětí - skutečná deformace. Tyto křivky jsou pro všechny tři geometrie tahových těles uvedeny na Obr. 41. Křivka $\sigma_t(\varepsilon_t)$ určená z výsledků experimentu byla pro hladké těleso tahové těleso stejná jako na základě vztahů (43) a (44).

Pro získání odpovídající definice reálné materiálové křivky $\sigma_e(\varepsilon_e)$ v oblasti po vzniku krčku bylo použito přístupu založeném na aplikaci multilineárního regresního modelu (MLR) navrženého Mironem [128]. Model je založen na experimentálních pozorování procesu tvorby krčku množství kovových inženýrských materiálů a jejich numerických simulací. Mironem

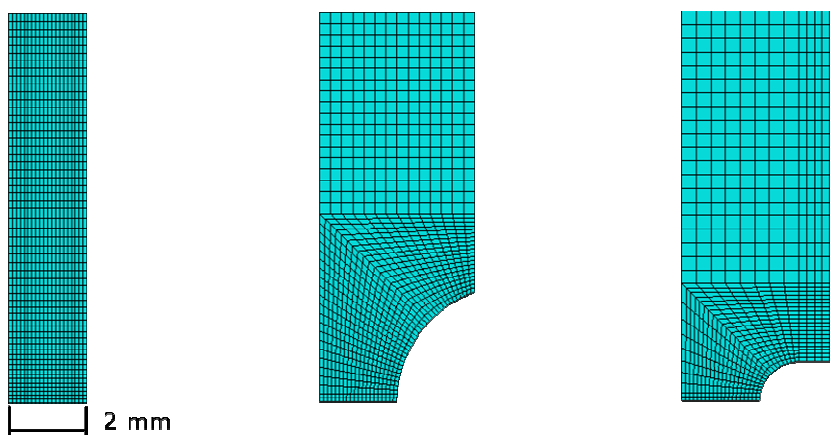
dospěl k zjištění, že je vliv vývoje lokální plastické nestability na rozložení napětí a deformací v tahovém tělese téměř nezávislý na materiálu. Jedinou materiálově závislou veličinou je hodnota skutečné plastické deformace ε_N , která iniciuje vznik lokální plastické nestability. Ekvivalentní von Misesovo napětí je v oblasti krčku dle MLR modelu dáno:

$$\sigma_{t_MLR} = F / (\pi \cdot R^2) \cdot MLR_{\sigma}(\varepsilon_t - \varepsilon_N), \quad (45)$$

kde funkce MLR_{σ} je polynom čtvrtého řádu vystihující axiální napětí v oblasti krčku pro (ve studii Mironeho) použité kovové inženýrské slitiny. V této práci byla hodnota MLR_{σ} pro příčnou úroveň plastické deformace brána jako koeficient, kterým bylo korigováno skutečné napětí hladkého tahového tělesa σ_t po iniciaci krčku. Výsledná křivka je uvedena na Obr. 41.



Obr. 41: Experimentálně určené křivky skutečné napětí-skutečná deformace a korekce křivky hladkého tělesa dle MLR modelu pro vstup do MKP výpočtů.



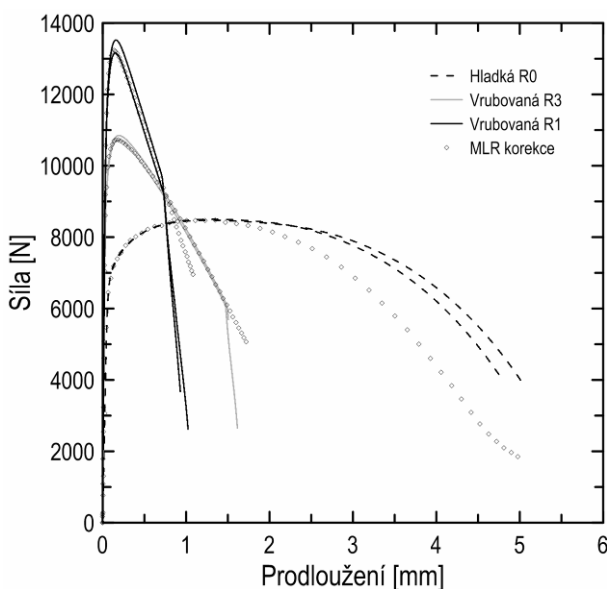
a) hladké

b) vrubované, R=3 mm

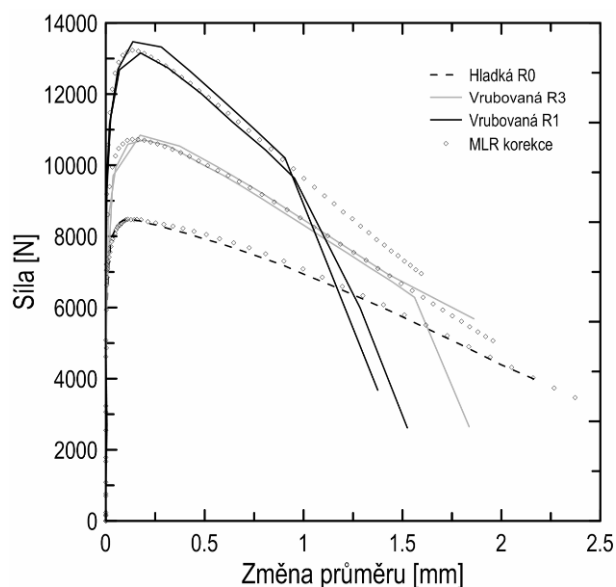
c) vrubované, R=1 mm

Obr. 42: 2D axisymetrické modely tahových těles s velikostí prvku $0,1 \times 0,1 \text{ mm}^2$.

Pro ověření vhodnosti této materiálové křivky byla provedena verifikace pomocí MKP simulací tahových zkoušek. Za tímto účelem byly vytvořeny 2D axisymetrické modely tahových těles, Obr. 42. Modely byly vytvořeny pouze v oblasti měrné délky a pouze z jedné poloviny kvůli podélné symetrii těles. Použité prvky byly typu CAX4R (4 uzly, redukovaná integrace) o velikosti $0,1 \times 0,1 \text{ mm}^2$. Tato velikost prvku dobře diskretizovala rozložení polí napětí a deformace v tělesech. Počet prvků modelu se pohyboval kolem 1000. Modely byly řízené posunutím v režimu velkých plastických deformací. Okrajové podmínky byly definovány jako axisymetrie podél vnitřní hrany, dále na spodní hraně byla definována symetrie ve směru osy Y. Na horní hranu bylo předepsáno posunutí, které bylo definováno v krocích po 0,1 mm. Kvůli modelování poloviny tahového tělesa, byly předepisovány pouze poloviční hodnoty posunutí. Prodloužení modelu během simulace bylo určováno z horní hrany (v místě kde byl umístěn snímač prodloužení). Aktuální průměr těles byl odečítán z horní uzlu krajního prvku ležícího na spodní hraně modelu. Reakční síly byly vypisovány z jednotlivých uzlů na horní hraně. Jejich hodnoty byly taktéž kvůli podmínkám symetrie poloviční ve srovnání s experimentem.



Obr. 43: Srovnání závislostí síla-prodloužení určených experimentálně a pomocí MKP bez modelu poškození.



Obr. 44: Srovnání závislostí síla-změna průřezu určených experimentálně a pomocí MKP bez modelu poškození.

Simulace byly provedeny v modulech Standard a Explicit. Explicit modul byl použit z důvodu nutnosti simulace procesu poškození a pro umožnění eliminace (odebírání) poškozených prvků z modelu, kterou modul Standard neumožňuje. Tvorba modelu v Explicitu se lišila kromě zadání parametrů podle patřičných definic vložím hustoty materiálu - 7800 kg/m^3 . Řešení úlohy v obou modelech bylo ověřeno srovnáním jejich výstupů s experimenty. Elastické vlastnosti materiálu byly definovány jako $E=207000 \text{ MPa}$ a $\nu=0,3$. Deformační vlastnosti oceli byly do softwaru zadávány pomocí inkrementální teorie plasticity ve formě párů hodnot skutečné napětí – skutečná plastická deformace $(\sigma_t, \epsilon_{t-pl})$.

Skutečné napětí bylo určeno do meze pevnosti dle (43) a za mezí pevnosti podle MLR modelu, tedy vztahu (45). Skutečná plastická deformace (ε_{t_pl}) byla vypočtena pro tato napětí z celkové plastické deformace podle:

$$\varepsilon_{t_pl} = \varepsilon_t - \varepsilon_{t_el} = \varepsilon_t - \sigma_t / E . \quad (46)$$

Takto definovaná materiálová křivka popisuje velmi dobře závislosti síla vs. průměr a síla vs. prodloužení pro všechna tělesa s výjimkou závislosti síla vs. prodloužení hladkého tělesa, viz Obr. 43 a 44. Tato nepřesnost ale může být akceptována kvůli tomu, že závislost síla vs. prodloužení hladkého tělesa není příliš citlivá k postihnutí deformace tělesa, protože je příspěvek deformace z lokální oblasti tvorby krčku k celkové deformaci tělesa pouze částečný. Pro detailní znalost deformačního chování materiálu při velkých deformacích je průkaznější znalost změny aktuálního průřezu tělesa. Na změnách průřezu tělesa se vliv velkých deformací projevuje jednoznačněji.

4.5.3 Identifikace parametrů GTN modelu

GTN model obsahuje celkem osm volitelných parametrů, které musí být pro jeho správné chování patřičně určeny. Kalibrace parametrů mikromechanického modelu se obvykle provádí na tahových tělesech, v nichž jsou během jejich zatěžování přítomny pozvolné gradienty plastické deformace. Vliv velikosti prvků (diskretizace úlohy) v tahových tělesech není tak výrazný jako v tělesech s trhlinou, ve kterých jsou již od počátku zatěžování přítomny výrazné gradienty napětí a ve kterých je i vliv velikosti prvku velmi silný. Tento fenomenologický proces kalibrace parametrů, jako optimalizace výstupů numerických simulací tahových těles k jejich experimentálním výsledkům, ale nemusí být vždy zcela jednoznačný. Je to kvůli omezeným možnostem určení více parametrů a navíc tento proces jen nepřímou ztotožňuje parametry GTN modelu s porušením daného materiálu. Kvůli ulehčení fenomenologické kalibrační procedury a s ohledem na to, aby mikromechanické parametry modelu také dobře zohledňovaly mikromechanismus porušení oceli, byla kalibrace provedena kombinací několika přístupů. Jmenovitě se jednalo o kombinaci výsledku MKP simulací tahových zkoušek a jejich experimentálních výstupů, výsledků kvantitativních metalografických analýz růstu dutin a výsledků fraktografických analýz.

Pro přehlednost jsou identifikované parametry GTN modelu uvedeny v Tab. 11 spolu s popisem jejich určení.

Výsledky studia mikromechanismu porušení (metalografických a fraktografických analýz) byly použity pro zvolení konkrétní metodologie kalibrace parametrů GTN modelu. Zkoumání procesu nukleace dutin odhalilo, že dutiny nukleují pouze v malé vzdálenosti od lomových ploch. V oblastech rovnoměrně deformovaných částí hladkých tahových tyčí nebo v oblastech ve větší vzdálenosti od vrcholů vrubu vrubovaných těles k nukleaci dutin nedochází. V nedeformovaných oblastech materiálu nebo i při nízké úrovni plastické deformace tedy nebyla zjištěna přítomnost dutin. Hodnota počátečního podílu dutin byla proto zvolena $f_0=0$. V blízkosti lomových ploch nebyly téměř shledány náznaky procesu koalescence. Proto byl

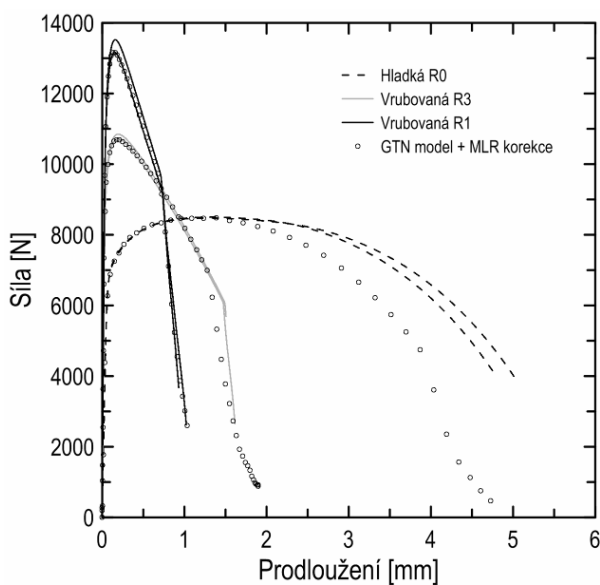
objemový podíl dutin v těchto oblastech stanoven jako kritický objemový podíl f_c a to jako přibližná hodnota podílu dutin z hladkého a vrubovaného tělesa s 3 mm vrubem, tedy $f_c = 0,0045$. Toto je odůvodněno tím, že materiál obsahuje v podstatě bimodální distribuci částic rozdělenou na distribuci méně početnějších a rozměrově větších vměstků nebo karbidů a velmi početnou distribuci malých precipitátů. Porovnání plošné hustoty dutin z oblastí pod lomovými plochami a plošné hustoty částic také ukazuje, že dutiny doposud nukleovaly pouze na zlomku částic. V oblastech pod lomovými plochami byl tedy zmíněnými parametry popsán stav, kdy byly vytvořeny dutiny na velkých částicích. Další přírůstek plastické deformace způsobí růst dutin i na částicích malé velikosti s malou vzájemnou vzdáleností a následuje velice rychlý proces koalescence dutin. Tomuto také silně nasvědčuje vzhled jamek na lomových plochách s přítomností méně početných velkých jamek a velmi početných jamek mnohem menší velikosti.

Tab. 11: Popis a způsob určení mikromechanických parametrů GTN modelu.

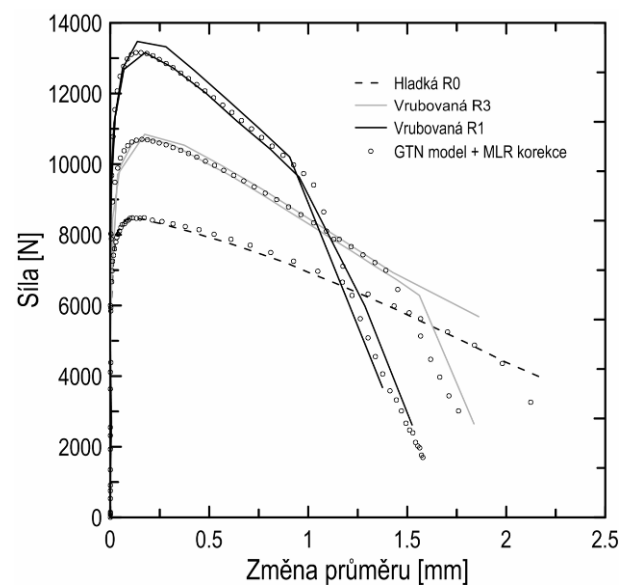
Parametr	Význam / popis	Hodnota	Způsob určení
q_1	popis růstu dutin vlivem napětí	1,46	doporučená hodnota dle σ_0 / E a koeficientu zpevnění [112]
q_2	popis růstu dutin vlivem napětí	0,931	doporučená hodnota dle σ_0 / E a koeficientu zpevnění [112]
ε_n	plastická deformace, při níž vznikne 50 % dutin z f_n	0,3	doporučená hodnota [96]
s_n	směrodatná odchylka ε_n	0,1	doporučená hodnota [96]
f_n	objemový podíl dutin nukleovaných v okolí ε_n	0,00055	fenomenologicky srovnáním F- Δ l a F- Δ d MKP a experimentů
f_0	počáteční podíl dutin v materiálu	0	dle výsledků studia nukleace dutin
f_c	objemový podíl dutin při jejich koalescenci	0,0045	dle výsledků studia nukleace dutin a fraktografických analýz lomových ploch
f_f	objemový podíl dutin při lomu	0,1	fenomenologicky srovnáním F- Δ l a F- Δ d MKP a experimentů

Hodnoty parametrů ε_n a s_n byly zvoleny podle běžně doporučovaných hodnot Tvergaardem [96]. Hodnoty parametrů q_1 a q_2 , které popisují růst dutin při působení napětí, byly zvoleny jako optimalizované hodnoty z výpočtů jednotkových buněk v práci Faleskoga a kol. pro hodnotu σ_0 / E a hodnotu koeficientu zpevnění studované oceli [112]. Hodnoty zbývajících dvou parametrů, tedy objemový podíl nukleovaných dutin, f_n , a podíl dutin při

lomu, f_f , byly optimalizovány prostřednictvím parametrických studií numerických simulací tahových zkoušek pro všechny tři geometrie tahových těles. Kritický objemový podíl dutin, f_c , je totiž tvořen kombinací nukleace a růstu dutin a pro nalezení vhodné hodnoty parametru f_n je potřeba stanovit takový podíl dutin, který vznikne jenom nukleací. Hodnota parametru f_f byla optimalizována z toho důvodu, že jeho doporučená hodnota $f_f=0,15$ [96,97] byla již vzhledem k hodnotám dříve určených parametrů příliš vysoká. Hodnoty obou parametrů f_n a f_f byly iterovány tak, aby výsledná křivka síla vs. změna průměru a křivka síla vs. prodloužení co nejlépe odpovídaly experimentálně zjištěným průběhům, Obr. 45 a 46. Určených hodnot obou parametrů bylo dosaženo po provedení 22 iterací.



Obr. 45: Srovnání závislosti síla-prodloužení určených experimentálně a pomocí MKP a GTN modelu poškození.



Obr. 46: Srovnání závislosti síla-změna průměru určených experimentálně a pomocí MKP a GTN modelu poškození.

K parametrickým studiím byly použity stejné modely tahových těles jako pro verifikaci materiálové křivky popsané výše. Na kalibraci parametrů GTN modelu má vliv také velikost prvku [124,129]. Byly učiněny pokusy s proměnnou velikostí sítí tahových těles právě pro postihnutí vlivu velikosti prvku. S větší velikostí prvku je jeho deformace při konstantní hodnotě posunutí menší a tím dochází ke zpomalení rozvoje procesu poškození. Menší velikost prvku má opačný vliv. Při procesu kalibrace byla proto použita velikost prvku $0,1 \times 0,1 \text{ mm}^2$, která se zdá být průměrnou velikostí získanou studiem relevantních prací [110, 113, 117, 124]. Úlohy byly taktéž řešeny v modulu Explicit. GTN model je v softwaru Abaqus definován v materiálovém oddílu mechanických vlastností jako model plastického chování - Porous Metal Plasticity, kde něhož lze zadat hodnoty všech příslušných koeficientů. Je zde

také nutno zadat hodnotu parametru q_3 , která je ale odvozena na základě hodnoty parametru q_1 jako $q_3 = q_1^2$.

Diskuze k určení mikromechanických parametrů

Hodnoty parametrů q_1 a q_2 použité při kalibraci jsou vhodnější než jejich “základní” hodnoty ($q_1=1,5$ a $q_2=1,0$ [96,97]). Hodnoty těchto parametrů byly vzaty podle optimalizovaných výpočtů jednotkových buněk provedených dle Faleskoga a kol. [112] pro popis materiálu blízky mezí kluzu a koeficientem zpevnění oceli Eurofer97.

Parametr f_0 je výrazný rys mikrostruktury a tudíž by v principu měl být určen z metalografických pozorování. V této práci bylo zvolena jeho hodnota nulová na základě analýzy růstu dutin. Stejným způsobem postupoval i Sun a kol. [130], kdy autoři uvažovali až proces nukleace dutin f_n a jejich následný růst obhájený tím, že počáteční podíl dutin nebyl pozorován a že dutiny vznikají porušením MnS částic.

Přímo identifikované parametry f_n , f_c a f_f jsou ve srovnání s hodnotami těchto parametrů určených nebo použitých v jiných studiích [110,113,116] značně menší. Hodnoty parametrů určené v této práci byly prokazatelně odůvodněny detailním mikrostrukturním studiem oceli a jejího mikromechanismu porušení. Nízké hodnoty parametrů odpovídají velmi jemné mikrostruktuře oceli Eurofer97, distribuci relativně jemných částic a vysoké mikročistotě oceli. Oceli jiných typů, u kterých byly určeny vyšší hodnoty parametrů GTN modelu, mají řádově větší velikosti zrn, velikost částic sekundární fáze a zejména zcela odlišnou úroveň mikročistoty [110,113,124]. Vlastní hodnoty parametrů f_n a f_f byly určeny fenomenologicky, jako optimalizace jejich hodnot k výstupním křivkám z tahových zkoušek. Proto je nutné zmínit, že existují i jiné dvojice hodnot těchto parametrů, které by odpovídaly výstupním křivkám. S ohledem na hodnoty ostatních parametrů GTN modelu a odpovídající simulace výstupů z modelu pomocí identifikovaného souboru parametrů lze usuzovat, že byla pravděpodobně určena jedna z nejlépe odpovídajících dvojic parametrů f_n a f_f .

Lze rovněž konstatovat, že pro určení materiálové křivky pomocí MLR modelu jsou dostatečná pouze data z hladkého tahového tělesa síla vs. prodloužení spolu s počátečními a konečnými rozměry tělesa. Dále to, že fenomenologická identifikace parametrů GTN modelu i na základě dat síla vs. prodloužení vrubovaných tahových těles je principiálně možná ale méně citlivá. Totéž ale nelze konstatovat pro hladká tahová tělesa. Protože je ale obvykle nutné určit na základě fenomenologické identifikace více parametrů, je znalost dat síla vs. změna průměru zásadní a pro identifikaci mikromechanických parametrů by měla být preferenčně použita.

Dalším tématem spojeným s mikromechanickým modelováním je velikost charakteristického objemu porušení, který je běžně popisován termínem „length scale“ [110,129]. Je obecně přijato tvrzení, že by charakteristický objem měl svou velikostí

odpovídat mikromechanismu porušení v dané struktuře materiálu [110,129]. V tvárné oblasti porušení se to týká zejména průměrné vzdálenosti částic způsobující nukleaci dutin. Navzdory tomuto nedovoluje aktuální fyzikální popis procesu nukleace dutin jednoduché a přímé určení vzájemného vztahu mezi vlastnostmi materiálu a pro něj charakteristickým „length scale“ [129]. Při použití metody konečných prvků, která je založena na diskretizaci úlohy pomocí jednotlivých prvků sítě, je tento „length scale“ spojen s velikostí (objemem) prvků na čele trhliny nebo vrubu. V případě aplikace modelu tvárného porušení je tedy velikost prvku chápána jako další dodatečný parametr charakterizující daný materiál. Velikost prvku totiž souvisí s mechanickou prací nutnou k deformaci jeho objemu [129]. S větší velikostí (objemem) prvku roste i mechanická práce nutná k jeho deformaci. Menší nebo větší velikost prvku pak urychluje nebo zpomaluje simulovaný proces porušení při zachování stejného souboru hodnot parametrů modelu. V této části práce byl proces kalibrace parametrů GTN modelu proveden na základě běžně aplikovaného postupu pro fixní velikost prvku o ploše $0.1 \times 0.1 \text{ mm}^2$. Získaný soubor hodnot parametrů GTN modelu byl tedy kalibrován pro tuto velikost prvku.

4.5.4 Aplikace GTN modelu k simulaci kvantifikovaného vlivu velikosti na J-R křivku

Fraktografická analýza lomových ploch byla také provedena na přelomených ohybových tělesech s trhlinou. Na lomových plochách těchto těles byly zjištěny stejné projevy mikromechanismu porušení jako u tahových těles, Obr. P8 až P10. Tím je potvrzena realizace stejného mikromechanismu porušení a odůvodněna aplikace identifikovaného modelu porušení pro ohybová tělesa s trhlinou.

Na lomových plochách přelomených ohybových těles bylo zjištěno velmi výrazné otupení čela trhliny, viz Obr. 26 a 27. Velikost otupení čela trhliny se vyvíjí spolu s růstem tvárného natržení a od jisté úrovně zatížení je jeho vývoj v každém tělese odlišný, Obr. 29. Model tvárného porušení není schopen proces otupování čela trhliny postihnout. Poškození se totiž nejdříve kumuluje v prvcích přímo na čele trhliny a postupně se vyvíjí, až je prvek z modelu vyřazen. Navíc u tahových těles, na jejichž výsledcích byl GTN model identifikován, ani nemohly být žádné indikace otupení čela trhliny nalezeny.

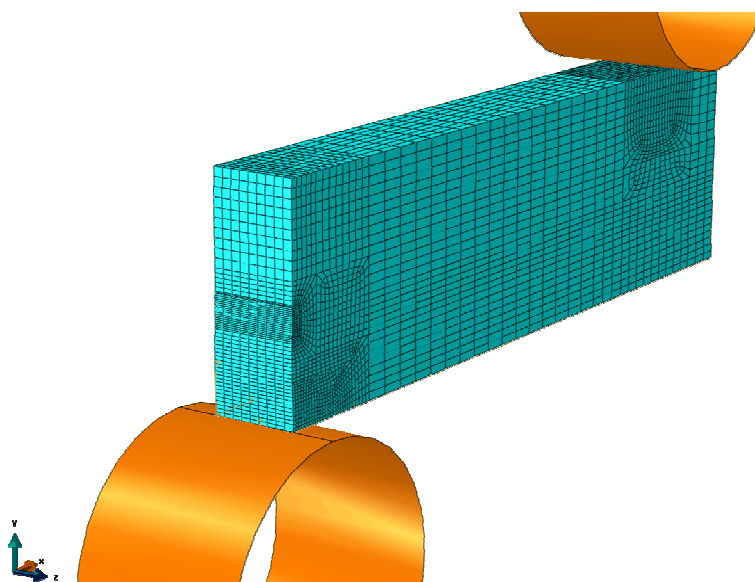
Měření otupení čela trhliny umožnilo oddělení přírůstku trhliny způsobeného rozvojem otupení čela trhliny (Δa_{swz}) a tvárným natržením (Δa_{tear}). Pro účely modelování vlastního procesu tvárného natržení v tělesech proto byly experimentálně určeny J-R křivky zkonstruovány pouze na základě hodnot přírůstků tvárného natržení Δa_{tear} , viz např. Obr. 50 a 52.

Tvorba 3D modelů

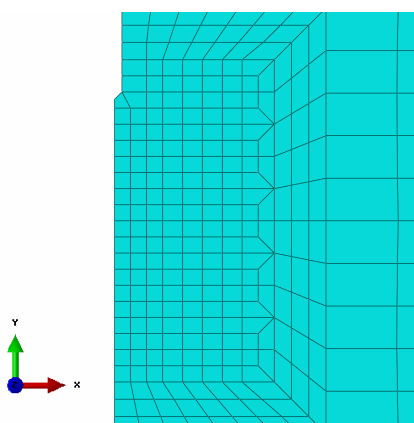
K aplikaci GTN modelu pro simulaci J-R křivek byly vytvořeny 3D MKP modely všech tří velikostí ohybových těles. S využitím podmínek symetrie byla modelována pouze čtvrtina tělesa. Tělesa byla vytvořena s patřičnými rozměry podle výkresů na Obr. P4 až P6. Délka

trhliny byla modelována jako průměrná hodnota délky trhliny zjištěná z testovaných těles. Čelo trhliny bylo modelováno jako rovinné přes tloušťku tělesa, Obr. 47, a s počátečním zaoblením Obr. 48.

Síť. Modelování tvárného porušení je v zásadě řízeno hodnotou plastické deformace. Proto musí být oblast tvárného porušení diskretizována prvky stejné velikosti, aby nebyl proces porušení ovlivněn právě různou velikostí použitých prvků. To znamená, že i v případě těles s trhlinou musí být v oblastí pod čelem trhliny použita rovnoměrná síť. V literatuře neexistují standardní doporučení na tvorbu sítě na čele trhliny, např. [110,117]. Pro všechna tělesa byl vzhled čela trhliny a také tvorba sítě na čele trhliny provedena, jak je ukázáno na Obr. 48. Pokud bylo použito pro dané těleso na čele trhliny prvky jiné velikosti, byly rozměry sítě na čele trhliny parametricky přizpůsobeny nové velikosti prvku. Z důvodů rovnoměrné diskretizace oblastí pod čelem trhliny byly použity prvky čtvercového průřezu. Čtvercový průřez prvku dále umožňuje vyloučení vlivu tvaru prvku, jako je tomu např. u prvku s obdélníkovým průřezem [129].



Obr. 47: Sestava čtvrtinového modelu PKLST tělesa se zatěžovacím válečkem a podporou.



Obr. 48: Detail sítě s rovnoměrnou velikostí prvků u čela trhliny.

V předložených úlohách byl použit typ prvků C3D8R, což je trojrozměrný prvek s lineární funkcí a redukovanou integrací mající osm uzlů a jeden integrační bod. Tento typ prvku byl také zvolen proto, že obsahuje pouze jeden integrační bod, ze kterého je určován objemový podíl dutin. Určení objemové podílu dutin v prvku je tak jednoznačně dáno. Pro prvky, které obsahují více integračních bodů, je totiž vždy nutné zvolit vhodný způsob určení objemového podílu dutin jako např. průměrná hodnota ze všech integračních bodů. Vlivu velikosti prvků na čele trhliny bude věnována pozornost dále.

Nutnost provádět simulace na 3D modelech činila úlohy náročnými na výpočtové časy. Bylo to zejména způsobeno velkým počtem prvků kvůli vhodné diskretizaci na čele trhliny a také nutností simulací poměrně velkých průhybů těles. Vzhledem k tomu byl optimalizován počet prvků podél tloušťky tělesa prostřednictvím citlivostních analýz. Rozměry prvků podél čela trhliny, tedy tloušťky tělesa, byly vždy pro dané těleso fixní, Obr. 47. Při analýzách byl sledován vliv počtu prvků na rozlišitelnost postupujícího čela trhliny při rozvoji poškození. Byla hledána taková úroveň rozlišení, při které se délka tvárného natržení již příliš nemění. Uspokojivých výsledků bylo dosahováno od devíti prvků podél tloušťky tělesa. Další zvyšování počtu prvků nemělo na popis postupujícího čela trhliny významný vliv. Proto byl také tento počet prvků podél tloušťky tělesa použit ve všech následujících simulacích. Počet prvků pro tělesa, které byly výsledně použity pro vhodnou simulaci J-R křivek, při optimalizované velikosti prvku je uveden v Tab. 12.

Tab. 12: Popis 3D modelů použitých ohybových těles s trhlinou.

Těleso	Průměr válečku a podpor	Velikost prvku pod čelem trhliny	Počet prvků	Počet uzlů
	[mm]	[μm]		
PKLST	3	24	18135	21180
PCC	10	55	19179	22380
3PB 20×25	25	104	33465	37520

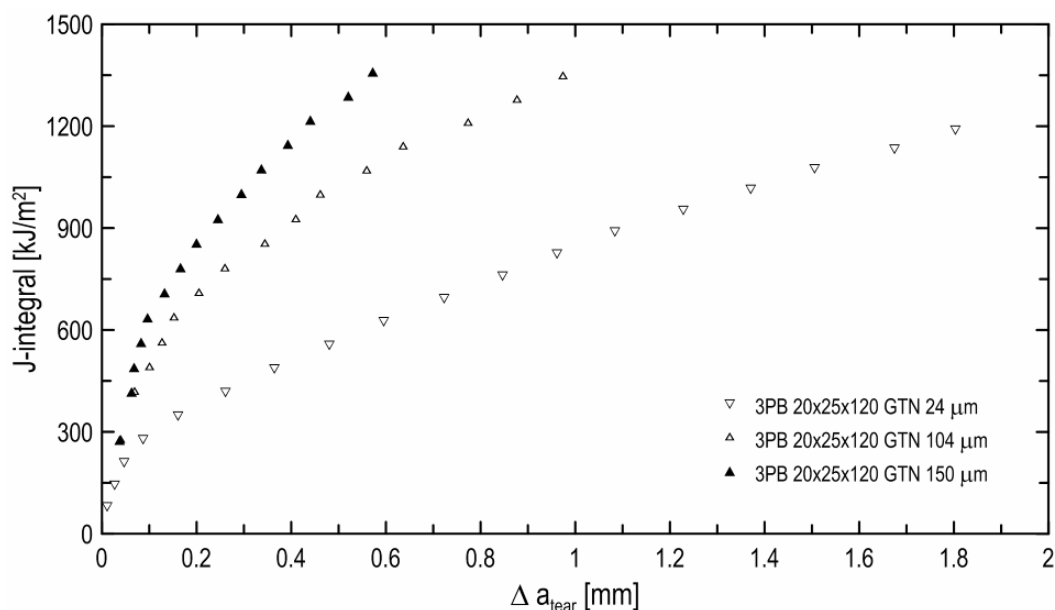
Okrajové podmínky. Pro každé těleso byly modelovány kontakty mezi zatěžovacím válečkem a podporou, tedy váleček-těleso a podpora-těleso. Zatěžovací váleček a podpory byly modelovány jako analyticky nedeformovatelné plochy s jejich rozměry tak, jak byly použity během testu, Tab.12. Typ kontaktu byl použit surface-to-surface. Kontaktní vlastnosti byly definovány pomocí tangenciálního chování bez tření. Analytické plochy byly řízeny pomocí referenčních bodů, do kterých byly vypsány okrajové podmínky. Úlohy byly řízeny deformačně v režimu velkých plastických deformací. Úlohy se sestávaly ze dvou nebo více kroků. V prvním kroku byl vždy ustanoven kontakt mezi tělesem, zatěžovacím válečkem a podporami, kdy byly vepsány nulové hodnoty posuvů v příslušných směrech do referenčních bodů analytických ploch. V druhém nebo dalším následném zátěžném kroku pak byly tyto podmínky změněny o posuv zatěžovacího bodu v kladném směru osy Y.

Vlastnosti materiálu byly do modelů vloženy tak, jak je uvedeno v kap. 4.5.2 a porušení materiálu bylo definováno pomocí identifikovaných parametrů GTN modelu.

Zpracování výstupu z modelů ohybových těles

Zátěžné síly byly z modelů určovány jako reakční síly ze zatěžovacího válečku. Kvůli modelování symetrie tělesa odpovídají reakční síly čtvrtinové hodnotě celého tělesa. Průhyb tělesa byl odečítán v místech, kde byl během testu umístěn snímač průhybu – v místech vrubu otevírajícího se tělesa.

Určení J-R křivek z modelů bylo provedeno následujícím způsobem. Hodnoty J-integrálu byly určeny ze závislosti síla-průhyb tělesa, a z nich byly pomocí vztahů v kap. 2.3.2 vypočteny jeho hodnoty. Explicit modul totiž neumožňuje určení hodnot J-integrálu pomocí Contour Integral Domain. Tvárné natržení je běžně určováno z nedeformovaného modelu tělesa. V této práci bylo principiálně určeno tak, jako tomu bylo v případě měření délek trhlin na lomových plochách. Prvky, u kterých objemový podíl dutin dosáhl hodnoty parametru f_f , byly určeny a z jejich nedeformovaných rozměrů byly stanoveny délky tvárného natržení v každé z devíti vrstev podél tloušťky tělesa. Z nich pak byla pomocí stejného váženého průměru, jako je tomu u měření délky trhliny na lomové ploše, určena průměrná hodnota tvárného natržení. Z takto získaných párů hodnot J-integrálu a tvárného natržení pak byla zkonstruována J-R křivka.



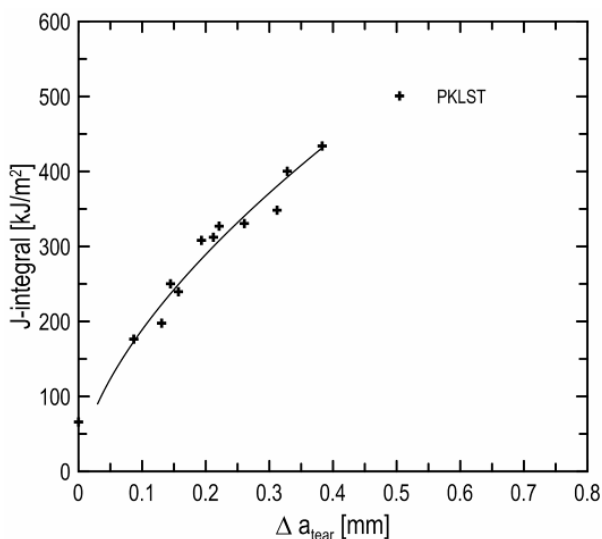
Obr. 49: Vliv velikosti prvku na průběh J-R křivky pro těleso typu 3PB 20x25. Velikost prvku zásadním způsobem ovlivňuje výšku nebo-li sklon J-R křivky.

Výsledky simulací J-R křivek pomocí identifikovaného GTN modelu

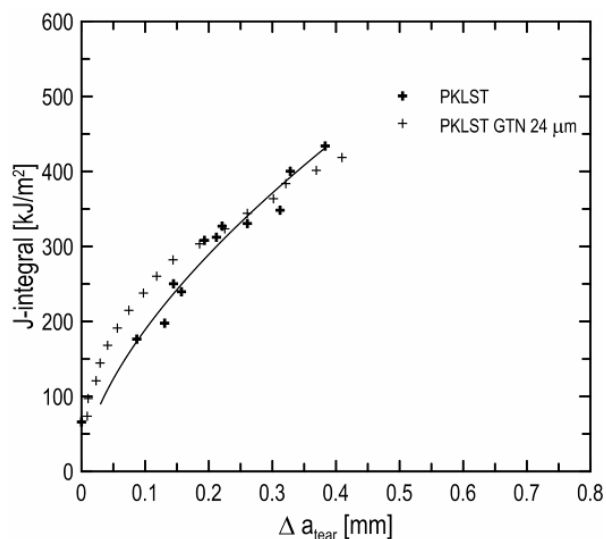
Jako první byl kalibrovaný GTN model použit k simulaci J-R křivek určených na PKLST tělesech. Bylo to z důvodu, že nejprve byla k dispozici právě J-R křivka tohoto tělesa a také kvůli zaměření práce. Jak již bylo množstvím publikovaných prací ukázáno, je aplikace GTN modelu zvláště pro trhlinová tělesa spojena s určením vhodné velikosti prvků na čele trhliny. Ke správnému popsání průběhu J-R křivky pomocí kalibrovaného modelu je tedy nutné zvolit vhodnou velikost prvku na čele trhliny. Její vliv na průběh J-R křivky je pro ilustraci ukázán

na Obr. 49. S rostoucí velikostí prvku dochází k zvyšování hodnot J-R křivky (k růstu jejího sklonu) a k růstu iniciační hodnoty.

Určení velikosti prvku pro simulaci J-R křivky PKLST tělesa bylo provedeno na základě parametrické studie, kdy byly pro simulaci J-R křivky použity různé velikosti prvků sítě na čele trhliny. Tvorba sítě tělesa probíhala podle postupu uvedeného výše. Kritérii pro určení vhodné velikosti prvku byla shoda průběhu modelu a experimentálních dat ve formě síla vs. průhyb tělesa, Obr. P14, a závislost délky trhliny na průhybu tělesa, Obr. P15. Parametrickou studií byla jako nejvhodnější určena velikost prvku $24\ \mu\text{m}$. Průběh J-R křivky určené z výsledků modelu pomocí této velikosti prvku je na Obr. 51. Pomocí výstupů z modelu zkonstruovaná křivka vystihuje, s určitými odlišnostmi, průběh experimentálně určené křivky. V počátečních fázích křivky model nadhodnocuje experimentální průběh určený regresní funkcí, přičemž se zdá být toto nadhodnocení větší než je experimentálně určená směrodatná odchylka J-R křivky $25\ \text{kJ/m}^2$, Tab. 8 (největší odchylka modelu je asi $58\ \text{kJ/m}^2$). Zde je ale nutné zmínit, že iniciace a počáteční fáze experimentálně určeného průběhu J-R křivky není tak dobře postihnuta jako její střední a konečná část. Dále to, že diskutovaná hodnota je určena od průběhu regresní funkce, který je dominantně dán distribucí dat ve střední a konečné fázi J-R křivky. Tvar průběhu J-R křivky určené pomocí GTN modelu je dán jeho kalibrovanými parametry, které byly určeny na tahových tělesech a pomocí studia mikromechanismu porušení. Velikost prvku v oblasti šíření trhliny je zodpovědná pouze za výšku, respektive sklon, výsledné J-R křivky.



Obr. 50: J-R křivka PKLST tělesa zkonstruovaná na základě přírůstků tvárného natržení.

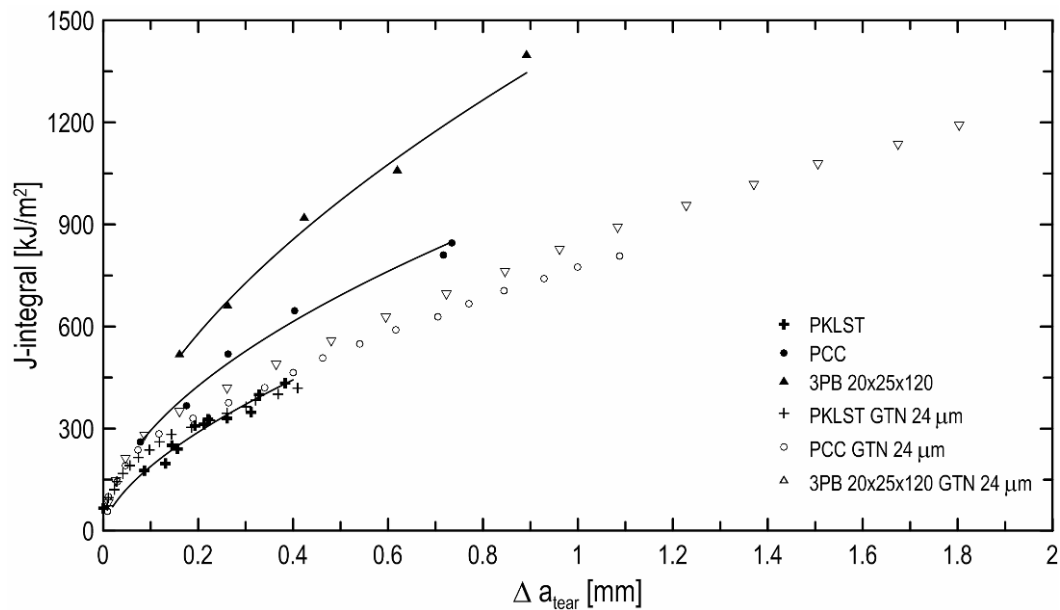


Obr. 51: J-R křivka PKLST těl. a její simulace pomocí GTN modelu pro určenou velikost prvku $24\ \mu\text{m}$.

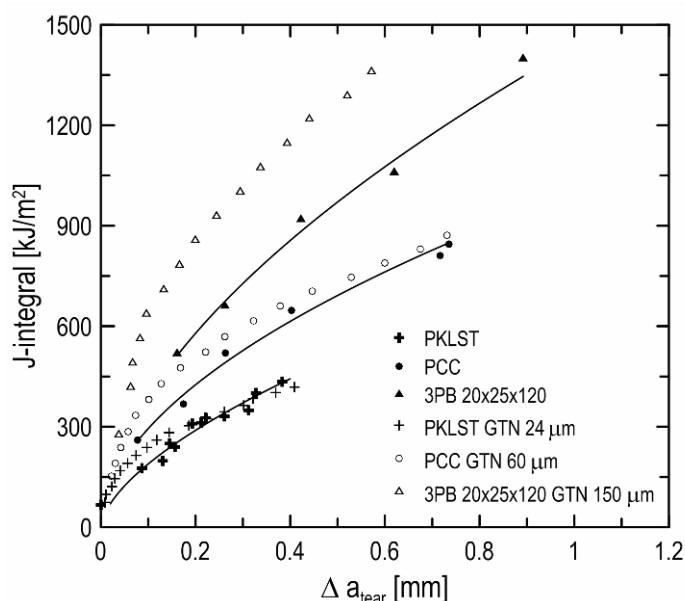
Identifikovaná velikost prvku pro PKLST těleso byla použita dále pro simulaci J-R křivek PCC tělesa a 3PB 20×25 tělesa. Výsledky simulací jsou zobrazeny na Obr. 52. Simulované křivky pro tyto tři tělesa se sice mírně liší tak, že pro tělesa větší velikosti jsou křivky mírně vyšší, jinak je ale jejich průběh téměř stejný. S ohledem na rozdílnost průběhu experimentálně

určených J-R křivek těles PCC a 3PB 20×25 je jasné, že jejich průběh nebude možné vhodně předpovědět pomocí jednotné velikosti prvku na čele trhliny identifikované pro PKLST těleso.

Dále byly proto hledány takové velikosti prvků na čele trhliny, které by vhodně vystihovaly experimentálně určené průběhy křivek. Snahou bylo ověřit, že lze použít identifikovaný soubor parametrů GTN modelu z tahových těles i na tělesa s trhlinou odlišných velikostí a tím tedy prokázat transferabilitu parametrů GTN modelu. V literatuře bylo v práci Wallina a kol. [40] nalezeno doporučení, že by mohla být velikost prvku na čele trhliny pro tělesa různých velikostí odvozená od rozměru jejich ligamentu. Toto doporučení bylo zrealizováno tak, že s využitím identifikované velikosti prvku pro PKLST těleso - 24 μm , která byla určena při velikosti ligamentu 2 mm, byly parametricky určeny velikosti prvků pro zbývající tělesa. Výsledkem bylo určení velikosti prvku 60 μm pro těleso PCC s rozměrem ligamentu 5 mm a 150 μm pro těleso 3PB 20×25 s rozměrem ligamentu 12,5 mm. Výsledky simulací křivek s těmito velikostmi prvků jsou v grafu na Obr. 53, ze kterého je vidět, že pro tyto velikosti prvku je průběh simulovaných křivek blízký pouze experimentálně určenému průběhu pro PCC těleso. V případě tělesa 3PB 20×25 je simulovaný průběh křivky výrazně nadhodnocen. Lze konstatovat, že tento způsob určení velikosti prvku podle přepočtu z rozměru ligamentu tělesa nemusí vhodný, pokud se velikost těles příliš liší.

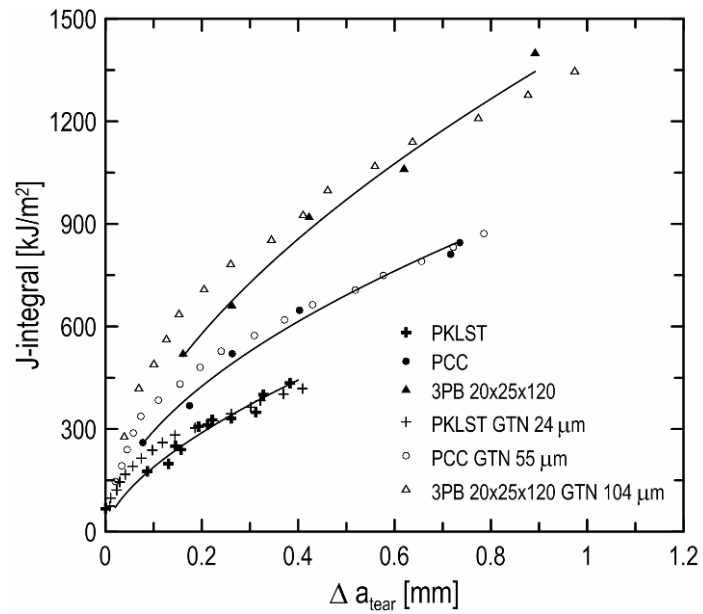


Obr. 52: Srovnání určených J-R křivek a jejich simulací GTN modelem pro určenou velikost prvku identifikovanou pro PKLST těleso - 24 μm .

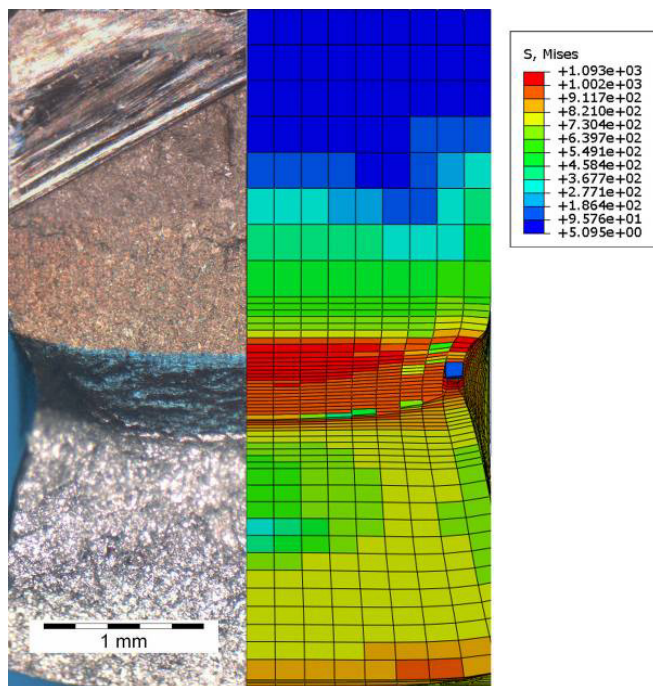


Obr. 53: Určené J-R křivky a jejich simulace GTN modelem. Použité velikosti prvků: PKLST identifikovaná velikost - 24 μm , PCC a 3PB 20x25 parametricky určené z rozměru jejich ligamentu dle velikosti prvku PKLST tělesa.

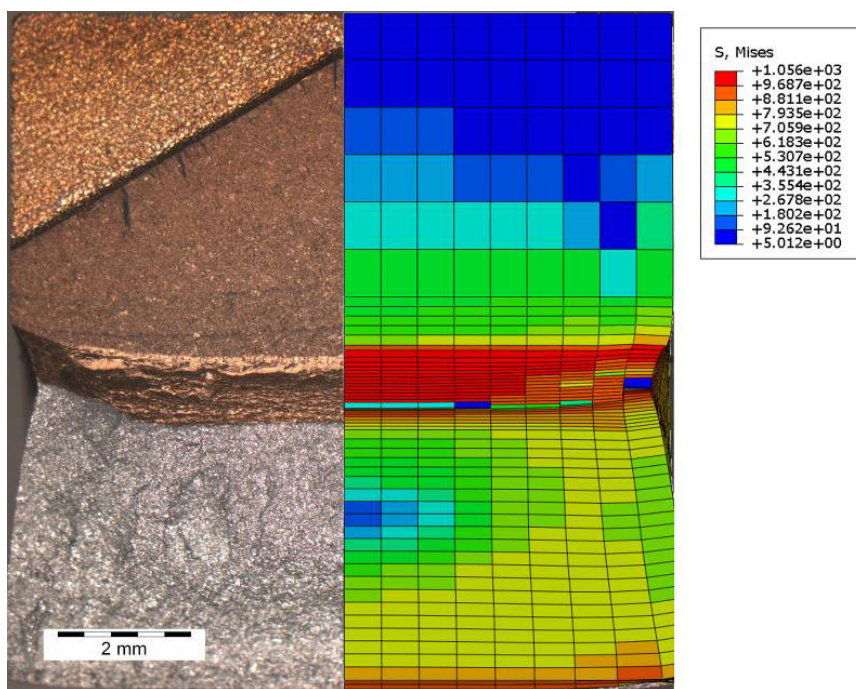
Na základě výsledků provedených simulací, kdy nebylo dosaženo přiměřené shody s experimentálně určenými průběhy křivek pro tělesa různých velikostí, bylo rozhodnuto určit velikost prvku pro zbývající dvě tělesa zvlášť. Postup určení vhodné velikosti prvku pro PCC těleso a těleso 3PB 20x25 byl zvolen jako u PKLST tělesa. Pomocí parametrických studií byla určena velikost prvku 55 μm pro PCC těleso a 104 μm pro těleso 3PB 20x25, Obr. 54. Co se týče shody průběhů experimentálně určených a simulovaných křivek, opět dochází v určitých místech k větším odchylkám, které jsou větší než jsou hodnoty směrodatných odchylek regresních funkcí. Celkově je ale možné říci, že pro tělesa všech velikostí bylo dosaženo přiměřené shody. Rovněž vzhled ligamentu deformovaných modelů při stejných úrovních zatížení jako u měřených těles velmi dobře vystihuje vzhled jejich lomových ploch, Obr. 55 až 57. Pro získání prezentovaného pohledu na deformovaný ligament těles byly z modelů těles odstraněny silně deformované prvky, u kterých bylo dosaženo konečného objemového podílu dutin, f_f . Otupení čela trhliny nebylo v tomto případě modelováno. Dle dosažených výsledků lze konstatovat, že bylo dosaženo dobré shody mezi experimentálními a modelovanými průběhy J-R křivek a také mezi vzhledem lomových ploch těles a jejich modelovanými ligamenty. Bylo tak ověřeno, že pomocí kalibrovaného mikromechanického modelu porušení je možné vhodně simulovat J-R křivky těles odlišných velikostí.



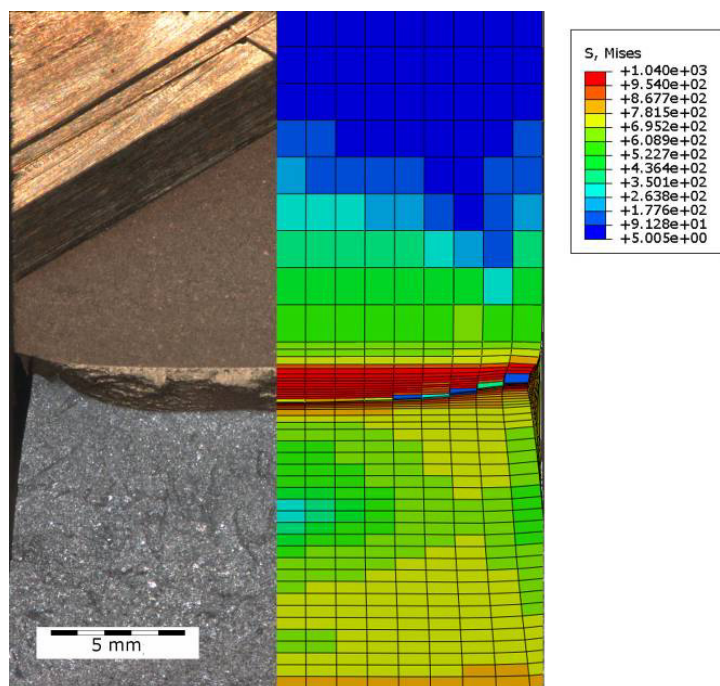
Obr. 54: Srovnání učených J-R křivek a jejich simulací GTN modelem s velikostí prvků identifikovanou individuálně pro každé těleso.



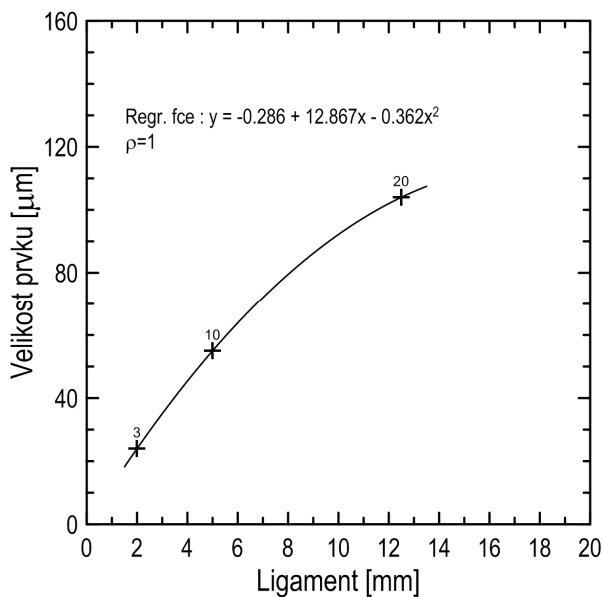
Obr. 55: Srovnání vzhledu lomové plochy PKLST tělesa (E15) se vzhledem deformovaného MKP modelu.



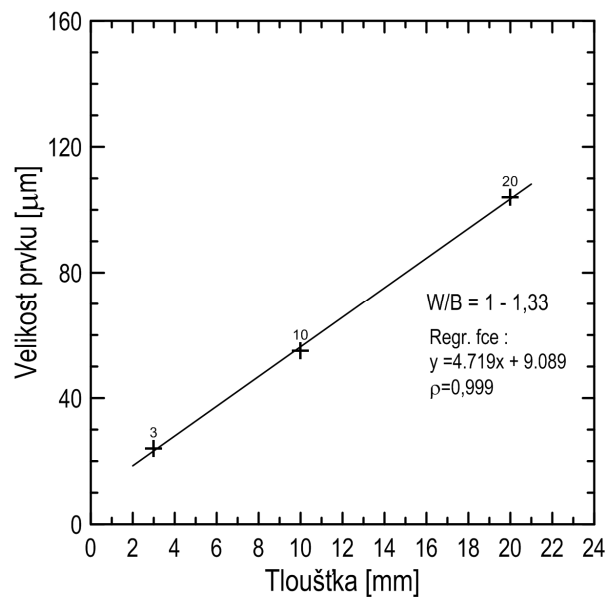
Obr. 56: Srovnání vzhledu lomové plochy PCC tělesa (A14) se vzhledem deformovaného MKP modelu.



Obr. 57: Srovnání vzhledu lomové plochy 3PB 20x25 tělesa (D1) se vzhledem deformovaného MKP modelu.



Obr. 58: Závislost velikosti prvků identifikovaných pro jednotlivá tělesa na rozměru ligamentu.

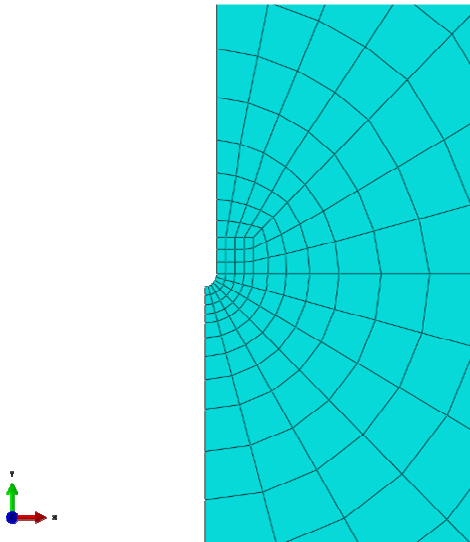


Obr. 59: Závislost velikosti prvků identifikovaných pro jednotlivá tělesa na tloušťce tělesa.

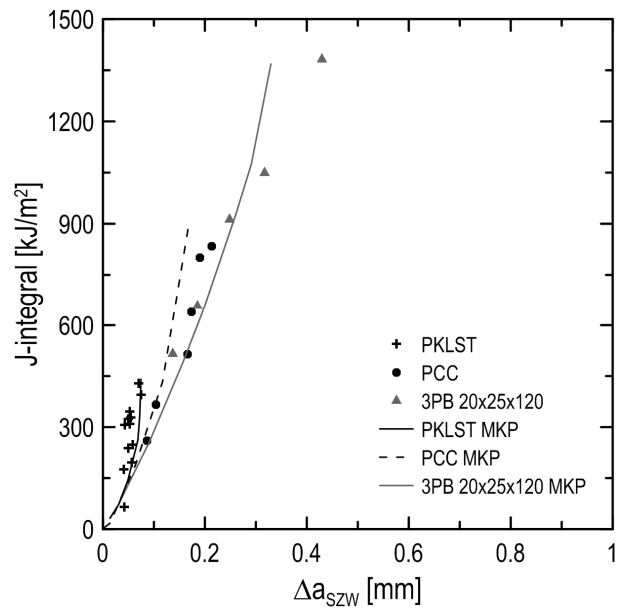
Rozměry průřezu tělesa hrají při srovnávání a popisu vlivu velikosti na J-R křivku mezi tělesy rozdílné velikosti klíčovou roli. V této práci byl experimentálně zjištěný vliv velikosti úspěšně popsán pomocí rozdílné velikosti prvku na čele trhliny. Pro popsání vztahu mezi velikostí prvku a rozměry tělesa byly vytvořeny grafy závislosti velikosti prvku na rozměru ligamentu tělesa, Obr. 58, a tloušťky tělesa, Obr. 59. Pro tyto závislosti byly hledány vhodné regresní funkce pomocí metody nejmenších čtverců. Kritériem hodnocení byla hodnota koeficientu regrese. Pro závislost velikosti prvku na rozměru ligamentu tělesa byla jako nejvhodnější určena polynomičká regresní funkce, Obr. 58, a pro závislost velikosti prvku na tloušťce tělesa lineární regresní funkce, Obr. 59. Je zajímavé si všimnout právě lineární závislosti mezi velikostí prvku a tloušťkou tělesa a toho, že všechna tři tělesa mají blízké moduly svých průřezů (PKLST $W/B=1,33$, PCC $W/B=1$, 3PB 20×25 $W/B=1,25$).

Modelování vývoje otupení čela trhliny

Vzhledem k možnostem a podstatě modelu tvárného porušení byl modelován pouze přírůstek trhliny vzniklý procesem tvárného porušení. Pro simulaci celkového přírůstku trhliny je nutné vhodným způsobem také modelovat proces rozvoje otupení čela trhliny. Z tohoto důvodu byly učiněny pokusy simulovat proces otupení čela trhliny pomocí MKP modelu bez porušení. Otupení čela trhliny se vyvíjí při zatěžování tělesa (oddalování líců trhliny) tak, že dochází k relaxaci napětově-deformačního stavu u čela trhliny. Vývoj otupení čela trhliny lze s jistou aproximací vnímat jako růst rádiusu na čele trhliny při zatěžování tělesa. Pokud je při simulaci testu lomového tělesa pomocí MKP modelu simulováno i počáteční zaoblení čela trhliny, vyvíjí se tento rádius konečnoprvkové sítě na čele trhliny velmi podobným způsobem jako při otupování (natahování) čela trhliny v tělese.



Obr. 60: Detail sítě u čela trhliny použité pro simulaci vývoje otupení v tělesech, rádius vrubu 0,01 mm.



Obr. 61: Závislost J-integrálu vs. SWZ pro jednotlivá tělesa a jejich srovnání s určenou závislostí z MKP modelu.

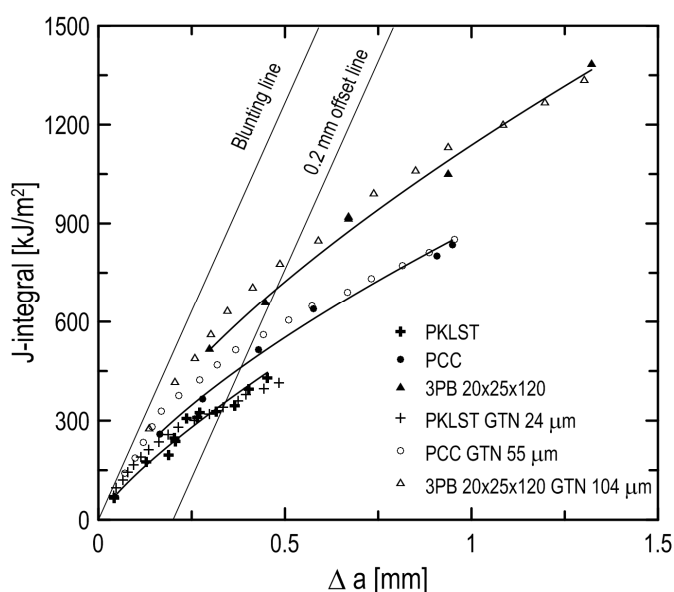
Pro ověření těchto předpokladů byly opět vytvořeny MKP modely studovaných těles podle již popsaného postupu. Rozdíl spočíval v modelování čela trhliny s počátečním rádiusem zaoblení 0,01 mm a v definici materiálových vlastností bez modelu porušení. Vzhled sítě u čela trhliny byl stejný u všech těles, viz Obr. 60. Tělesa byla zatěžována až do maximálních průhybů dosažených při zkouškách. Otupení čela trhliny bylo následně v jednotlivých úrovních zatěžování odečítáno z deformovaného tvaru modelu jako posun čela trhliny v rovině YZ vzhledem k jeho počáteční poloze. Tedy stejně, jako byla určována šířka otupení čela trhliny z lomových ploch (Δa_{szw}). Výsledná hodnota otupení byla určena podél čela trhliny tak, že odpovídala váženému průměru z devíti míst podél tloušťky tělesa. Získané hodnoty otupení čela trhliny byly vyneseny v patřičných zátěžných krocích reprezentovaných hodnotou J-integrálu a porovnány s experimentálně určenými závislostmi, Obr. 61. Z grafu je zřejmé, že simulacemi získané průběhy SWZ v jednotlivých tělesech jsou blízké experimentálně zjištěným hodnotám otupení při různých úrovních zatížení.

Konstrukce numericky určených J-R křivek pro celkový přírůstek trhliny

Hodnoty otupení čela trhliny z MKP modelů umožnily zkonstruovat modelované průběhy J-R křivek při celkovém prodloužení trhliny dle rovnice (38), tedy jako součet přírůstku délky trhliny vzniklý otupením a tvárným natržením. Numericky určené průběhy J-R křivek jsou spolu s jejich měřenými průběhy uvedeny na Obr. 62. Parametry J_Q určené z modelovaných křivek jsou uvedeny v Tab. 13. Srovnání rozptylových pásů regresních funkcí k výsledkům zkoušených těles a simulací GTN modelu je na Obr. P16 až P18. Modelované křivky mírně nadhodnocují měřené průběhy J-R křivek. Jejich shoda je ale celkově velmi dobrá.

Tab. 13: Srovnání výsledků měřených J-R křivek a jejich konečnoprvkových simulací.

Těleso	J_Q měřené	$S_{J,\Delta a}$	J_Q MKP	Rozdíl J_Q měřené a J_Q MKP	
	[kJ/m ²]	[kJ/m ²]	[kJ/m ²]	[kJ/m ²]	[%]
PKLST	350	25	343	-7	2
PCC	462	23	537	+75	16
3PB 20x25	701	34	796	+95	14



Obr. 62: Celkový vzhled modelovaných J-R křivek a jejich srovnání s určenými průběhy.

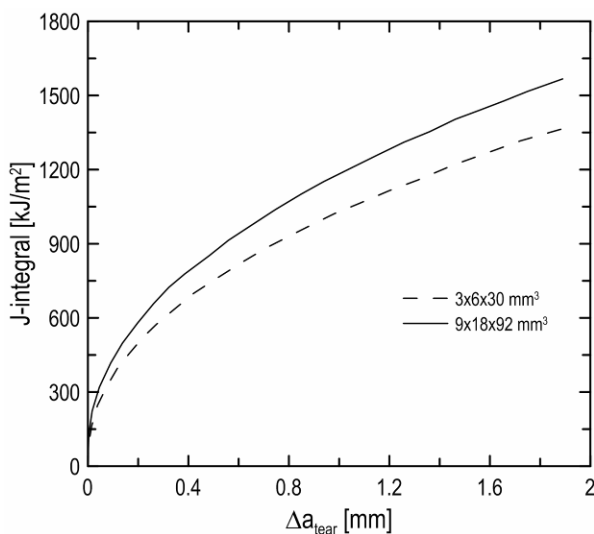
4.5.5 Aplikace GTN modelu k predikci J-R křivek jiné geometrie ohybových těles

Schneider se ve své práci [71] zabýval mimo jiné také určováním J-R křivek pro ocel Eurofer97. Protože jsou v této práci k dispozici detailní informace o zkoušení a také o určení J-R křivek, byly i tyto modelovány s využitím kalibrovaného mikromechanického modelu porušení.

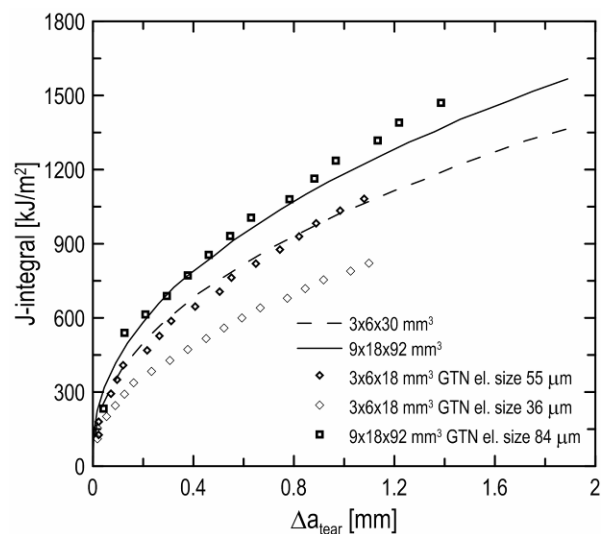
Zkušební materiál v případě práce Schneidera pocházel z tavby E83697. Forma polotovaru byla stejná – plech tloušťky 25 mm. Tepelné zpracování materiálu této tavby bylo stejné jako u námi zkoumaného polotovaru – normalizace (980°C/30 min) a vysokoteplotní popouštění (760°C/90 min). Chemické složení taveb bylo taktéž téměř stejné. Tahové vlastnosti jsou uvedeny mírně nižší, σ_0 se uvádí 537 MPa a σ_m 652 MPa. Z dostupných informací ohledně chemického složení polotovaru, jeho tepelného zpracování a tahových vlastností lze předpokládat, že tvárný mikromechanismus oceli z této tavby je stejný jako identifikovaný v předchozí části práce.

J-R křivky byly určovány taktéž na ohybových tělesech, které ovšem měly jiný modul průřezu, $W/B=2$. Geometrie těles byla odvozena z doporučení ASTM standardu E813-89.

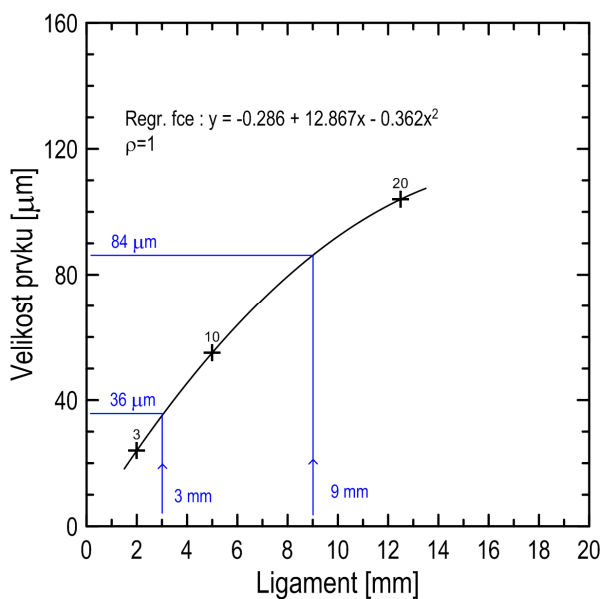
Zkoušená tělesa byla hladká, bez bočních vrubů, ve dvou velikostech: $3 \times 6 \times 30 \text{ mm}^3$ ($B \times W \times L$) a $9 \times 18 \times 92 \text{ mm}^3$. J-R křivky těles byly určeny metodou jednoho zkušebního tělesa a metodou více těles kvazistatickou rychlostí zatěžování při pokojové teplotě. Na Obr. 63 jsou zobrazeny J-R křivky těles tak, jak je uvádí autor práce, jako fit regresní funkce (24) k výsledkům metody více těles získaný metodou nejmenších čtverců. Hodnoty J-integrálu byly vypočteny na základě vztahu (13) za použití $\eta_{pl}=2$. Přírůstek délky trhliny nebyl určován z devíti míst podél tloušťky tělesa, ale pouze z jeho středu. Rovněž v práci Schneidera byla měřena šířka otupení čela trhliny (SWZ) a křivky byly konstruovány pouze na základě přírůstku trhliny vzniklého tvárným natržením, Δa_{tear} . J-R křivky nebyly korigovány na růst trhliny.



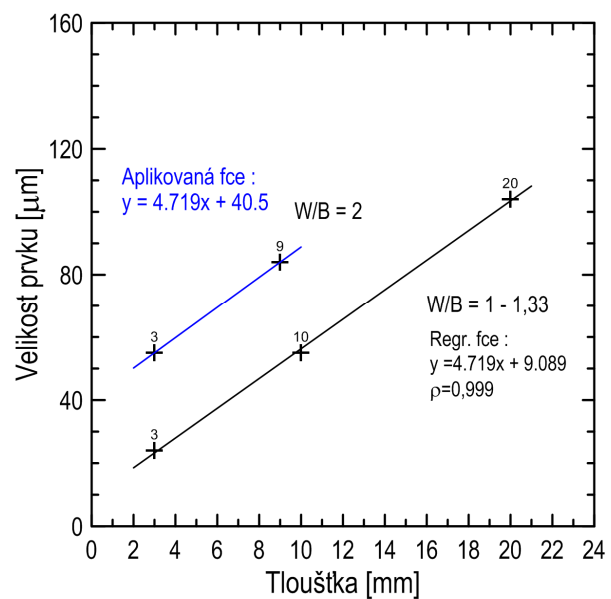
Obr. 63: J-R křivky těles s průřezem $W/B=2$ [71].



Obr. 64: J-R křivky těles s průřezem $W/B=2$ [71] a jejich simulace s využitím identifikovaného modelu.



Obr. 65: Určení velikosti prvků pro tělesa s průřezem $W/B=2$ na základě identifikované závislosti velikosti prvku vs. rozměr ligamentu.



Obr. 66: Určení velikosti prvků pro tělesa s průřezem $W/B=2$ na základě identifikované závislosti velikosti prvku vs. tloušťka.

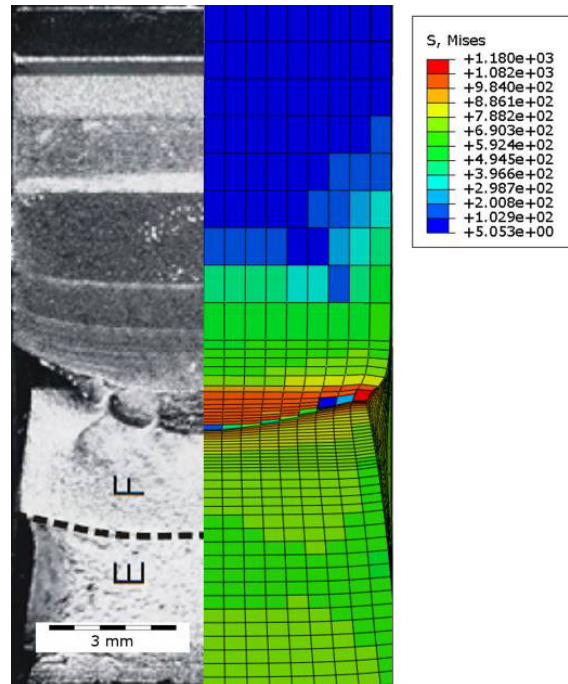
Tvorba MKP modelu a jejich vyhodnocení

Podle dokumentace použitých zkušebních těles byly vytvořeny jejich trojrozměrné MKP modely. Tvorba modelů byla provedena stejným způsobem jako u modelů použitých pro simulaci tvárného porušení v kap. 4.5.4. Rozměry zatěžovacího válečku a zkušebních podpor byly určeny z údajů dostupných v práci. Definice materiálové křivky oceli a taktéž parametry GTN modelu byly použity stejně jako v kap. 4.5.4. Také MKP síť byla na tělesech vytvořena podle popsaných postupů, včetně použití devíti vrstev prvků podél tloušťky tělesa. Data k určení hodnot J-integrálu z MKP modelu byla zpracována stejně jako v případě předešlých simulací, tvárné natržení bylo určováno ze středu tělesa. Výsledné J-R křivky byly určeny podle postupu Schneidera, aby mohly být porovnány stejně určené charakteristiky.

Výsledky simulací J-R křivek

Zásadním problémem bylo zvolení vhodné velikosti prvku modelovaných těles v oblasti pod čelem trhliny. Podle názoru ostatních autorů, může být velikost prvku spjata s rozměrem (velikostí) ligamentu tělesa spolu s tím, jak je hodnota houževnatosti kontrolována jeho velikostí [40,129]. K tomuto byla využita v předchozím určená závislost velikosti prvku na rozměru ligamentu. Velikost prvků pro tělesa $3 \times 6 \times 30 \text{ mm}^3$ a $9 \times 18 \times 92 \text{ mm}^3$ byla určena z příslušného grafu ve směru šipek tak, jak je naznačeno v Obr. 65. J-R křivky určené pomocí těchto velikostí prvků jsou na Obr. 64. Simulace J-R křivky pro těleso tloušťky 3 mm s velikostí prvku $36 \mu\text{m}$ neodpovídá experimentálně zjištěnému průběhu a výrazně jej podhodnocuje. U těles tloušťky 9 mm s velikostí prvku $84 \mu\text{m}$ je situace jiná a průběh J-R křivky je vystihnout velmi dobře. S jistotou můžeme říct, že tato velikost prvku je k simulaci J-R křivky 9 mm tělesa vhodná. Tato velikost prvku leží na polynomické závislosti mezi velikostí prvku a rozměrem ligamentu. V případě lineární závislosti mezi velikostí prvku a tloušťkou tělesa ale leží tato velikost prvku pro 9 mm těleso značně mimo určenou lineární funkci, Obr. 66. Zde je třeba opět připomenout, že tělesa ze studie Schneidera mají odlišný modul průřezu $W/B=2$. Pokud tedy není velikost prvku kontrolována rozměrem ligamentu ale tloušťkou tělesa, měla by i velikost prvku tělesa o tloušťce 3 mm s modulem průřezu $W/B=2$ ležet na přímce procházející bodem určeným velikostí prvku 9 mm tělesa. Protože v předchozím určené velikosti prvků pro tělesa s modulem průřezu $W/B=1$ až 1,33 leží téměř na jedné přímce, byla pomocí sklonu této přímky odhadnuta velikost prvku pro těleso tloušťky 3 mm – $55 \mu\text{m}$, Obr. 66. Ze srovnání numericky určeného a experimentálního průběhu je stejně jako v případě tělesa tloušťky 9 mm zřejmé, že je velikost prvku $55 \mu\text{m}$ vhodná pro simulaci J-R křivky tělesa s tloušťkou 3 mm. Na Obr. 67 je zobrazen vzhled deformovaného ligamentu modelu se vzhledem lomové plochy tělesa $9 \times 18 \times 92 \text{ mm}^3$ při stejné úrovni zatížení. Také v tomto případě je vzhled lomové plochy experimentálního tělesa a výpočtového modelu velmi blízký.

Protože Schneider předkládá J-R křivky zkonstruované pouze na základě tvárného natržení, nebylo dále provedeno modelování otupení čela trhliny a konstrukce J-R křivek pro celkový přírůstek trhliny.



Obr. 67: Srovnání vzhledu lomové plochy tělesa FA14 s rozměry $9 \times 18 \times 92 \text{ mm}^3$ [71] se vzhledem deformovaného MKP modelu.

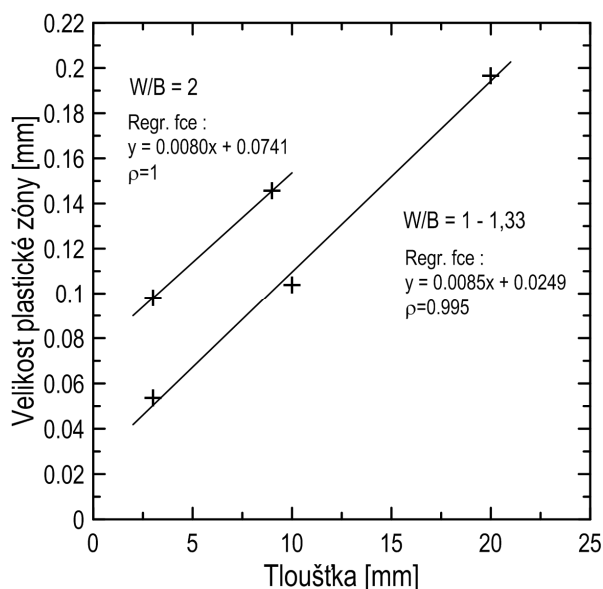
4.5.6 Vztah mezi velikostí plastické zóny a velikostí prvků při simulaci tvárného poškození

Tato podkapitola si klade za cíl objasnit vztah mezi zjištěnou lineární závislostí mezi velikostí prvku a tloušťkou tělesa pro tělesa se stejným nebo velmi podobným modulem průřezu.

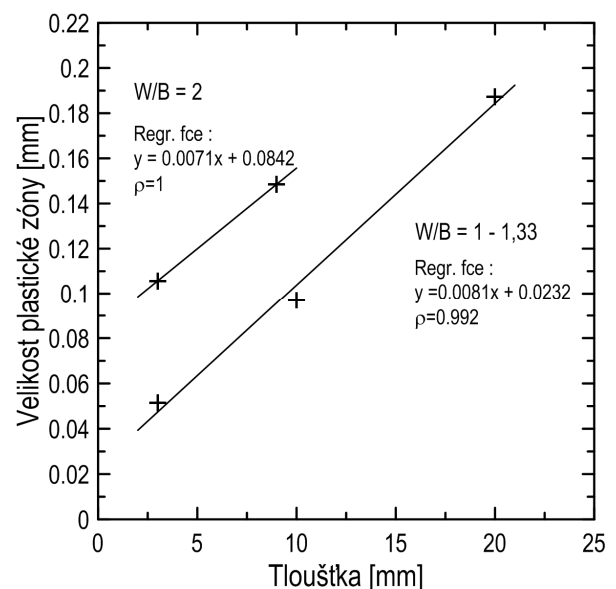
Vznik plastické zóny na čele trhliny je v patřičném tělese ovlivněn napětovými a deformačními podmínkami na čele trhliny a mechanickými vlastnosti materiálu. V GTN modelu je vznik a rozvoj poškozené zprostředkováno nukleací a růstem dutin, které závisí na plastické deformaci materiálu matrice. Parametry q_1 a q_2 zohledňují pouze vliv hydrostatického napětí na proces růstu dutin.

Za účelem kvantifikace rozvoje plastické zóny na čele trhliny v modelovaných tělesech bylo nutné zvolit jednotné podmínky, které by jej vhodně vystihovaly. Jednotlivá tělesa se totiž při stejné úrovni zatížení deformují odlišným způsobem a také k iniciaci porušení dochází při odlišných úrovních zatížení. Plastická zóna na čele trhliny v tělesech modelovaných s modelem poškození byla proto srovnávána pro okamžik iniciace porušení, který byla vzata jako okamžik dosažení hodnoty f_f u prvního prvku na čele trhliny. Tato zatížení odpovídají prvním bodům na modelovaných J-R křivkách. Plastická zóna na čele trhliny je obvykle definována pro takovou úroveň napětí a jí odpovídající deformaci, kdy je dosaženo meze kluzu. V případě modelovaných těles a iniciačních hodnot zatížení ale taková definice plastické zóny není vhodná, protože pro tyto úrovně zatížení již bylo v tělese dosaženo plastického kloubu a došlo v podstatě k zplastizování celého ligamentu tělesa. Plastická zóna

na čele trhliny byla proto definována při podstatně větší úrovni plastické deformace $\varepsilon = 0,3$, která je současně střední hodnotou plastické deformace pro nukleaci dutin GTN modelu. Tato poměrně vysoká úroveň plastické deformace dále odpovídá oblasti vysokých plastických deformací na čele šířící se tvárné trhliny. Z trojrozměrných modelů těles byla plastická zóna na čele trhliny určena jako objem materiálu, v němž překročila plastická deformace tuto hodnotu. Aby bylo možné srovnat velikost prvku s velikostí plastické zóny na čele trhliny, byl objem plastické zóny převeden na délkový rozměr. Tvar plastické zóny na čele trhliny má svůj typický tvar, který je možný považovat za blízký tvaru válce. Rozměr plastické zóny na čele trhliny byl proto vypočten jako průměr válce, jehož objem se rovná objemu plastické zóny v celém tělese (určený objem byl násoben 4× kvůli modelování pouze jedné čtvrtiny tělesa). Velikost plastické zóny na čele trhliny byla pro účely srovnání s grafem na Obr. 66 vynesena jako závislost velikosti plastické zóny na tloušťce tělesa, Obr. 68. Poloha bodů je velmi podobná s distribucí bodů v grafu na Obr. 66 a taktéž mezi velikostí plastické zóny pro tělesa se stejným nebo podobným modulem průřezu je lineární závislost. Směrnice lineárních regresních funkcí se pro tělesa s odpovídajícím modulem průřezu liší jenom nepatrně.



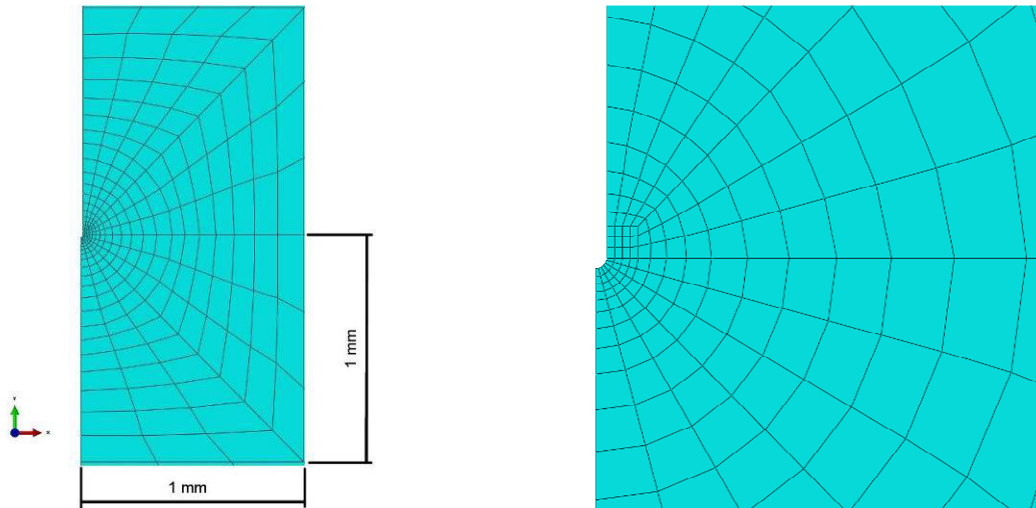
Obr. 68: Závislost velikosti plastické zóny vs. tloušťka určená z modelů těles použitých k simulacím J-R křivek spolu s aplikací modelu porušení.



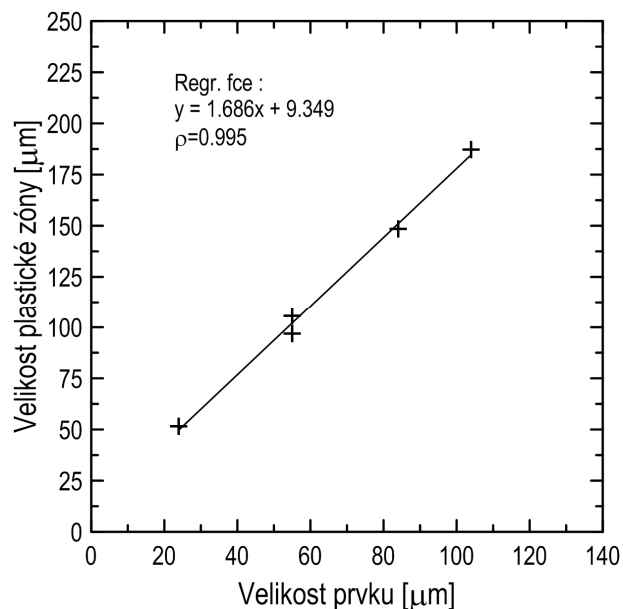
Obr. 69: Závislost velikosti plastické zóny vs. tloušťka určená z modelů těles s jednotnou sítí na čele trhliny. Model porušení nebyl aplikován.

V popsáném případě je ovšem velikost plastické zóny na čele trhliny ovlivněna jednak různou velikostí použitých prvků na čele trhliny a jistý vliv na rozvoj plastické zóny může mít i rozvíjející se poškození vlivem GTN modelu. Aby byl vyloučen vliv velikosti prvku a modelu poškození, byly vytvořeny MKP modely těles s jednotnou velikostí a distribucí prvků na čele trhliny. Tato jednotná síť na čele trhliny měla v každém tělese rozměr $1 \times 1 \text{ mm}^2$, jak je ukázáno na Obr. 70. Pro vyloučení vlivu modelu poškození byl materiál definován pouze pomocí elastických konstant a materiálové křivky. Příslušná tělesa byla zatížena do takové úrovně zatížení, která odpovídala poškození jeho prvního prvku na čele trhliny při

aplikaci GTN modelu. Závislost velikosti plastické zóny na tloušťce tělesa je na Obr. 69. Opět i v tomto případě je distribuce bodů v dobré shodě s distribucí bodů v grafu velikost prvku vs. tloušťka tělesa, Obr. 66. Hodnoty určených koeficientů lineárních regresních funkcí jsou jenom mírně odlišné od hodnot na Obr. 68. Z tohoto srovnání je možné usoudit, že i rozdílná velikost prvku na čele trhliny pro tělesa různých velikostí velmi dobře charakterizuje pro zvolenou hodnotu plastické deformace, $\varepsilon = 0,3$, rozvoj plastické zóny na čele trhliny.



Obr. 70: Jednotná síť na čele trhliny pro všech pět modelovaných těles. Obr. 71: Detail jednotné sítě z Obr. 70.



Obr. 72: Závislost velikosti plastické zóny vs. velikost prvku (pro hodnotu $\varepsilon = 0,3$) určená z modelů těles použitých k simulacím J-R křivek při aplikaci modelu porušení.

Pokud je velikost plastické zóny vynesena v závislosti na velikosti prvků, leží body jednotlivých těles téměř na jedné přímce, Obr. 72. Z této závislosti také plyne, že je velikost

prvku rovna asi 0,6 násobku velikosti plastické zóny na čele trhliny (při úrovni plastické deformace $\varepsilon = 0,3$).

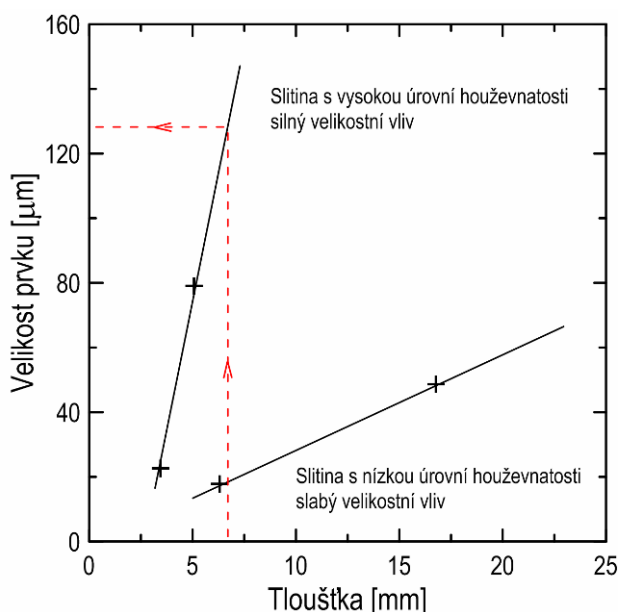
Na základě získaných závislostí byl věrohodně popsán vztah mezi velikostí plastické zóny a velikostí prvku na čele trhliny v tělesech různé velikosti s rozdílným modulem průřezu. V případě kalibrovaného GTN modelu porušení pro studovaný materiál tedy existuje jednoznačný vztah mezi velikostí plastické zóny a velikostí prvku na čele trhliny.

4.6 Metodologie transferability parametrů mikromechanického modelu pro ohybová tělesa různých velikostí

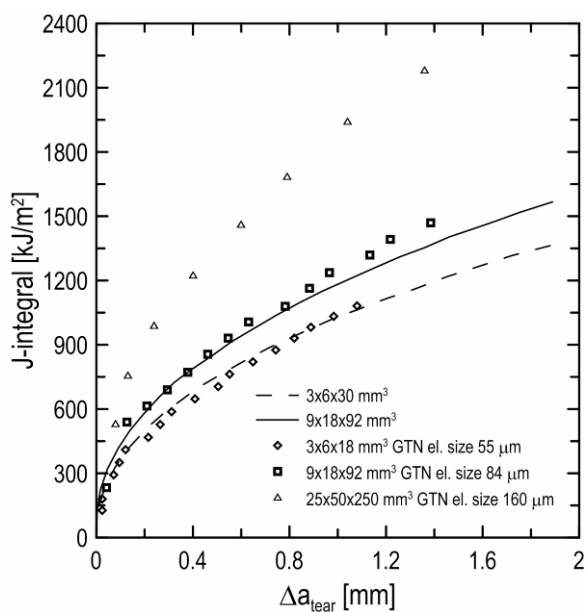
Pokud se vzhledem k uvedenému podíváme na problematiku určování křivky odolnosti proti tvárnému šíření trhliny z pohledu malého množství zkušebnímu materiálu vyplývá z toho následující. Klíčovou roli pro predikci této křivky hraje vedle kalibrace mikromechanického modelu určení správné velikosti prvku pro těleso, u kterého je žádoucí křivku určit.

Popis metodologie

Tato metodologie byla navržena s přihlédnutím k prokázanému poznatku, že je závislost velikosti prvku MKP sítě na tloušťce tělesa lineární při stejném modulu průřezu (W/B) těles a stejné délce trhliny v tělese (poměr a/W). Znalost této lineární závislosti (sklonu přímky) a její polohy v diagramu velikost prvku-tloušťka tělesa umožňuje určení velikosti prvku pro rozměrově libovolné těleso s odpovídacím modulem průřezu. Prakticky to znamená identifikaci velikosti prvku MKP na čele trhliny pro dvě různě velká ale geometrií průřezu identická ohybová tělesa. Pomocí získané závislosti je pak možné z diagramu (Obr. 73) odečíst (ve směru šipek) velikost prvku pro zájmové těleso.



Obr. 73: Schéma principu metodologie: určení velikosti prvku před čelem trhliny pro těleso odlišné velikosti.



Obr. 74: J-R křivka 1T-3PB tělesa určená pomocí GTN modelu ve srovnání s výsledky Schneidera.

Interpretace metodologie

V předchozí kapitole bylo ukázáno, že je závislost velikosti prvku na tloušťce tělesa velmi podobná rozsahu plastické zóny na čele trhliny. Proto je vyvozeno, že sklon a poloha přímky v diagramu budou pro stejný modul průřezu tělesa a stejné podmínky zatěžování charakteristické pro daný materiál. Sklon a poloha přímky v diagramu budou taktéž závislé na materiálu, respektive na mikromechanických parametrech modelu porušení.

Větší sklon přímky (na Obr. 73, vlevo) je pak možné interpretovat jako silný projev vlivu velikosti na R-křivku. Tedy modelovaná R-křivka materiálu silně závisí na velikosti prvku (např. studovaná ocel Eurofer97). Naopak nižší sklon přímky (na Obr. 73, vpravo) je možné interpretovat jako slabý projev vlivu velikosti (např. studovaná ODS ocel MA956). Modelované R-křivky by pak v takovém případě byly málo citlivé na velikost prvku.

Vymezení platnosti metodologie

Na průběh R-křivek má také vliv i rychlost zatěžování [72,131]. Metodologie se tedy zdá být vhodná pro ohybová tělesa, která jsou zkoušena při srovnatelné rychlosti zatěžování (statická rychlosti zatěžování $\sim 1 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$). Totéž platí pro mód otevírání trhliny I a pro stejný druh zatížení (tříbodový ohyb). Např. v případě CT těles, které si v průběhu zatěžování zachovávají odlišnou úroveň triaxiality napětí na čele trhliny, je pravděpodobně možné očekávat odlišný sklon a umístění přímky v diagramu.

Protože byla zjištěná závislost mezi velikostí prvku na čele trhliny a tloušťkou tělesa zjištěna pouze na zkoumané slitině oceli Eurofer97, je nutné ji dále ověřit i pro jiné slitiny.

Aplikace metodologie pro určení J-R křivky ohybového tělesa standardní velikosti

Aplikace této metodologie bude ukázána na příkladu předpovědi J-R křivky pro ohybové těleso standardní velikosti 1T-3PB s $a/W=0,5$. Rozměry tohoto standardního tělesa jsou $25\times 50\times 250 \text{ mm}^3$ ($B\times W\times L$). Jedná se tedy o těleso s modulem průřezu $W/B=2$. Z grafu na Obr. 66, respektive z rovnice aplikované regresní funkce byla pro 1T-3PB těleso s $W/B=2$ určena velikost prvku v oblasti šířící se trhliny $160 \mu\text{m}$. Byl vytvořen 3D MKP model tohoto tělesa podle předchozích principů, včetně tvorby rovnoměrné sítě před čelem trhliny pro určenou velikost prvku. K tomu, aby mohly být výsledky 1T-3PB tělesa srovnány s výsledky z jiných těles, byly výstupy z jeho simulace vyhodnoceny podle postupu Schneidera, který zkoušel rozměrově podstatně menší tělesa ale se stejným modulem průřezu. V našem případě nebyla možná výroba 1T-3PB tělesa kvůli nedostatečnému množství zkušebnímu materiálu. Také ani v literatuře nebyly nalezeny výsledky tělesa, které by se svými rozměry alespoň blížilo standardnímu tělesu. Největší těleso, pro které byla J-R křivka oceli Eurofer97 určena, a pro které byly jenom těsně splněny rozměrové požadavky pro určení J_{Ic} , je v této práci použité těleso 3PB 20x25. J-R křivka 1T-3PB tělesa zkonstruovaná z výstupů MKP modelu je uvedena v grafu na Obr. 74.

4.7 Diskuze

Z výsledků určených J-R křivek ohybových těles je zřejmé, že ocel Eurofer97 vykazuje vysokou úroveň houževnatosti. Srovnání křivek jednotlivých těles ukázalo, že dochází k silnému projevu vlivu velikosti zkušebního tělesa. Těleso největší velikosti 3PB 20×25 dosahuje nejvyšších hodnot parametru J_Q a nejvyššího sklonu J-R křivky. Miniaturní ohybové těleso PKLST naopak vykazuje nižší hodnoty J_Q a nejmenší sklon křivky. J-R křivka PCC tělesa se nachází mezi těmito dvěma křivkami a svou polohou a sklonem odpovídá popisovanému vlivu velikosti. Z pohledu stanovení odolnosti proti šíření tvárné trhliny tedy u oceli Eurofer97 vykazuje PKLST těleso její nejkonzervativnější odhad.

Na lomových plochách ohybových těles byla zjištěna velmi výrazné šířka otupení čela trhliny (SWZ), která byly detailně hodnocena na snímcích v SEM. Velikost SWZ roste s hodnotou zatížení (J-integrálu) a jeho vývoj je specifický u jednotlivých těles. Největších hodnot SWZ je dosahování pro těleso největší velikosti. Rovněž Schneider popisuje přítomnost SWZ, jehož velikost se vyvíjí s rostoucí hodnotou J-integrálu, u této oceli na ohybových tělesech [71]. Také v práci Ona a kol. je u oceli podobného chemického složení jako Eurofer97 — JLF-1LN zmiňováno výrazné SWZ při současném silném vlivu velikosti na J-R křivku CT těles [52].

Konvenční standardy pro určování lomové houževnatosti kovových materiálů jsou založeny na použití těles s hlubokou trhlinou dostatečné velikosti, které zabezpečují udržení podmínek constraintu na čele trhliny (SSY). Během výroby reálných komponent ale nejčastěji vznikají povrchové defekty. Předpovědi lomové houževnatosti založené na standardních tělesech mohou být tedy přespříliš konzervativní a pesimistické a mohou takto zvyšovat náklady na provoz a údržbu komponent [11,132]. K hodnocení odolnosti šíření trhliny z povrchových defektů je mnohem vhodnější použití těles s mělkou trhlinou. Pro ocel modifikovanou verzi oceli Eurofer97 – ocel Asturfer® byl vliv délky trhliny na J-R křivku stanoven Rodríguez a kol. na bočně vrubovaných ohybových tělesech s trhlinou o průřezu $12,5 \times 12,5 \text{ mm}^2$ [133]. Také podle výsledků této studie vykazují ohybová tělesa s trhlinou při mělké trhlině větší hodnoty J-integrálu a J-R křivky s větším sklonem ve srovnání s tělesy se standardní délkou trhliny ($a/W=0,5$). Pro konstrukci pokusného fúzního reaktoru ITER, ve které bude také testována ocel Eurofer97, je v konstrukcích obálky reaktoru plánována tloušťka stěny plechů asi 5 mm. Tato tloušťka materiálu dovoluje výrobu pouze zkušebních těles malé velikosti, např. ohybová tělesa typu 1/2 PCC nebo PKLST. U těchto velikostí zkušebních těles je ale pozorován opačný trend na J-R křivku, kdy dochází ke snižování hodnot J-integrálu a sklon J-R křivky je menší. Vliv úrovně constraintu na J-R křivku byl doposud spíše spojován s vlivem délky trhliny při stejné velikosti zkušebních těles nebo s vlivem rozdílné geometrie těles standardní velikosti [11,134,135]. Jak ale ukazují výsledky i této práce, je nutné vnímat vliv constraintu na J-R křivku i ve smyslu velikosti zkušební

tělesa a to zejména v případě materiálu s vysokou úrovní houževnatosti. Přesné hodnocení reálných komponent musí být tedy založeno na korekci hodnot J-R křivky pro patřičnou úroveň constraintu, jinak budou při použití výsledků z jiných velikostí zkušebních těles předpokládány nesprávné odhady lomové houževnatosti.

Za účelem modelování vlivu velikosti na J-R křivku bylo přistoupeno k použití mikromechanického modelu porušení Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN). Kalibrace tohoto modelu porušení doposud nebyla pro tuto ocel provedena. Také z tohoto důvodu byla provedena identifikace tvárného mikromechanismu porušení oceli pomocí fraktografických a metalografických analýz přelomených tahových těles. Někteří autoři identifikují parametry GTN modelu i na základě srovnání průběhů J-R křivky patřičného tělesa s trhlinou [40,124,136]. Tento přístup ale vede k určení rozdílného souboru parametrů modelu, jak také zmiňuje práce Wallina a kol. [40], a v principu už tak znemožňuje transferabilitu parametrů modelu na jiné typy nebo velikosti těles. Přednostní snahou této části práce bylo modelování vlivu velikosti a ověření možnosti přenositelnosti parametrů GTN modelu mezi tělesy různých velikostí. To, že byla kalibrace a určení parametrů GTN modelu dobře provedena, se následně prokázalo při modelování vlivu velikosti na J-R křivku ohybových těles. Výsledně byly úspěšně modelovány průběhy J-R křivek tří rozměrově odlišných těles.

Kalibrace GTN modelu byla na základě výsledků testů tahových těles provedena pro velikost prvku $0,1 \times 0,1 \text{ mm}^2$. Určení průměrné vzdálenosti nukleovaných dutin, která je označována jako charakteristický objem nebo-li „length scale“ a která by svou úlohou odpovídala velikosti prvku konečnoprvkové sítě [129], je pro daný materiál problematické. Toto bylo ukázáno na výsledcích kvantitativní analýzy procesu nukleace dutin. Rozdílná úroveň triaxiality napětí v tahových tělesech, která také vzniká vlivem velikosti tělesa, ovlivňuje proces nukleace dutin změnou počtu nukleovaných dutin a změnou rychlostí jejich růstu. Tímto pak dochází ke změně vzájemných vzdáleností nukleovaných dutin. Dalším argumentem pro tvrzení, že nelze jednoznačně určit „length scale“ z mikrostrukturního pozorování je fakt, že je proces nukleace dutin ovlivněn distribucí částic sekundární fáze ve struktuře materiálu.

Aplikace GTN modelu k simulacím J-R křivek ohybových těles si vyžádala korekci určených křivek na přírůstek délky trhliny vzniklý otupením jejího čela. Tyto korigované křivky představují závislost J-integrálu pouze na délce tvárného natržení. K vhodné simulaci korigovaných křivek bylo pak navíc nutné určit správnou velikost prvku konečnoprvkové sítě v oblasti před čelem trhliny. Pro systematické zkoumání vlivu velikosti prvku se osvědčila volba čtvercového průřezu prvku a také volba jednotného uspořádání prvků v oblasti před čelem trhliny. Vliv velikosti byl dobře modelován v případě individuální volby velikosti prvku pro každé těleso zvlášť. Zkoumání vlivu velikosti prvku vedlo k získání závislostí vlivu velikosti prvku na velikosti ligamentu a tloušťce těles. Ke konstrukci J-R křivek pro celkový

přírůstek délky trhliny z MKP simulací bylo nutné modelování i vlastního procesu rozvoje natažení čela trhliny. Výsledným srovnáním J-R křivek pro celkový přírůstek trhliny určených z numerických simulací a experimentálně byla ověřena vhodnost zvolené metodiky modelování.

S využitím získaných závislostí mezi velikostí prvku, velikostí ligamentu a tloušťkou těles byly také vhodně modelovány J-R křivky dvou ohybových těles z práce Schneidera [71]. Také v tomto případě byla získána stejná směrnice lineární závislosti mezi velikostí prvku a tloušťkou tělesa. Celkem byly pomocí identifikovaného souboru parametrů GTN modelu úspěšně modelovány průběhy J-R křivek 5-ti rozměrově a geometricky odlišných ohybových těles. Velikost prvku na čele trhliny se ukázala být klíčovým parametrem pro úspěšný popis J-R křivky daného tělesa. Úspěšná simulace průběhu J-R křivek pro pět rozměrově a geometricky odlišných ohybových těles si vyžádala použití prvků poměrně rozdílné velikosti, např. 24 μm pro nejmenší těleso PKLST a 104 μm pro největší těleso 3PB 20 \times 25. Vzhledem k těmto získaným výsledkům nelze prohlásit, že je velikost prvku spojena s intrinseckou charakteristickou vzdáleností studovaného materiálu ale spíše s velikostí plastické zóny na čele trhliny pro velké hodnoty deformací. Pokud by ale modelovaná slitina vykazovala nízkou úroveň houževnatosti při tvárném porušení, vliv velikosti na J-R křivku by nebyl pro tělesa rozdílných velikostí tak zřejmý. Toto by zpětně při použití mikromechanického modelu znamenalo, že velikost prvku nebude mít tak významný vliv na J-R křivku, a křivky těles o různých velikostech budou vystihovat prvky lišící se velikostí jenom mírně. Tento předpoklad je ale nutné dále ověřit. V literatuře se při aplikaci GTN modelu setkáváme spíše s modelováním J-R křivek konkrétního tělesa [67,116,124]. Ucelený soubor více těles se společnou geometrií při silném vlivu velikosti na J-R křivku byl modelován pomocí GTN modelu doposud pouze v této práci.

Na základě systematického zkoumání vztahů mezi velikostí prvku na čele trhliny a rozměrů průřezu tělesa bylo zjištěno, že jsou rozměry prvku lineárně závislé na tloušťce těles při zachování stejného modulu průřezu (W/B). Na tomto nově zjištěném poznatku byla navržena metodologie pro odhad velikosti prvku pro rozměrově odlišná tělesa a která tak umožňuje transferabilitu mikromechanických parametrů GTN modelu. Metodologie vyžaduje měření J-R křivek minimálně dvou těles o stejném modulu průřezu jako těleso, jehož křivka má být predikována, a dále aplikaci GTN modelu a určení velikosti prvků pro měřená tělesa. Ze získané závislosti velikost prvku vs. tloušťka tělesa je pak odečtena velikost prvku pro těleso žádané velikosti. Výhodou metodologie je predikce J-R křivek těles podstatně větší velikosti, než na kterých je lineární závislost mezi velikostí prvku a tloušťkou tělesa získána. To ji činí vhodnou zejména v případech omezeného množství zkušebního materiálu. Omezením metodologie je její použitelnost pouze pro tělesa se stejným nebo velmi podobným modulem průřezu. Z pohledu transferability se může jevit navržená metodologie pro určení velikosti prvku při aplikaci GTN modelu náročná. U proměnlivého vlivu velikosti na

J-R křivku, který souvisí s úrovní houževnatosti materiálu, ale nebyl v literatuře nalezen vhodnější způsob predikce J-R křivky z malého množství zkušebního materiálu.

Pro korekci J-R křivky na úroveň constraintu v tělese byly již dříve navrženy dvě metodologie. Zhu a Jang [137] navrhli $J-Q^*$ teorii s modifikovaným Q parametrem (Q^*), jenž je odvozen z Q parametru pro $J-Q$ teorii, a která je založena na korekci J-R křivek vlivem proměnné úrovně constraintu na čele trhliny. Teorie byla aplikována na tělesech standardní velikosti typu 3PB, CT, tahové těleso s trhlinou apod., kdy je constraint na čele trhliny ovlivněn geometrií příslušného tělesa nebo změnou délky trhliny v tělese. Zhou [11] ve své práci aplikoval pro popis vlivu constraintu na J-R křivku tři parametry kvantifikující constraint — T- σ , Q-parametr a A2 parametr. Otázka constraintu zde byla řešena ze stejného pohledu jako v práci Zhu a Janga, tedy pro tělesa standardních velikostí a při proměnné délce trhliny. V těchto případech je pozorován u těles s nižší úrovní constraintu nebo kratší délkou trhliny růst hodnot J-integrálu a vzrůst sklonu J-R křivky. Otázkou je použitelnost obou metodologií pro kvantifikaci vlivu velikosti u podrozměrných zkušebních těles, kdy je constraint v tělese ovlivněn jeho malými rozměry. U podrozměrných těles, která zachovávají nižší úroveň constraintu v tělese oproti tělesům standardní velikosti, je naopak u některých materiálů pozorován pokles hodnot na J-R křivce a snižování jejího sklonu [51,52,54,71]. Projevy ztráty constraintu vlivem kratší délky trhliny jsou přitom u podrozměrných těles a těles standardních velikostí ekvivalentní [43,133]. Obě popsané metodologie korekce J-R křivky na vliv constraintu vycházejí ze znalosti J-R křivek daného materiálu při vysoké a nízké úrovni constraintu. Z pohledu množství zkušebního materiálu to vyžaduje použití minimálně dvou těles rozdílných geometrií nebo dvou těles příslušné geometrie s rozdílnou délkou trhliny. V případě kvantifikace vlivu velikosti a constraintu na J-R křivku musí být i pro tyto metodologie k dispozici dvě rozdílné velikosti zkušebních těles.

Komentář k evropskému mezilaboratornímu porovnávání (round robin) numerického modelování tvárného mikromechanismu porušení

Tato část diskuze souhrnně komentuje závěry a doporučení, které byly stanoveny po vyhodnocení evropského round robin zaměřeného na numerické modelování tvárného lomu [129]. Předmětem byla aplikace konstitutivních rovnic tvárného poškození modelů Gurson a Rousselier k modelování tvárného procesu porušení feritických ocelí. Parametry modelů byly identifikovány na základě předložených výsledků zkoušek hladkého tahového tělesa a určený soubor parametrů byl použit pro predikci J-R křivky 1T-CT tělesa.

Pro identifikaci mikromechanických parametrů GTN modelu z výsledků tahových zkoušek prostřednictvím optimalizace numerických simulací je nejspolehlivější znalost závislosti síla vs. změna průměru.

- Toto zjištění bylo potvrzeno i v této práci.

Porovnání souborů parametrů modelu identifikovaných jednotlivými účastníky ukázalo, že určené soubory parametrů velmi závisí na zvolené strategii identifikace a mohou se značně lišit. Pro podporu procesu identifikace mikromechanických parametrů je doporučeno provést kvantitativní mikrostrukturní analýzu a mikroskopické analýzy mikromechanismu porušení.

- V této práci byl rovněž soubor určených parametrů GTN modelu ovlivněn zvolenou strategií identifikace. V této práci byly doporučené analýzy provedeny. Výsledky studia mikromechanismu porušení velmi pozitivně přispěly k volbě strategie identifikace parametrů a také vedly k ulehčení volby jejich hodnot a k porozumění mikromechanismu porušení oceli.

Bylo zjištěno, že modelování samotných tahových zkoušek není dostatečné ke kompletnímu určení parametrů modelu.

- Dle zkušeností získaných v této práci bylo ukázáno, že pokud jsou k výsledkům tahových zkoušek k dispozici i výsledky kvantitativní analýzy mikromechanismu poškození, je možné kompletně určit parametry modelu.

Aplikace modelu porušení na těleso s trhlinou vyžaduje stanovit velikost prvku MKP sítě.

- Velikost prvku na čele trhliny se ukázala být klíčovým parametrem pro úspěšný popis J-R křivky patřičného tělesa. Použití prvků se čtvercovým průřezem spolu s jednotně uspořádanou sítí na čele trhliny umožnilo stanovení vhodné velikosti prvku pro konkrétní těleso a jeho srovnání s tělesem rozdílné velikosti.

Jeden z návrhů se týká stanovení velikosti prvku s ohledem na charakteristickou vzdálenost mikromechanismu porušení („length-scale“). Její určení by mělo vycházet z mikrostrukturních analýz a studia mikromechanismu porušení.

- Výsledky kvantitativní analýzy procesu nukleace dutin, která byla provedena na přelomených tahových tělesech, ukázaly, že nelze charakteristickou vzdálenost jednoznačně určit. Její odhadnutelná velikost byla dle výsledků této práce ovlivněna úrovní triaxiality napětí v tělese. K vhodné simulaci J-R křivek pro pět rozměrově odlišných ohybových těles, které se svými průběhy vzájemně značně lišily, bylo nutné použít pro každé těleso zvlášť jinou velikost prvku. Vzhledem k těmto získaným výsledkům nelze prohlásit, že je velikost prvku spojena s intrinseckou charakteristickou vzdáleností studovaného materiálu, ale spíše s velikostí plastické zóny na čele trhliny pro vysoké hodnoty deformací.

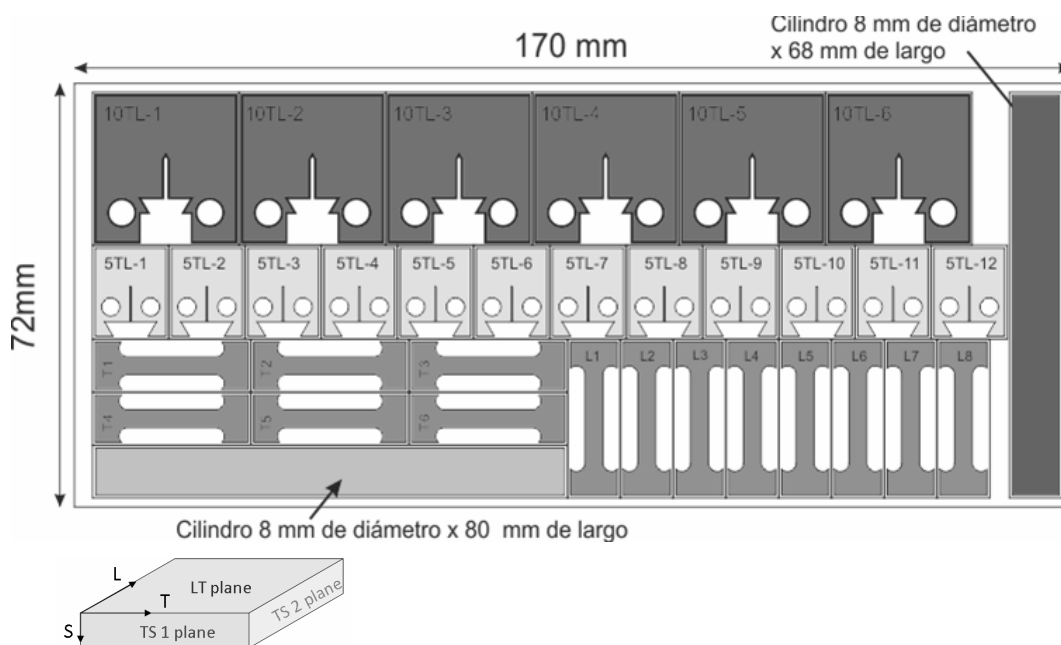
Z výsledků „round robin“ nebylo možné jistě určit, zde je možná transferabilita identifikovaného souboru parametrů GTN modelu na tělesa jiných geometrií.

- V této práci byla ověřena možnost přenositelnosti identifikovaného souboru parametrů GTN modelu na 5-ti rozměrově odlišných ohybových těles s trhlinou. Klíčovým prvkem pro transferabilitu bylo stanovení vhodné velikosti prvku v oblasti šíření trhliny pro zájmové těleso. Právě za tímto účelem byla navržena metodologie využívající lineárního vztahu mezi velikostí prvku a tloušťkou tělesa.

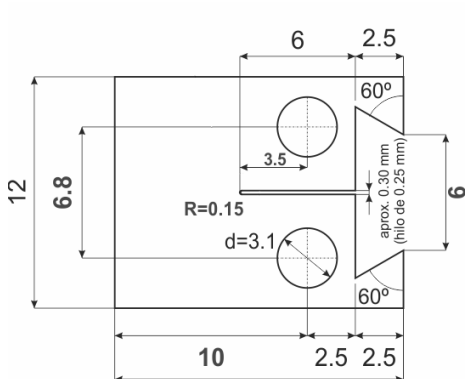
5 Vliv velikosti na J-R křivku ODS oceli MA956

Tato část práce je zaměřená na určování lomové houževnatosti pomocí miniaturního tělesa pro excentrický tah (MCT) o tloušťce 5 mm. Zkoumaným materiálem byla ODS ocel MA956. Hlavními prioritami bylo zvládnutí přípravy těles, realizace testů za zvýšených teplot pro účely konstrukce J-R křivky a vyhodnocení jejich výsledků. Vliv velikosti na J-R křivku byl popsán zkoušením CT tělesa větší velikosti – tloušťky 10 mm. Experimentální práce byly realizovány během dvouměsíční stáže na institutu CIEMAT (Madrid) v oddělení Structural materials ve spolupráci s Ing. Martou Serrano, Ph.D.

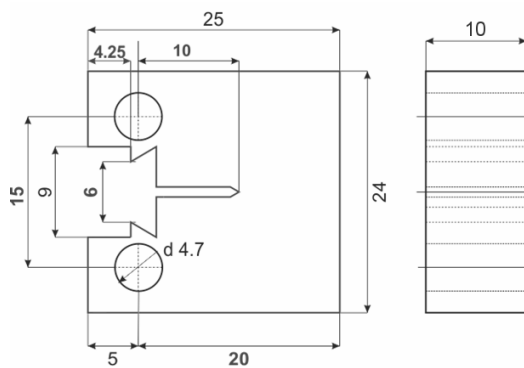
Původním záměrem bylo určování J-R křivek za zvýšených a vysokých teplot odlehčovací metodou na MCT tělesech. Kvůli nehomogennímu polotovaru materiálu, ze kterého byla vyrobena zkušební tělesa, ale bylo provedeno měření J-R křivek jenom při jedné teplotě a to metodou jednoho zkušebního tělesa a metodou více zkušebních těles.



Obr. 75: Řezný plán polotovaru plechu. Vyznačená orientace odpovídá levému dolnímu rohu .



Obr. 76: Výkres CT tělesa tloušťky 5 mm (označení: A/B5TL-X).



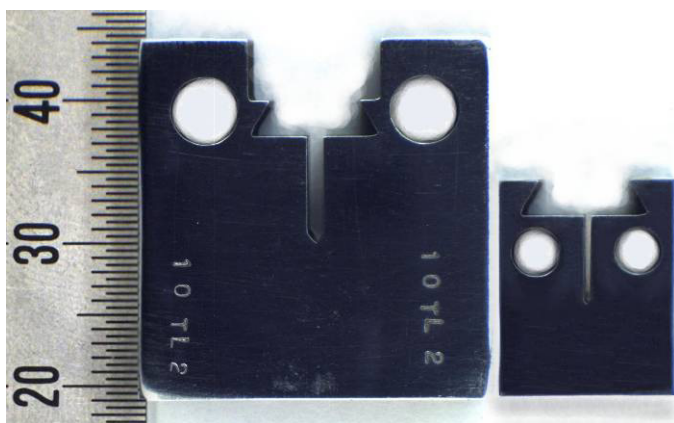
Obr. 77: Výkres CT tělesa tloušťky 10 mm (označení: 10TL-X).

5.1 Zkušební materiál

ODS ocel MA956 je disperzí oxidu yttria zpevněná, mechanicky legovaná feritická ocel obsahující 20 hm.% chromu a 5 hm.% hliníku pro oxidační a korozní odolnost. Jedná se o komerčně vyráběnou slitinu firmou Special Metals [138], jejíž výroba byla nedávno ukončena. Materiál byl dodán ve formě 10 mm plechu. Chemické složení polotovaru je uvedeno v Tab. 14. Způsob výroby polotovaru byl následující: (1) mechanické legování v kulovém mlýně, (2) lisování prášku v ocelové kapsli extruzí, (3) vyřezání prášku z kapsle, (4) extruze do tvaru tyče s obdélníkovým průřezem, (5) válcování za tepla, (6) tepelné zpracování (1 hod/1320°C/chlazení na vzduchu), (7) očištění povrchu pro odstranění oxidického filmu.

Tab. 14: Chemické složení polotovaru – plechu tloušťky 10 mm [v hm. %], [139].

Prvek	Fe	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr
Obsah	zbytek	0,15	0,11	0,009	0,004	0,07	0,04	19,97
Prvek	Mo	Ti	Co	Al	N	O	Y ₂ O ₃	
Obsah	<0,05	0,40	0,03	4,44	0,022	0,21	0,53	



Obr. 78: Srovnání velikostí 5 a 10 mm CT těles.



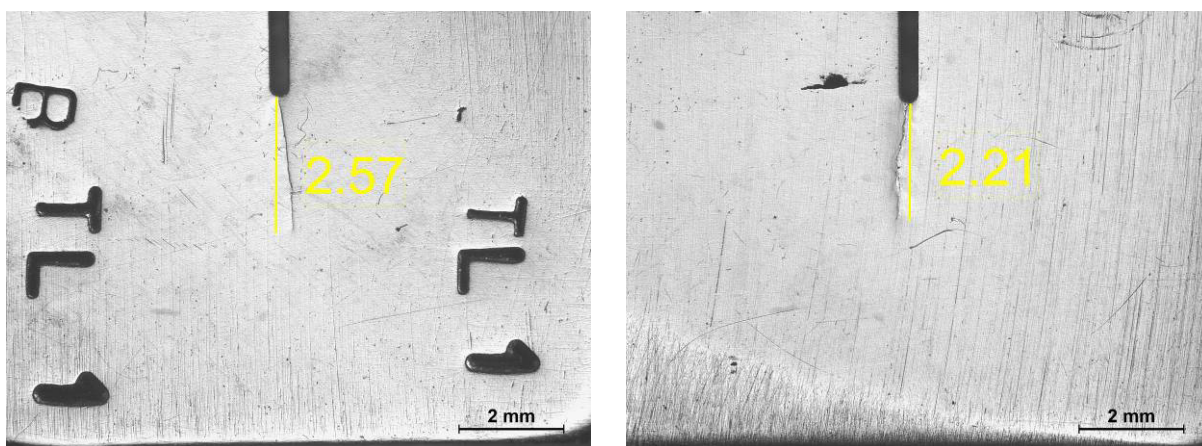
Obr. 79: Upevnění snímače k 5 mm tělesu.

Řezný plán polotovaru materiálu je na Obr. 75. Celkem bylo z tohoto polotovaru vyrobeno 5 kusů CT těles tloušťky 10 mm (těleso 10TL-5 bylo poškozeno při jeho výrobě) a 24 kusů CT těles tloušťky 5 mm po 12-ti kusech ve dvou řadách nad sebou (označených A a B). Tělesa byla vyrobena v orientaci T-L vzhledem k polotovaru, tedy s orientací trhliny ve směru válcování. Výkresy těles jsou na Obr. 76 a 77. Jejich geometrie byla včetně břitů navržena tak, aby bylo možné pro snímání otevření tělesa použít snímač clip gauge standardní velikosti, Obr. 78 a 79. Rozměry a rozteč břitů byly pro obě tělesa identické. Průměry děr těles byly upraveny. V případě 10 mm CT byly použity mírně menší průměry děr než doporučované standardem E1820 z důvodu dostatečného místa pro břity snímače. Snímání deformace tohoto tělesa je tak snímáno přímo na linii zatěžování. V případě 5 mm tělesa jsou zase použity mírně větší průměry děr a to kvůli větším průměrům zatěžovacích válečků

(3 mm), aby se vyhnulo jejich deformaci při zatížení za vysokých teplot. Břity pro upevnění snímače jsou z prostorových důvodů umístěny na čelní straně tělesa. Tělesa byla vyrobena elektrojiskrovým obráběním. Kvůli přídávčkám na obrábění se konečná tloušťka MCT těles pohybovala kolem 4,7 mm. Ploché tahové tyče uvedené v řezném plánu nebyly předmětem této práce.

5.2 Příprava ostré trhliny v CT tělesech

Při pokojové teplotě vykazuje použitá ODS ocel velmi křehké chování. Podle výsledků měření nárazové práce na KLST tělesech s V-vrubem, na pracovišti CIEMAT, se DBTT teplota oceli pohybuje kolem 120°C. To znamená, že v oblasti pokojových teplot je dosaženo dolní prahové oblasti hodnot houževnatosti a podmínky pro cyklování tělesa jsou při pokojové teplotě velmi nepříznivé. Z tohoto důvodu, a také na základě doporučení výrobce, který pro zlepšení tvárnosti materiálu doporučuje jeho zahřátí na 150-200°C, bylo zvoleno cyklování při zvýšené teplotě (150°C). Pro potřeby pozorování šířící se trhliny na povrchu těles byl jejich povrch vybroušen a vyleštěn diamantovou pastou a poté byly změřeny rozměry tělesa. Pro cyklování byl použit hydraulický zkušební stroj MTS 810 s maximální silou do 100 kN vybavený teplotní komorou. Otevření tělesa bylo měřeno pomocí snímače otevření (623-036-33, MTS). Proces šíření trhliny byl monitorován pomocí změny poddajnosti. Proces cyklování byl řízen pomocí softwaru MTS (793.50 Fracture Toughness: MTS JIC Fracture Toughness) podle požadavků E1820. Cílená délka trhliny byla nastavena na 6 mm, což odpovídá $a/W=0,6$. Hodnota součinitele intenzity napětí při finální fázi šíření trhliny byla nastavena na $15 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$.



Obr. 80: Vzhled povrchů tělesa B5TL-1 po cyklování při 150°C. V obrázku je žlutě vyznačena délka trhliny od vrubu v mm.

Při popsáných podmínkách bylo šíření trhliny při cyklování poměrně stabilní. Problémy činil pouze nízký silový rozsah ve finální fázi šíření trhliny, který se při tahovém zatěžování (koeficient asymetrie $R=0,3$) odpovídající hodnotě $15 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$ pohyboval v rozmezí $320\pm 184 \text{ N}$. Trhlina se šířila přibližně ve středové rovině tělesa, jak naznačují snímky z povrchu těles, Obr. 80. Po otevření těles bylo zjištěno, že k odklonu trhliny od středové roviny těles dochází pouze v oblasti blízkých povrchu tělesa. Také byla ověřena možnost

nacyklování tělesa při pokojové teplotě při zachování podmínek zatěžování. Tento způsob se ale neosvědčil, protože i když řídicí software ukončil proces cyklování při přibližné délce trhliny 6 mm, bylo její šíření nestabilní. Celkem bylo úspěšně připraveno 23 CT těles tloušťky 5 mm. Dvě tělesa byla po nacyklování opatřena bočními vruby. Geometrie bočních vrubů byla: rádius 0,1 mm, hloubka ve vrcholu rádiusu 0,5 mm a úhel 45°.

CT tělesa tloušťky 10 mm byla nacyklována podle stejného postupu a za pomoci stejných zařízení jako bylo popsáno výše. Ze zbývajících počtu 5-ti zkušebních těles byla úspěšně nacyklována čtyři.

5.3 Metodiky experimentu

5.3.1 Tahové zkoušky

Tahové zkoušky byly provedeny z důvodu zjištění pevnostních vlastností pro potřeby cyklování, realizaci měření J-R křivek a jejich vyhodnocení. Pro tahové zkoušky byly použity kruhové tahové tyče. Tato tělesa nejsou vyznačena v řezném plánu polotovaru, protože byla vyrobena již dříve z jiného kusu polotovaru zkoumaného plechu. Byly vyrobeny celkem čtyři zkušební tyče s měrnou délkou 15 mm při průměru 3 mm. Celková délka tahových tyčí byla 38 mm. Zkoušky jednoosým tahem byly realizovány na servohydraulickém zkušebním stroji MTS 810 s maximální silou do 100 kN vybaveném pecí typu 3160 (ATS, USA). Podmínky zkoušení byly: rychlost zatěžování 0,1 mm, teplota zkoušení: 19, 150, 300 a 600°C. Deformace tahových těles byla měřena pomocí ramínkového extenzometru 632-41F-11 (MTS, USA) umístěného vně pece.

5.3.2 Určování J-R křivek

Původně bylo záměrem měření J-R křivek na MCT tělesech za zvýšených a vysokých teplot (300, 500, 550 a 600°C) odlehčovací metodou. Kvůli nehomogennímu polotovaru materiálu, ze kterého byla vyrobena zkušební tělesa, ale bylo provedeno měření J-R křivek jenom při jedné zvýšené teplotě – 300°C. Pro metodu více zkušebních těles bylo použito celkem dvanáct těles, pro metodu jednoho tělesa pak dva kusy od hladkého a dva kusy od bočně vrubovaného tělesa. Pro srovnání vlivu velikosti na J-R křivku byly také změřeny dvě 10 mm CT tělesa metodou jednoho tělesa. Délka trhliny během zkoušek provedených metodou jednoho tělesa byla určována dvěma způsoby: ze změny poddajnosti tělesa a pomocí normalizační metody. Pomocí změny poddajnosti tělesa byla určena délka trhliny tak, jak je popsáno v kapitole 4.2.2. J-R křivky určené metodou jednoho tělesa, které jsou dále prezentovány, byly zkonstruovány z experimentálních výstupů pomocí normalizační metody.

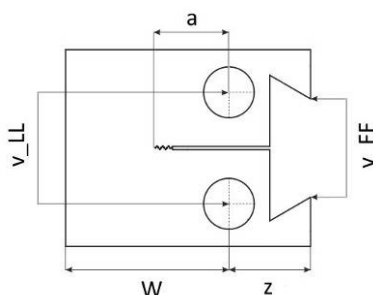
Měření J-R křivek bylo provedeno na stejném zkušebním stroji na kterém byly provedeny tahové zkoušky ale za použití pece SR 623 (SSL, UK). Deformace těles během testu byla měřena pomocí ramínkového snímače otevření 3548-COD-005M-120M-ST (Epsilon, USA) s měrnou délkou 5 mm a rozsahem do 12 mm, Obr. 79. Rychlost zatěžování při realizaci odlehčovacích testů 5 mm CT tělesa byla řízena hodnotou posunutí 0,002 mm/s, cykly odlehčení a opětovného zatěžování byly řízeny silově hodnotou 0,0033 kN/s. Testy 10 mm

CT těles byly řízeny hodnotou posunutí 0,004 mm/s, cykly odlehčení a opětovného zatěžování byly řízeny silově hodnotou 0,016 kN/s.

Pro výpočet J-integrálu je nutné použít přemístění na linii zatěžování [15]. V případě 5 mm CT těles bylo ale přemístění měřeno v místě břitů na čelní straně tělesa. K určení přemístění na linii zatížení (v_{LL}) bylo proto přemístění měřené na přední čelní straně tělesa (v_{FF}) přepočítáno dle vztahu Rao a Acharya [140]:

$$v_i = v_{LLi} = \frac{\sqrt{\{(a^2 + W^2)/2\}}}{z + \sqrt{\{(a^2 + W^2)/2\}}} \cdot v_{FFi} \quad (46)$$

Význam symbolů v tomto vztahu je uveden na Obr. 81. Hodnoty J-integrálu byly vypočteny podle specifikace E1820, přičemž výsledky metody více těles byly korigovány na přírůstek trhliny dle vztahu (39).



Obr. 81: Význam symbolů ve vztahu (46).

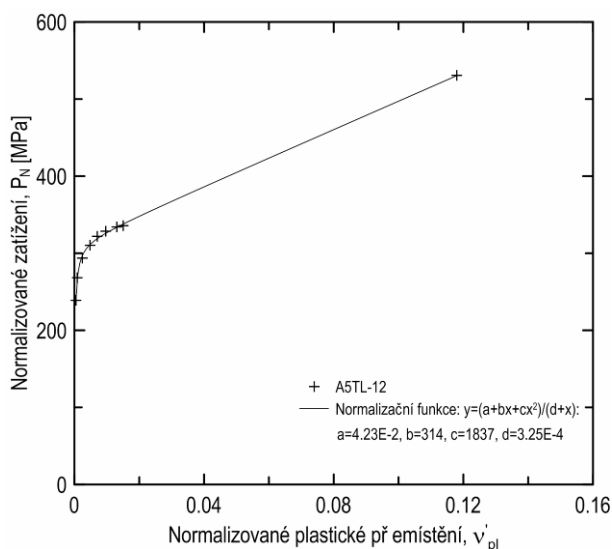
Normalizační metoda

Normalizační metoda (NDR) může být použita v některých případech k získání J-R křivky přímo ze záznamu síla-přemístění spolu s počáteční a konečnou délkou trhliny určenou z lomové plochy tělesa [15]. Jedná se v podstatě o interpolaci bodů J-R křivky ležících v oblasti od maximální síly do lomové síly. Normalizační technika byla vyvinuta pro případy, kdy je aplikace odlehčovacích metod nepraktická – vysoké rychlosti zatěžování, vysoké teploty nebo agresivní prostředí. Technika je založena na určení párů normalizovaného zatížení P_{Ni} a normalizovaného plastického přemístění v'_{pli} v každém bodě záznamu síla-přemístění až do maximální síly. Do výpočtu normalizovaných veličin vstupuje počáteční délka trhliny korigovaná na přírůstek její délky vzniklý otupením. Hodnoty plastického přemístění v'_{pli} jsou určeny ze znalosti síly a změny poddajnosti tělesa, která je vypočtena z teoretických vztahů. Pár P_{Ni} a v'_{pli} při hodnotě maximální síly v záznamu není zahrnut. Poslední pár hodnot P_{Ni} a v'_{pli} určený z experimentálního výstup z experimentu je normalizován stejným způsobem s tím rozdílem, že je použito konečné délky trhliny dosažené během testu. Páry hodnot P_{Ni} a v'_{pli} jsou vyneseny v grafu (Obr. 82) a proloženy normalizační funkcí tvaru:

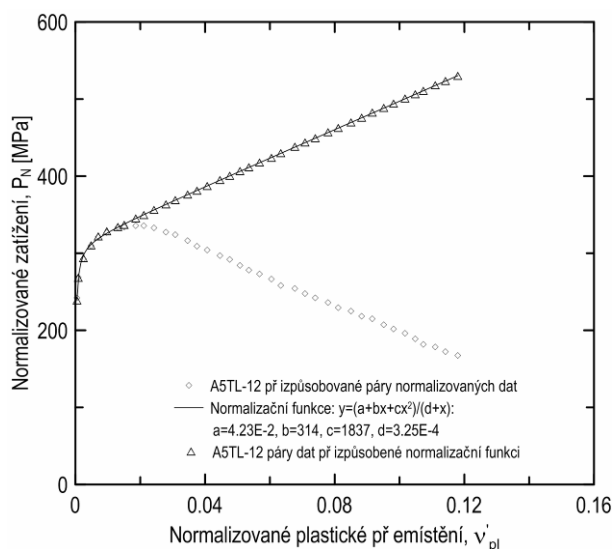
$$P_N = (a + b \cdot v'_{pl} + c \cdot v'_{pl}{}^2) / (d + v'_{pl}), \quad (47)$$

kde a , b , c , d jsou přizpůsobované koeficienty.

Poté jsou iteračně přizpůsobovány hodnoty délky trhliny a_i tak, aby páry dat P_{Ni} a v'_{pli} ležely na křivce určené rovnicí (47), Obr. 83. Protože jsou poté v jednotlivých určovaných bodech zkoušky známy hodnoty síly, přemístění a odhadnuté délky trhliny, je v těchto bodech umožněn výpočet hodnoty J-integrálu. Výsledně zkonstruovaná J-R křivka se pak vyhodnotí standardním způsobem.



Obr. 82: Normalizační funkce přizpůsobená normalizovaným párům dat.



Obr. 83: Normalizované páry dat určené pomocí počáteční délky trhliny a přizpůsobené páry dat k normalizační funkci.

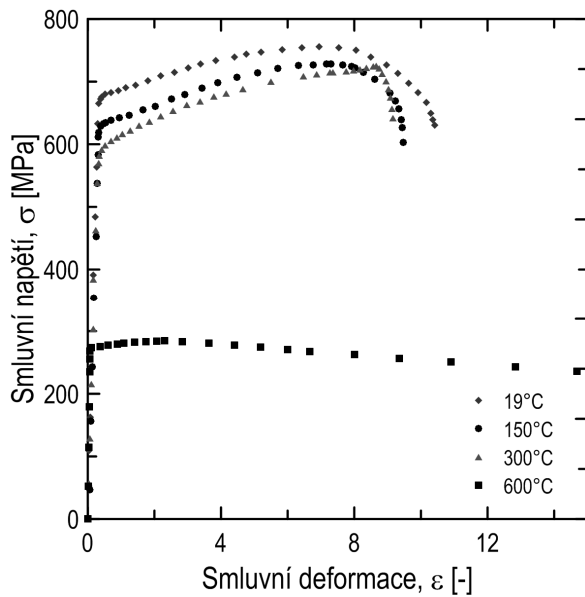
5.4 Výsledky experimentu

5.4.1 Tahové zkoušky

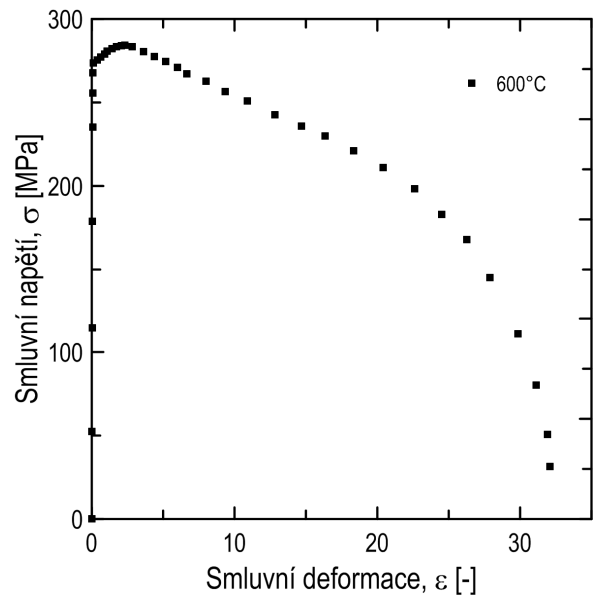
Tab. 15: Výsledky tahových zkoušek.

Těleso	Teplota [°C]	E [MPa]	σ_0 [MPa]	σ_m [MPa]	σ_f [MPa]	A [%]	Z [%]
M5_15	19	208000	677	756	629	21,2	32,9
M5_17	150	207000	629	740	604	18,4	45,6
M5_19	300	208000	593	722	645	11,0	4,7
M5_23	600	514000	272	284	-	41,8	75,9

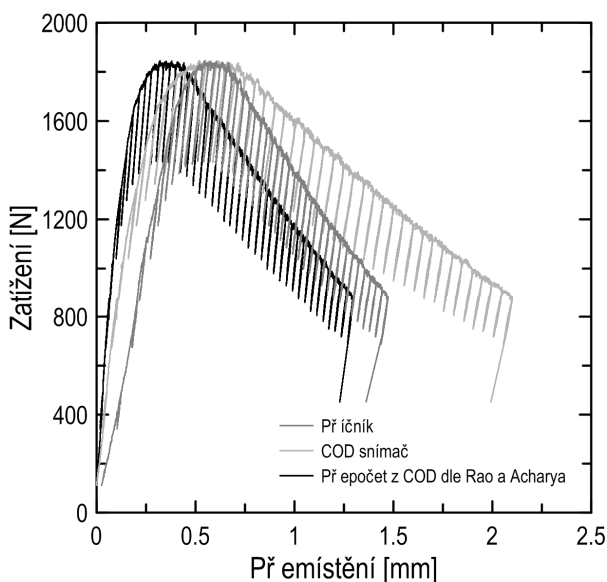
Charakteristiky získané vyhodnocením tahových zkoušek jsou uvedeny v Tab. 15 a v grafu na Obr. 84 a 85. Vlivem teploty dochází k pozvolnému snižování pevnostních a deformačních vlastností oceli a to až do 300°C. Při 600°C je pokles velmi znatelný. Mez kluzu a mez pevnosti jsou při této teplotě nízké a pohybují se kolem hodnoty 280 MPa. Dochází k výraznému poklesu zpevnění a velkému nárůstu deformací do lomu. Naopak deformace při dosažení meze pevnosti je i vlivem nízkého zpevnění velmi malá kolem 3 %.



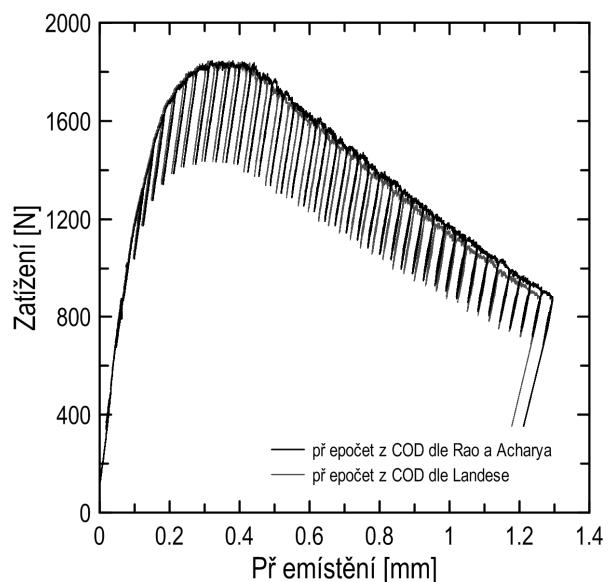
Obr. 84: Tahové křivky pro 19, 150, 300 a 600°C.



Obr. 85: Tahová křivka při 600°C.



Obr. 86: Experimentální výstupy měření tělesa A5TL-12 a jejich přepočty k určení J-integrálu



Obr. 87: Srovnání přepočtu experimentálního výstupu tělesa A5TL-12 dle vztahu (46) a (48).

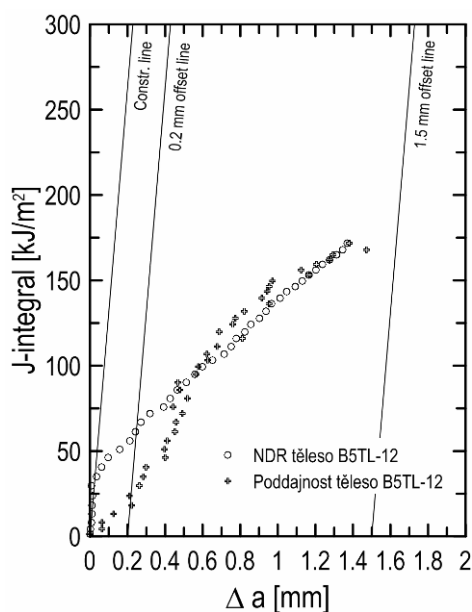
5.4.2 J-R křivky

Pro vyhodnocení J-R křivek u 5 mm CT těles byly hodnoty otevření měřené v místě umístění snímače přepočteny pomocí vztahu (46). Srovnání zátěžných křivek zkonstruovaných z dat tělesa A5TL-12 získaných během testu je na Obr. 86 spolu s přepočtem otevření (48) dle návrhu Landese [141]. Pro přepočet přemístění z čelní strany tělesa (v_{LL}) na přemístění na linii zatěžování (v_{FF}) se zdá být vhodnou alternativou vztah (48), pro hodnotu rotačního faktoru $r_p = 0,4$. Význam symbolů ve vztahu (48) je stejný jako na Obr. 81. Při srovnání korigovaných záznamů dle způsobu přepočtu Rao a Acharya a vztahu

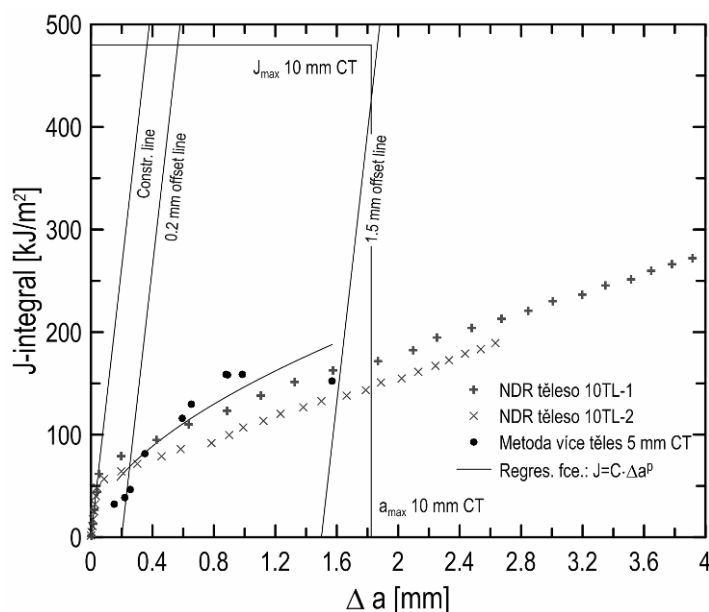
Landese je patrný jenom malý rozdíl, Obr. 87. Odchylka obou přepočtených záznamů je do 3 % hodnoty přemístění.

$$v_i = v_{LLi} = v_{FFi} \cdot \left(\frac{a + r_p \cdot (W - a)}{a + r_p \cdot (W - a) + z} \right) \quad (48)$$

V případě zpracování výsledků zkoušek metodou jednoho tělesa vedl způsob určení aktuální délky trhliny ze změny poddajnosti k nepřesným výsledkům, Obr. 88. Proto byly vyhodnocovány a srovnávány výsledky ostatních těles pouze na základě J-R křivky určené NDR metodou.



Obr. 88: J-R křivka určená ze změny poddajnosti tělesa a pomocí normalizační metody.

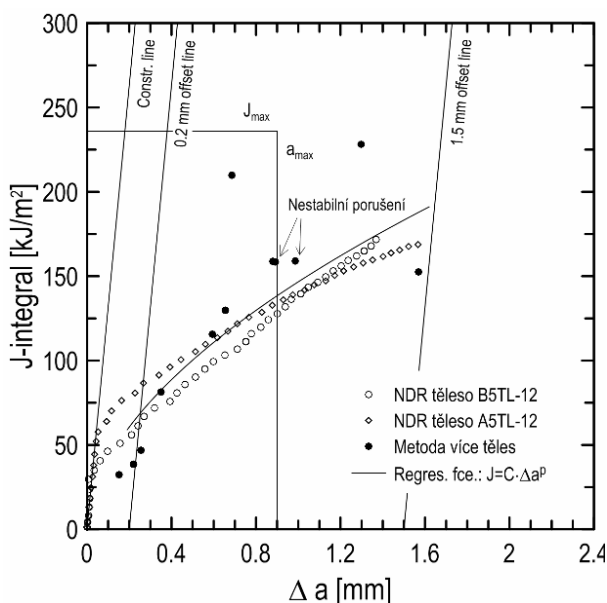


Obr. 89: J-R křivka 300°C, metoda více těles 5 mm CT tělesa a metoda jednoho tělesa 10 mm CT těles.

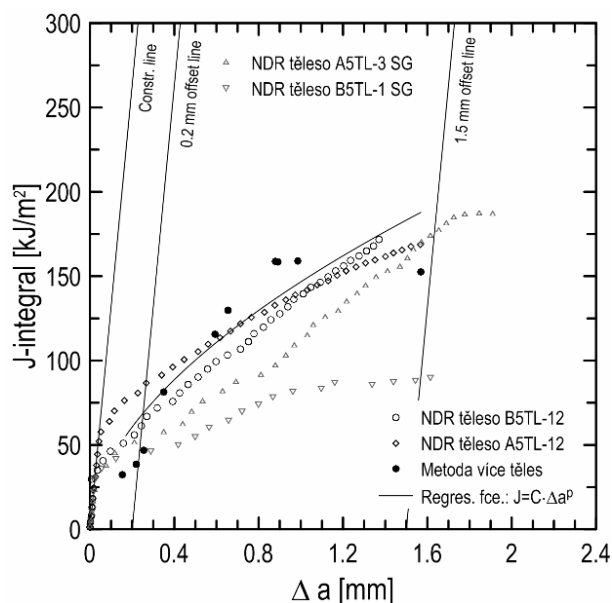
Výsledky určených J-R křivek jsou uvedeny na Obr. 89 až 91 a v Tab. 16. ODS ocel vykazovala velmi nízké hodnoty J-integrálu a to i při relativně velkém nárůstu tvárné trhliny. Díky těmto nízkým hodnotám houževnatosti jsou všechna měřená data v oblasti platnosti J-integrálu a to stejně téměř platí i pro maximální délky tvárné trhliny. V případě metody více tělesa vykazovala některá tělesa i při relativně velkých hodnotách tvárního natržení nestabilní porušení. Tato dvě tělesa jsou vyznačena v grafu na Obr. 90. Srovnání metody jednoho tělesa a metody více těles je vzhledem k rozptylu experimentálních dat metody více těles problematické. V případě metody více těles byly z hodnocení vyjmuty výsledky těles A5TL-8 a B5TL-6, které byly od výsledků ostatních těles velmi odlehlé, Obr. 91. Příčiny rozptylu zjištěných dat jsou v následující podkapitole zkoumány pomocí fraktografické analýzy lomových ploch. Lze ale říci, že při nezahrnutí odlehlých dat jsou křivky metody jednoho tělesa blízké průběhu regresní funkce metody více těles. Použití bočních vrubů se projevilo poklesem hodnot na J-R křivce, Obr. 91.

J-R křivky obou 10 mm CT těles jsou uvedeny na Obr. 89. Mezi tělesy je v hodnotách J-integrálu pozorován systematický rozdíl asi 25 kJ/m². J-R křivka tělesa 10TL-1 je poměrně blízká průběhu křivky metody více těles pro tělesa menší velikosti. Vliv velikosti mezi 5 mm a 10 mm CT tělesy se zdá být i přes rozptyl experimentálních dat nepatrný.

Vzhled lomových ploch vybraných CT těles velikosti 5 mm a 10 mm je na Obr. 92 a 93. Nízké hodnoty J-integrálu v počáteční fázi J-R křivky metody více těles jsou způsobeny nerovnoměrným šířením trhliny, které bylo zjištěno z lomových ploch. V počátečních fázích růstu trhliny je pozorováno šíření trhliny pouze ve střední oblasti tloušťky plechu, Obr. 94.



Obr. 90: J-R křivky 5 mm CT těles při 300°C. Zobrazeny všechny výsledky metody více těles a výsledky metody jednoho tělesa pro hladká tělesa.

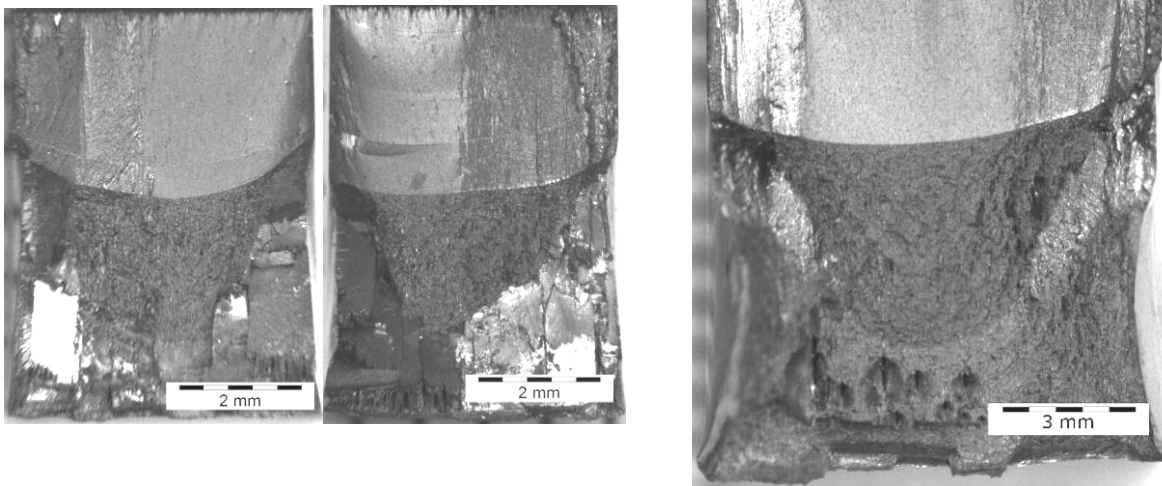


Obr. 91: J-R křivky 5 mm CT těles při 300°C. Zobrazeny hodnocené výsledky metody více těles a výsledky metody jednoho tělesa pro hladká a bočně vrubovaná tělesa.

Tab. 16: Výsledky měření J-R křivek ODS oceli MA956 spolu s podmínkami platnosti.

Těleso	a_0	Δa	B	B_n	J_{max}	a_{max}	C	p	J_Q	$B, b_0 > (10 \cdot J_Q) / \sigma_y$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[kJ/m ²]	[mm]	[-]	[-]	[kJ/m ²]	[mm]
B5TL-12	6,382	1,380	4,73	4,73	237	0,901	138,324	0,625	58,02	0,882 ano
A5TL-12	6,217	1,471	4,94	4,94	242	0,920	140,667	0,406	82,71	1,257 ano
metoda více těles 5 mm							146,666	0,549	69,81	
A5TL-3 SG	5,870	1,836	4,650	4,163	267	1,016	116,452	0,769	37,85	0,575 ano
B5TL-1 SG	6,241	1,570	4,940	3,895	248	0,943	77,652	0,415	42,63	0,648 ano
10TL-1	12,213	3,800	10,08	10,08	507	1,925	134,056	0,378	81,79	1,244 ano
10TL-2	12,696	2,512	10,02	10,02	480	1,824	108,964	0,390	63,81	0,970 ano

Pozn. $\sigma_y = (\sigma_0 + \sigma_m) / 2$



Obr. 92: Lomová plocha tělesa A5TL-12 (vlevo) Obr. 93: Lomová plocha tělesa 10TL-2. a B5TL-12 (vpravo).

5.5 Fraktografická analýza lomových ploch

Fraktografická analýza byla provedena na vybraných CT tělesech pomocí rastrovacího elektronového mikroskopu Hitachi SU6600.

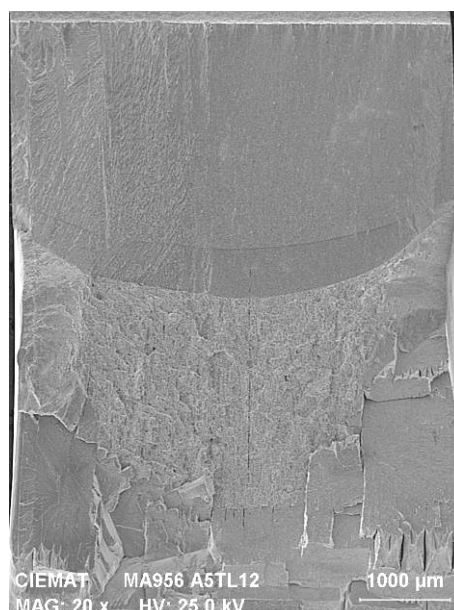
Celkový vzhled lomové plochy 5 mm CT těles se ve horizontálním směru liší členitostí reliéfu a to jak v povrchu vzniklém během šíření trhliny při cyklování tak v povrchu tvárného šíření trhliny, Obr. 95 a 96. Členitější vzhled lomové plochy, v levé části obrázků, odpovídá podpovrchovým oblastem plechu a méně členitý vzhled lomové plochy odpovídá střední vrstvě plechu. Na povrchu vzniklém během cyklování trhliny je patrný poměrně ostrý přechod mezi jednotlivými oblastmi, Obr. 96. Reliéf oblastí je tvořen členitými protáhlými fazetami odpovídajícími interkrystalickému lomu. Velikost a orientace fazet se u obou oblastí liší. V oblasti odpovídající střední vrstvě plechu je velikost fazet menší a jsou orientovány vertikálně vzhledem k lomové ploše a rovnoběžně se směrem válcování. V podpovrchových oblastech jsou fazety orientovány pod úhlem asi 20° vůči vertikálnímu směru. Mezi těmito fazetami jsou přítomny tenké pásy smykového porušení. Podél tloušťky tělesa v podpovrchových oblastech dochází také ke změnám roviny šířící se trhliny.

Počáteční čelo trhliny je silně zakřivené. Na rozhraní mezi nacyklovanou trhlinou a tvárným natržením je velmi malé otupení čela trhliny, viz např. Obr. 97. Jeho velikost byla měřením na několika místech těles určena přibližně $8 \mu\text{m}$.

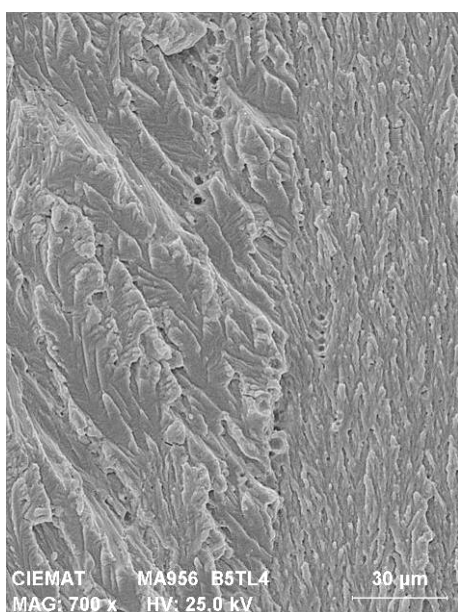
Vzhled lomové plochy v oblasti šířící se trhliny odpovídá tvárnému lomu se strukturálně usměrněnou trajektorií. Lomové plochy jsou tvořeny jamkovou strukturou tvárného lomu. Ve středu jamek byly pozorovány částice nebo dutiny. Preferenčními místy pro nukleaci dutin, kterými se uskutečňuje proces tvárného porušení, jsou proto tyto částice nebo již přítomné dutiny. Z hlediska velikosti částic se jedná o částice malé velikosti od velikosti několik desítek nm až po částice velikosti kolem $1 \mu\text{m}$. V případě již přítomných dutin nastává jejich



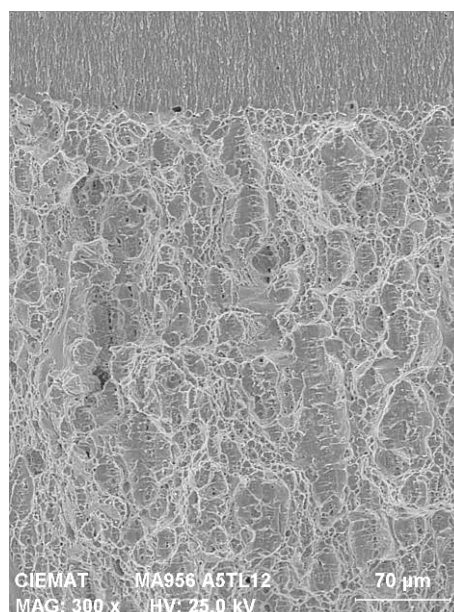
Obr. 94: Lomová plocha tělesa B5TL-3.



Obr. 95: Lomová plocha tělesa A5TL-12, SEM. Levá část odpovídá podpovrchové oblasti plechu.



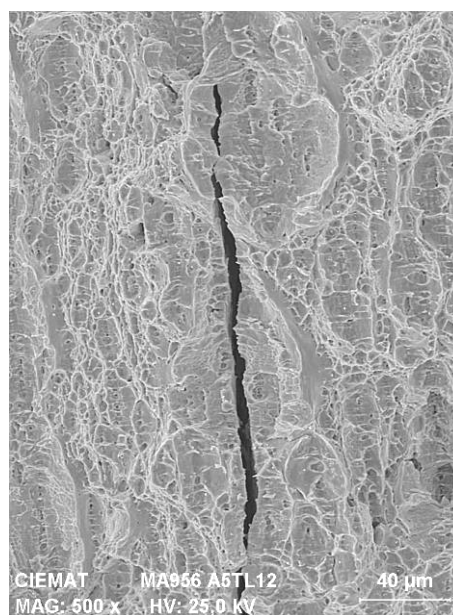
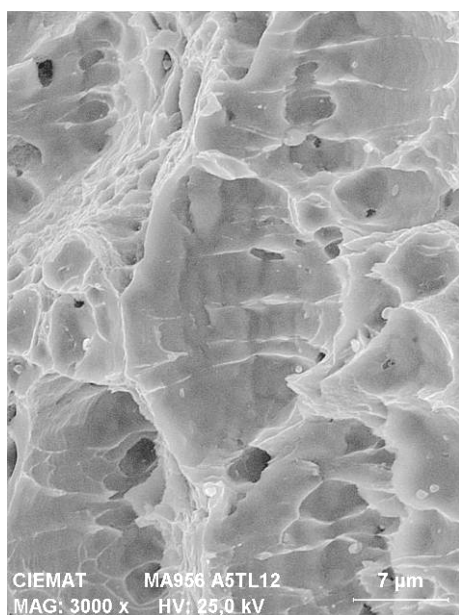
Obr. 96: Detail povrchu vzniklého šířením trhliny při cyklování na rozhraní mezi podpovrchovou (vlevo) a střední oblastí tloušťky plechu. B5TL-4, SEM.



Obr. 97 Lomová plocha tělesa A5TL-12, SEM. Detail iniciace tvárného natržení. Otupení čela trhliny je téměř nepozorovatelné.

růst, který je pak ovlivněn růstem okolních dutin vzniklých vlivem interakcí částice-matrice nebo přítomností jiných dutin. Jamky na lomové ploše jsou dominantně řazeny v podélném směru plechu, přičemž v tomto směru také dochází k jejich propojování, Obr. 97 a 98. Je to patrně důsledek upořádání částic oxidů do kolonií rovnoběžných se směrem válcování. Propojené jamky jsou spojeny velmi malými ostrůvky se smykovým porušením. Ojedinele byla zjištěna i přítomnost interkrystalických fazet. Lomové plochy tvárného šíření trhliny jsou pro podpovrchové oblasti a středové oblasti velmi podobné. Při bližším srovnání je ale

u podpovrchových oblastí patrná mírně větší členitost morfologie lomové plochy s ostrůvky smykového porušení větší velikosti, což je patrně důsledek větších rozdílů ve velikosti a orientaci zrn oproti střední části plechu. V povrchových oblastech plechu je dosahováno menší délky tvárného natržení, což je podle vzhledu lomové plochy způsobeno odklonem trhliny od roviny šíření. Odklony trhlín jsou důsledkem lokální orientace zrn v oblastech šířící se trhliny. Z důvodu odklonu roviny šířící se trhliny je v podpovrchových oblastech odolnost proti šíření tvárné trhliny větší, což je zřejmé z přírůstků délek tvárného natržení podél tloušťky těles. Na lomových plochách byla také v menší míře pozorovaná delaminace v kolmém směru ke směru šíření trhliny (Obr. 99).



Obr. 98: A5TL-12, detail lomové plochy. Propojování dutin ve směru přednostní orientace částic.

Obr. 99: Lomová plocha tělesa A5TL-12. Delaminace v oblasti tvárného šíření trhliny.

CT tělesa tloušťky 10 mm zabírají celou tloušťku plechu a jejich lomové plochy proto obsahují obě podpovrchové oblasti a oblast střední vrstvy plechu, Obr. 93. Fraktografické pozorování potvrdilo přítomnost stejných fraktografických rysů jako u 5 mm CT těles. Ve středové oblasti těles s méně členitou morfologií lomové plochy je pozorován jasně výraznější nárůst délky trhliny, což je v souladu s pozorováním u 5 mm těles. Střední části polotovaru plechu mají tedy nižší odolnost proti šíření trhliny. Šířka této střední oblasti byla ze vzhledu lomové plochy pro těleso 10TL-1, respektive 10TL-2, stanovena 3,9 mm a 4,6 mm. U J-R křivky tělesa 10TL-2 jsou hodnoty J-integrálu systematicky nižší ve srovnání s tělesem 10TL-1. Důvodem tohoto rozdílu je tak zřejmě větší poměrný podíl méně členité lomové plochy u tělesa 10TL-2.

5.6 Struktura a tvrdost zkoumaného polotovaru materiálu

Měření tvrdosti

Pro zjištění homogenity plechu bylo provedeno měření tvrdosti dle Vickerse podél tří hlavních směrů orientace plechu. Tvrdost a také mikrostrukturní pozorování bylo provedeno

na vybraném tělese (vyřazené těleso 10TL-5, které bylo poškozeno při řezání). Odpovídající povrchy byly připraveny broušením na papírech a leštěním diamantovou pastou 6 μm . Měření bylo provedeno na dvou liniích pro 20-ti bodech podél zmíněných směrů na vzdálenosti 10 mm (stanovené podle tloušťky plechu) při zatížení 5 kg (HV5).

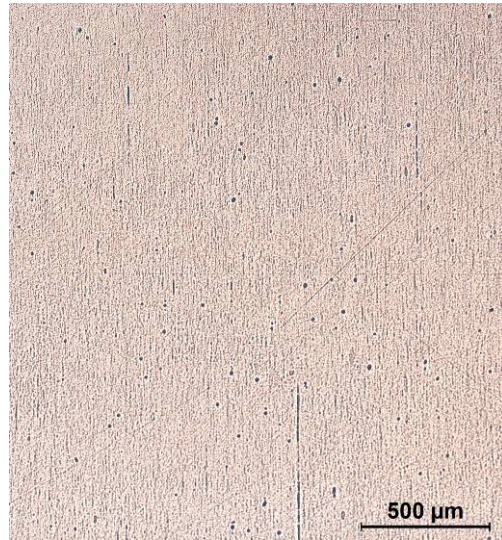
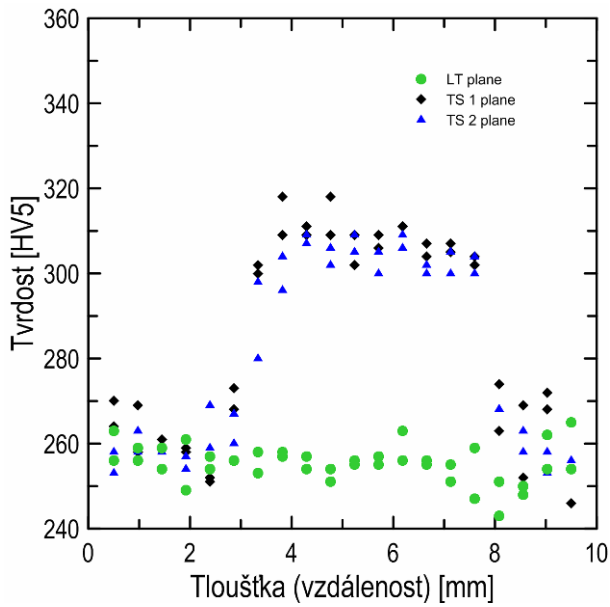
Struktura polotovaru materiálu

Pro metalografické pozorování byly povrchy připraveny broušením brusnými papíry (300 až 2400 μm) a leštěním diamantovými pastami (6 a 3 μm) a OPS suspenzí. Mikrostruktura byla vyvolána chemickým leptáním pomocí leptadla o složení 2 g $\text{CuCl}_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$, 40 ml HCl a 50 ml ethanolu po dobu 12 sekund. Mikrostrukturní pozorování bylo provedeno pomocí světelného mikroskopu LeicaX3 při zvětšení 50 \times .

Výsledky měření tvrdosti uvedené na Obr. 100 zřetelně ukazují změny tvrdosti podél tloušťky plechu (orientace TS 1 a TS 2). Ve střední části tloušťky je tvrdost znatelně vyšší oproti podpovrchovým oblastem plechu. Hodnoty tvrdosti měřené v rovině povrchu plechu (LT rovina) jsou podstatněji rovnoměrnější bez náznaku měnícího se trendu. Také hodnoty tvrdosti v rovině povrchu plechu odpovídají tvrdosti v podpovrchových oblastech podél tloušťky. Z profilů tvrdosti podél tloušťky je možné usuzovat, že se uvnitř plechu nachází rovnoměrná vrstva materiálu s vyšší tvrdostí asi o 50 HV5 a tloušťce přibližně 5,5 mm. I přes větší pórovitost je vnitřní vrstva polotovaru materiálu tvrdší. Tento vzrůst tvrdosti musí být tedy důsledkem jiné distribuce částic sekundární fáze nebo velikosti zrna. Protože jsou v ODS oceli částice sekundární fáze velmi malé a většinou i relativně rovnoměrně dispergované v polotovaru materiálu, musí být odlišná tvrdost důsledkem rozdílné velikosti zrna střední a podpovrchové části polotovaru.

Mikrostruktura plechu podél jeho tří hlavních směrů je na Obr. 101 až 104. Strukturní pozorování také odhalilo rozdíly v jednotlivých směrech polotovaru. Orientace polotovaru označené jako rovina TS 1 a rovina TS 2 (napříč tloušťkou) mají velmi podobný vzhled. Z Obr. 102 a 103 je viditelné, že u podpovrchových oblastí struktur byly leptáním vyvolány souvislé oblasti s proměnnou barvou. Vznik těchto oblastí je možné vysvětlit jako důsledek přednostního účinku leptadla vzhledem k určité orientaci krystalografických rovin zrn. Takovéto oblasti nejsou ve středních částech tloušťky plechu v orientaci TS 1 a TS 2 pozorovány. Ve středních částech obou struktur je také patrný vyšší obsah pórů, kdežto v podpovrchových oblastech se téměř nevyskytují. Ve střední oblasti jsou také pozorovatelné souvislé linie pórů a orientovaných kolmo k tloušťce plechu. Tyto linie malých pórů jsou více zřetelné v rovině TS 1 a současně se také zdají být delší než v rovině TS 2. Struktura v rovině LT je tvořena souvislými oblastmi zviditelněnými leptáním, je rovnoměrná, a výskyt pórů větší velikosti je zde mnohem řidší. Její vzhled odpovídá vzhledu podpovrchových oblastí u obou zbylých orientací plechu. Podle vzhledu pozorovaných struktur ve třech hlavních směrech orientace plechu je možné odhadnout, že je struktura plechu usměrněná ve směru

kolmém na rovinu TS 1. Tento směr je tedy podélný směr plechu, jehož původ je odůvodněn válcováním polotovaru.



Obr. 100: Hodnoty tvrdosti měřené podél tří hlavních směrů orientace plechu.

Obr. 101: Detail struktury plechu v rovině TS 1 ve středové vrstvě.



Obr. 102: Makrostruktura plechu, rovina TS 1 plane.



Obr. 103: Makrostruktura plechu, rovina TS 2 plane.



Obr. 104: Makrostruktura plechu, rovina LT plane.

Výsledky pozorování světelné mikroskopie jsou v souladu s výsledky měření tvrdosti. Povrchové části plechu vykazují rovnoměrnou strukturu a hodnoty tvrdosti. Ve směru podél tloušťky plechu je pozorován vzrůst hodnot tvrdosti směrem do jejího středu. Z pohledu struktury roste v tomto směru také výskyt pórů větší velikosti a přibývají souvislé linie pórů. Distribuce hodnot tvrdosti podél tloušťky plechu v obou orientacích odpovídá vzhledu jejich makrostruktury. Výsledky dokazují strukturní anisotropii plechu, která také může způsobovat anisotropii jiných mechanických vlastností podél jeho tloušťky.

5.7 Diskuze

Za účelem měření deformace miniaturního CT tělesa v peci za zvýšených teplot byla vhodně navržena geometrie břitů na čelní straně tělesa. Pozice a vzdálenost břitů umožnily upevnění snímače otevření standardních rozměrů. Cílem bylo určení J-R křivek miniaturních CT těles, jejichž konstrukce je založena na výpočtu J-integrálu a který je určován z hodnot přemístění na linii zatěžování. Toto ale vzhledem ke způsobu snímání deformace 5 mm CT tělesa vyvolalo nutnost přepočtu přemístění z čelní strany na linii zatěžování. Pro přepočet přemístění z přední strany tělesa na přemístění na linii zatěžování se zdá být vhodnou alternativou ověřeného vztahu dle Rao a Acharya také vztah publikovaný Landesem pro hodnotu rotačního faktoru $r_p=0,4$.

Určování aktuální délky trhliny při použití metody jednoho tělesa přímo ze změny poddajnosti tělesa vykazovalo značný rozptyl. Zjevnou příčinou bylo nerovnoměrné šíření trhliny v tělese následně zjištěné fraktografickou analýzou. Pro potřeby určení aktuální délky trhliny se proto lépe osvědčila normalizační metoda. Tato metoda poskytuje rovnoměrný průběh délky trhliny, který je určen normalizační procedurou dle záznamu síla-otevření tělesa. Ovšem i u této metody dochází k určitým odlišnostem, a to zejména v počátečních fázích přírůstku trhliny, kdy jsou hodnoty přírůstků trhliny ve srovnání s výsledky metody více těles poněkud podhodnocovány. Toto může být důsledek určování délky trhliny normalizační metodou, v které jsou v počátečních fázích růstu trhliny určovány její přírůstky z teoretické poddajnosti tělesa a které nemusí nutně odpovídat skutečné změně poddajnosti tělesa. Mnohem větší vliv na podhodnocení malých přírůstků délky trhliny normalizační metodou byl vyvolán nerovnoměrným šířením trhliny v jednotlivých částech tělesa. Tato skutečnost byla zjištěna z lomových ploch při aplikaci metody více těles. V počátečních fázích růstu trhliny je pozorováno její šíření pouze ve střední oblasti tloušťky plechu, která vykazuje nižší odolnost proti šíření trhliny. Výsledky ostatních autorů ukazují, že pokud je šíření trhliny v tělese rovnoměrné, dospívají také obě metody ke stejným průběhům R-křivek [134,142].

Křivky odolnosti proti šíření trhliny byly u zkoumaného polotovaru materiálu, plechu, zjišťovány v konfiguraci orientaci trhliny rovnoběžně se směrem válcování (T-L orientace). Z hlediska anizotropie mechanických vlastností, která je vlastní i jiným polotovarům ODS ocelí vyrobených válcováním nebo extrudováním [143–145], se jedná o nejslabší směr, tedy i o směr s nejnižší úrovní houževnatosti [143,144]. Z pohledu úrovně houževnatosti materiálu bylo dosahováno nízkých hodnot houževnatosti a podstatná část experimentálně určených J-R křivek se nacházela v oblasti růstu trhliny kontrolovaného J-integrálem. Tedy v oblasti platného popisu napětí-ovně-deformačního stavu na čele trhliny pomocí J-integrálu při proměnné délce tvárné trhliny. Při aplikaci metody více těles u 5 mm CT těles byl zjištěn poměrně velký rozptyl jednotlivých hodnot houževnatosti. Stejně tak byl i rozdílný průběh J-R křivek těles získaných metodou jednoho tělesa a to zejména v počátečních fázích zatěžování. Při vynechání odlehklých hodnot bodů u metody více těles odpovídal výsledně určený průběh J-R křivky přibližně průběhu obou křivek získaných metodou jednoho tělesa.

Výsledně byly určeny hodnoty charakteristiky J_{Ic} pro metodu více těles 70 kJ/m^2 a pro metodu jednoho tělesa 58 kJ/m^2 a 83 kJ/m^2 . Vliv bočních vrubů se projevil podle očekávání. S jejich použitím dochází na J-R křivkách ke snižování hodnot J-integrálu a také klesá sklon křivek. Hodnota charakteristiky J_{Ic} byla pro tato tělesa stanovena o asi 30 kJ/m^2 nižší. U CT těles větší velikosti je situace obdobná jako u 5 mm CT těles. Mezi průběhem J-R křivek 10 mm CT těles je pozorován systematický rozdíl asi 25 kJ/m^2 , při hodnotách J_{Ic} 63 kJ/m^2 a 81 kJ/m^2 . Průměrná hodnota J_{Ic} je pro obě velikosti CT těles přibližně stejná $71\text{-}72 \text{ kJ/m}^2$. Celkově jsou rozdíly hodnot charakteristik J_{Ic} a průběhů J-R křivek mezi CT tělesy obou velikostí v rámci rozptylu svých hodnot. Z tohoto je možné usoudit, že v případě tohoto materiálu, podmínek zkoušení a velikosti zkušebních těles není jednotlivými tělesy vliv velikosti patrný. Kvůli pozorovanému rozptylu hodnot ale není možné vyvodit jasné závěry. Získané výsledky odpovídají z pohledu hodnocení vlivu velikosti na J-R křivku výsledku studie [54], ve které také nebyl pozorován vliv velikosti mezi 1T-CT tělesy a 4,6 mm CT tělesy při nízkých hodnotách J_{Ic} kolem 90 kJ/m^2 .

Příčiny pozorovaného rozptylu dat houževnatosti byly dle fraktografické analýzy stanoveny v přítomnosti interkrystalického porušení, delaminaci materiálu kolmo ke směru šíření trhliny a kvůli nehomogenitě materiálu podél tloušťky těles. U dvou 5 mm CT těles bylo zjištěno nestabilní porušení po výraznějším růstu tvárné trhliny. Důvodem tohoto chování je zřejmě zkoumaná orientace směru šíření trhliny těles vůči polotovaru. Trhlina se šíří ve směru s největším zastoupením hranic zrn, kdy může dojít k nalezení defektu kritické velikosti jako např. kolonie dutin nebo hranice zrna větší velikosti. V podpovrchových oblastech polotovaru docházelo vlivem výrazněji rozdílné orientaci a velikosti zrn ve srovnání se střední vrstvou polotovaru k odklonům trhliny od roviny šíření. Vlivem těchto odklonů je výsledná lomová plocha podpovrchových oblastí členitější, což má za následek větší odolnost proti šíření trhliny v povrchových oblastech plechu vzhledem k jeho střední vrstvě.

Z fraktografické analýzy lomových ploch také bylo zjištěno, že šířka otupení čela trhliny je pro obě velikosti těles velmi malá a pozorovatelná jenom při větších zvětšení pomocí SEM. Průměrná šířka otupení čela trhliny byla stanovena $8 \mu\text{m}$. Velmi malé otupení čela trhliny dobře koreluje s nízkými hodnotami charakteristiky J_{Ic} , které jsou nízké i v porovnání s hodnotami vztahů platnosti J-integrálu.

Vzhled struktury plechu a hodnoty tvrdosti zjištěné podél jeho tří hlavních směrů orientace ukazují anisotropii vlastností podél tloušťky. Vzhled struktury podpovrchových oblastí studované oceli se velmi podobá rekrystalizované struktuře ODS oceli PM2000, která je co se týče chemického složení a postupu výroby velmi podobná ODS oceli MA956 [146]. Rozdílná struktura povrchových a podpovrchových oblastí oproti středním oblastem plechu vznikla zřejmě důsledkem normalizačního žíhání v poslední fázi výroby [147]. Normalizační žíhání iniciovalo proces rekrystalizace zrn, který ovšem vzhledem k rozdílné úrovni

deformace povrchové a střední části plechu proběhl v každém místě s rozdílnou intenzitou. Rekrystalizace proběhla s mnohem větším účinkem v povrchových oblastech plechu, kde zrna rekrystalizovala do větší velikosti než ve středních oblastech tloušťky plechu. Podle vzhledu struktury jsou tedy podpovrchové oblasti plechu tvořeny zrny větší velikosti než střední oblasti. Toto je v souladu se zjištěným vzrůstem tvrdosti směrem do středu tloušťky plechu. Také Chou [148] poukazuje na částečnou rekrystalizaci zrn, kdy plná rekrystalizace zrn proběhne pouze v podpovrchových oblastech a která je důsledkem rozdílného množství deformační energie vnesené do struktury při válcování polotovaru.

Pokud by byla u zkoumaného polotovaru ODS oceli určována lomová houževnatost ve štěpné oblasti porušení, kdy by se jednotlivá 5 mm CT tělesa nacházela v odlišných vrstvách plechu, byl by pozorován velký rozptyl její hodnoty. Pro potřeby posouzení defektu v komponentě z takové distribuce dat tak může být výběr charakteristické hodnoty lomové houževnatosti nekonzervativní až problematický. Pro vyloučení tohoto potenciálního problému by bylo možné aplikovat proceduru SINTAP [17,149]. V rámci této procedury se používá pro posuzování defektů materiálu metoda maximální věrohodnosti, která má za cíl poskytnout konzervativní a současně realistický odhad lomové houževnatosti [149].

Na určování lomové houževnatosti pomocí miniaturních těles lze z hlediska malého množství zkoumaného materiálu pohlížet buď jako na zachycení kritických defektů materiálu nebo na cílené hodnocení lokálních vlastností materiálu. V tomto případě se jednalo o použití zkušebních těles (5 mm CT) s poloviční tloušťkou ve srovnání se zkoumaným polotovarem materiálu. Zjištěná rozdílnost vlastností podél tloušťky polotovaru materiálu vznikla během procesu jeho výroby a je nutné ji brát v úvahu i při konstrukci komponent. Z výsledků fraktografických a metalografických analýz je zřejmé, že střední vrstva polotovaru materiálu, o tloušťce přibližně 5,5 mm, vykazuje menší odolnost proti šíření trhliny ve srovnání s podpovrchovými vrstvami. Lokalizace 5 mm CT tělesa do střední vrstvy by umožnila přesné určení houževnatosti této části polotovaru oceli a tím získání její nejkonzervativnější hodnoty. Např. při aplikaci ODS ocelí nebo oceli Eurofer97 se právě počítá s použitím tenkostěnných konstrukcí (komponenty fúzního reaktoru, tepelné výměníky, vnitřní plátování trubek, [150,151]). Z pohledu určování lomové houževnatosti hrají miniaturní zkušební tělesa pro tyto materiálové aplikace klíčovou roli.

6 Závěry

Práce se týká problematiky určování lomové houževnatosti z podrozměrných zkušebních těles. Jedná se o experimentálně-výpočtovou studii v oblasti mezních stavů materiálů a těles, která je zaměřena na kvantifikaci vlivu velikosti zkušebních těles a transferabilitu (interpretaci) z nich určených lomově-mechanických charakteristik. Jednou z hlavních náplní práce bylo zvládnutí testování miniaturního ohybového tělesa pro tříbodový ohyb typu PKLST a miniaturního tělesa pro excentrické zatěžování v oblasti horních prahových hodnot a interpretace dat spojených s konstrukcí J-R křivek. Kvantifikace vlivu velikosti u studovaných podrozměrných těles byla provedena prostřednictvím zkoušení těles větší velikosti. U PKLST byly pro kvantifikaci vlivu velikosti provedeny elasto-plastické výpočtové simulace napětíových a deformačních polí na čele trhliny. Prostřednictvím aplikace mikromechanického modelu tvárného porušení bylo umožněno modelování průběhů J-R křivek ohybových těles a ověření možnosti transferability J-R křivky z podrozměrných ohybových těles na tělesa větších velikostí. Při řešení práce byla důležitým prvkem možnost samostatně navrhnout a realizovat potřebné lomově-mechanické zkoušky včetně jejich vyhodnocení, které poskytují nezbytnou podporu pro verifikaci aplikovaných numerických modelů.

Cíle disertační práce uvedené v kapitole 3 byly splněny. Na základě dosažených výsledků lze stanovit následující závěry:

U obou typů zkušebních těles, PKLST tělesa a mini CT tělesa, byla navržena a verifikována metodika měření deformace tělesa během zkoušení.

Vzájemným srovnáním J-R křivek těles různých velikostí a uvážením vlivu mechanických vlastností materiálu byl popsán vliv deformačního chování materiálu na specifikovaný efekt velikosti zkušebních těles. U materiálu, který má vysokou úroveň houževnatosti vyjádřenou hodnotami J-integrálu (ocel Eurofer97), byl zjištěn silný vliv velikosti na J-R křivku. Jedná se o úroveň zatížení, kdy jsou významnější přírůstky délky trhliny testovaných těles dosaženy v oblasti nacházející se výrazně za platností veličiny J-integrálu. V tomto případě poskytuje PKLST těleso nejnižší J-R křivku vzhledem k tělesům větší velikosti a tím i velmi konzervativní odhad odolnosti proti šíření tvárné trhliny. V případě materiálu s nízkou úrovní houževnatosti vyjádřenou hodnotami J-integrálu (ODS ocel MA956) nebyl prokázán vliv velikosti tělesa na J-R křivku. V tomto případě bylo dosahováno i limitních přírůstků délky trhliny vzhledem k J-R křivce v oblasti platnosti J-integrálu. Vliv velikosti mezi miniaturním 5 mm CT tělesem a CT tělesem dvojnásobné velikosti nebyl identifikovatelný. Lze připustit, že je projev skutečného vlivu velikosti kvantitativně, ve sledovaném rozsahu velikostí těles, malý. Možným vysvětlením je i to, že vliv velikosti nebylo možné rozpoznat kvůli nehomogenitě zkoušeného polotovaru oceli, který se projevil významným rozptylem hodnot lomové houževnatosti.

Bylo zjištěno, že šířka otupení čela trhliny je v kvantitativním souladu s úrovní houževnatosti materiálu a v také v souladu s pozorovaným vlivem velikosti. U materiálu s vysokou houževnatostí, kdy byl pozorován silný vliv velikosti se změnou rozměrů zkušební tělesa, byly zjištěny velké šířky otupení čela trhliny, řádově v desetinách mm na tělesech všech velikostí. Naopak, u materiálu s nízkou houževnatostí, kdy nebylo možné mezi tělesy rozeznat vliv velikosti, byla šířka otupení čela trhliny velmi malá, řádově v μm , a srovnatelná u obou typů zkoušených miniaturních CT těles.

U materiálu s vysokou úrovní houževnatosti dochází k velmi výraznému rozvoji plastické deformace před iniciací tvárného natržení, což způsobuje značnou ztrátu constraintu. Projevy ztráty constraintu u podrozměrných zkušebních těles se z hlediska jejich velikosti projevují poklesem hodnot J-integrálu nebo nižším průběhem J-R křivky ve srovnání s tělesy větší velikosti. Vliv počáteční délky trhliny, kdy dochází k růstu hodnot J-integrálu nebo vzrůstu sklonu J-R křivky, je u podrozměrných zkušebních těles v souladu s tělesy standardní velikosti. Projevy ztráty constraintu způsobené velikostí zkušební tělesa jsou v protikladu s projevy ztráty constraintu vlivem změny délky počáteční trhliny v tělese. U materiálu s vysokou houževnatostí je proto nutné přesná kvantifikace úrovně constraintu v zájmovém tělese a posouzení jeho vlivu na hodnoty lomové houževnatosti.

U oceli Eurofer97 a ODS oceli MA956 se předpokládá jejich aplikace pro tenkostěnné konstrukce, např. složené konstrukce fúzního reaktoru nebo tepelné výměníky. V takovém případě nabízejí studovaná podrozměrná tělesa možnost přímého hodnocení lomové houževnatosti z objemu materiálu velikostně odpovídajícího tloušťce stěn uvažovaných konstrukcí. V případě materiálů s vysokou úrovní houževnatosti se tak v podstatě u příslušné konstrukce jedná o nejvhodnější a nejvíce relevantní způsob určení odolnosti proti šíření tvárné trhliny.

Pro potřeby numerického modelování vlivu velikosti na J-R křivku oceli Eurofer97 byl zvolen mikromechanický model tvárného porušení Gurson-Tvergaard-Needleman. Jednalo se o první kalibraci GTN modelu pro ocel tohoto typu. Pro potřeby kalibrace parametrů tohoto modelu byl kvantifikován mikromechanismus porušení oceli. Bylo prokázáno, že je kompletní kalibrace GTN modelu možná s použitím výsledků zkoušek tahových tyčí, numerických simulací a výsledků studia mikromechanismu porušení. Správnost kalibrace a určení parametrů GTN modelu bylo verifikováno na základě modelování vlivu velikosti na J-R křivku ohybových těles.

Byla ověřena možnost transferability kalibrovaného souboru parametrů GTN modelu na tělesa jiných velikostí. Velikost prvku v oblasti šířící se trhliny se ukázala být klíčovým faktorem pro přenos parametrů GTN modelu mezi ohybovými tělesy s trhlinou různých velikostí. Zkoumání vlivu velikosti prvku u jednotlivých těles vedlo k získání závislosti

velikosti prvku na rozměru ligamentu a tloušťce těles. Postup aplikovaný v této práci byl rovněž zvolen pro modelování experimentálně určených průběhů J-R křivek dvou ohybových těles odlišných rozměrů průřezu z disertační práce Schneidera.

Volba vhodné velikosti prvku je pro modelování průběhu experimentálně určené J-R křivky klíčová, protože významně ovlivňuje sklon a výšku J-R křivky. Na základě systematického zkoumání vztahů mezi velikostí prvku na čele trhliny a rozměrů průřezu tělesa bylo zjištěno, že má relace mezi vhodnou velikostí prvku příčného tělesa a jeho tloušťkou lineární charakter při zachování stejného modulu průřezu těles (W/B). Na tomto nově zjištěném poznatku, souvisejícího s aplikací GTN modelu, byla navržena metodologie pro odhad velikosti prvku pro rozměrově odlišná tělesa mající stejný modul průřezu. Tato metodologie umožňuje transferabilitu mikromechanických parametrů GTN modelu. Pomocí ní je možná predikce J-R křivek těles podstatně větší velikosti, než na kterých je lineární závislost mezi velikostí prvku a tloušťkou tělesa získána. Navržená metodologie je tak vhodná zejména pro konstrukci J-R křivky z omezeného množství zkušebního materiálu.

Fraktografická analýza se pro hodnocení lomové houževnatosti z podrozměrných zkušebních těles ukázala jako klíčová. S její pomocí lze prostřednictvím studia mikromechanismu porušení stanovit úlohu mikromechanismu porušení a vlivu nehomogenity nebo nečistot na lomové chování tělesa a tím také následně na měřené hodnoty houževnatosti. Tato analýza také umožňuje detailní hodnocení otupení čela trhliny. Jeho kvantifikaci z lomových ploch podrozměrných zkušebních těles lze poměrně snadno odhadnout, v jaké míře bude docházet k projevům vlivu velikosti na J-R křivku.

7 Literatura

- [1] Anderson, T.L. *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*, 2nd ed., 1995, CRC Press, 1995.
- [2] Rice, J.R. A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Crack. *Journal of Applied Mechanics*, 1968, roč. 35, č. 2, s. 379-386.
- [3] Hutchinson, J.W. Singular Behaviour at the End of Tensile Crack Tip in Hardening Material. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1968, roč. 16, s. 13-31.
- [4] Rice, J.R., Rosengren, G.F. Plane Strain Deformation Near Crack Tip in a Power Law Hardening Material. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1968, roč. 16, 1968, s. 1-12.
- [5] ISO 12135:2002(E) – Metallic Materials – Unified Method of Test for the Determination of Quasistatic Fracture Toughness.
- [6] Nevalainen, M., Dodds, R.H. Numerical investigation of 3-D constraint effects on brittle fracture in SE(B) and C(T) specimens. *International Journal of Fracture*, 1990, roč. 74, č. 2, s. 131-161.
- [7] Shih, C.F., O'Dowd, N.P. A fracture mechanics approach based on a toughness locus. In *International conference on shallow crack fracture tests and applications*, 23-24.9.1992, Cambridge: TWI, 1992, paper 31.
- [8] O'Dowd, N.P., Shih, C.F. Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter-I. Structure of Fields. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1991, roč. 39, č. 8, s. 989-1015.
- [9] Chlup, Z., Dlouhý, I. Micromechanical aspects of constraint effect at brittle fracture initiation. In *Transferability of Fracture Mechanical Characteristics*, I. Dlouhý (ed.), Netherlands, Kluwer Academic Publishers, 2002, s. 65-78.
- [10] Vlček, L., Chlup, Z., Kozák, V. Problems in Q-parameter calculations. In *Transferability of Fracture Mechanical Characteristics*, I. Dlouhý (ed.), Netherlands, Kluwer Academic Publishers, 2002, s. 79-92.
- [11] Zhou, D.W. Measurement and modelling of R-curves for low-constraint specimens. *Engineering Fracture Mechanics*, 2011, roč. 78, č. 3, s. 605-622.
- [12] Rathbun, H.J., Odette, G.R., Yamamoto, T., Lucas, G.E. Influence of statistical and constraint loss size effect on cleavage fracture toughness in the transition – A single variable experiment and database. *Engineering Fracture Mechanics*, 2006, roč. 73, č. 1, s. 134-158.
- [13] Rathbun, H.J., Odette, G.R., He, M.Y., Yamamoto, T. Influence of statistical and constraint loss size effect on cleavage fracture toughness in the transition – A model based analysis. *Engineering Fracture Mechanics*, 2006, roč. 73, č. 18, s. 2723-2747.

- [14] E399-06e2 Standard test method for linear-elastic plane-strain fracture toughness K_{Ic} of metallic materials. ASTM INTERNATIONAL, vol. 3.01. West Conshohocken, PA, 2008.
- [15] E1820-08 - Standard test method for measurement of fracture toughness. ASTM INTERNATIONAL, vol. 3.01. West Conshohocken, PA, 2008.
- [16] Wallin, K.: Fracture Toughness of Engineering Materials - Estimation and Application. EMAS publishing, Warrington UK, 2011, ISBN 0-9552994-6-2, s. 543.
- [17] Dlouhý, I., Hadraba, H., Chlup, Z., Kozák, V., Holzmann, M. Současné koncepce hodnocení křehkolomových charakteristik ocelí (významné pro hodnocení lomové odolnosti svarů). In *Zvariteľnosť a degradačné mechanizmy vlastností zvarových spojov, Sborník prednášiek ze semináre 18. června 2008*, Bratislava: VEDA, 2008, s. 48-73.
- [18] Wallin, K. The size effect in K_{Ic} results. *Engineering Fracture Mechanics*, 1985, roč. 22, č. 1, s. 149-163.
- [19] Wallin, K. Small Specimen Fracture Toughness Characterization - State of the Art and Beyond. In *Advance in Fracture Research*, ICF9. Amsterdam: Pergamon, 1997, s. 2333-2344.
- [20] E1921-08 - Standard test method for determination of reference temperature, T_0 , for ferritic steels in transition range. ASTM INTERNATIONAL, vol. 3.01. West Conshohocken, PA, 2008.
- [21] Odette, G.R., Yamamoto, T., Rathbun, H.J., He, M.Y., Hribernik, M.L., Rensman, J.W. Cleavage fracture and irradiation embrittlement of fusion reactor alloys: mechanics, multiscale models, toughness measurements and implications to structural integrity assessment. *Journal of Nuclear Materials*, 2003, roč. 323, č. 2-3, s. 313-340.
- [22] Holzmann, M., Jurásek, L., Dlouhý, I. Master curve methodology and data transfer from small on standard specimen. In *Transferability of Fracture Mechanical Characteristics*, I. Dlouhý (ed.), Netherlands, Kluwer Academic Publishers, 2002, s. 225-242.
- [23] Guidelines for Application of the Master curve Approach to a Reactor Pressure Vessel Integrity in Nuclear Power Plants. *Technical report series No. 429*, Vienna: IAEA, 2005.
- [24] Sokolov, M.A., Klueh, R.L., Odette, G.R., Shiba, K., Taginawa, H. Fracture toughness characterization of irradiated F82H in the transition region. In *Effects of radiation on materials: 21st international symposium, ASTM STP 1447*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 2004, s. 408-416.
- [25] Joyce, J. A. On the utilization of high rate Charpy test results and the master curve to obtain accurate lower bound toughness predictions. In *Small specimen test techniques, ASTM STP 1329*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 1998, s. 3-14.
- [26] Viehrig, H.W., Boehmert, J., Dzugan, J. Use of instrumented Charpy impact tests for master curve determination. *IAEA Specialist Meeting on Master Curve Testing and Results Application*, Prague, 2002.

- [27] Koppenhoefer, K.C., Dodds, R.H., Jr. Constraint effects on fracture of impact loaded, pre-cracked Charpy specimens. *Nuclear Engineering and Design*, 1996, roč. 162, č. 2-3, s. 145-158.
- [28] Joyce, J.A., Tregoning, R.L. Determination of constraint limits for cleavage initiated toughness data. *Engineering Fracture Mechanics*, 2005, roč. 72, č. 10, s. 1559-1579.
- [29] Scibetta, M., Lucon, E., van Walle, E. Optimum use of broken Charpy specimen from surveillance programs for the application of the master curve approach. *International Journal of Fracture*, 2002, roč. 116, č. 3, s. 231-244.
- [30] Lee, B.-S., Hong, J.-H., Yang, W.-J., Huh, M.-Y., Chi, S.-H. Master curve characterization of the fracture toughness in unirradiated and irradiated RPV steels using full- and 1/3 size pre-cracked Charpy specimen. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2000, roč. 77, č. 10, s. 599-604.
- [31] Dlouhý, I., Kozák, V., Holzmann, M. Toughness scaling model applications. In *Transferability of Fracture Mechanical Characteristics*. I. Dlouhý (ed.), Netherlands, Kluwer Academic Publishers, 2002, s.195-212.
- [32] Joyce, J. A., Tregoning, R. L. Development of the reference temperature from precracked Charpy specimens. *Engineering Fracture Mechanics*, 2001, roč. 68, č. 7, s. 861-894.
- [33] Koppenhoefer, K.C., Kirk, M.T., Dodds, Jr. R.H. Size and deformation limits to maintain constraint in K_{Ic} and J_c testing of bend specimens. In *Constraint effects in fracture Theory and applications: second volume, ASTM STP 1244*, Philadelphia, PA: ASTM International 1995, s. 445-460.
- [34] Tregoning, R.L., Joyce, J.A. T_0 evaluation in common specimen geometries. *ASME pressure vessels and piping conference*, Seattle, Washington, 2000, s. 133-142.
- [35] Wallin, K. The effect of T-stress on the master curve transition temperature T_0 . *ECF13*, San Sebastian, Spain, 2000.
- [36] Wallin, K. Validity of Small Specimen Fracture Toughness Estimates Neglecting Constraint Corrections. In *Constraint Effects in Fracture Theory and Applications: second volume, ASTM STP 1244*, Mark Kirk, Ad Baker, Eds., ASTM, Philadelphia, PA: ASTM International 1995, s. 519-537.
- [37] Joyce, J.A., Tregoning, R.L. Determination of constraint limits for cleavage initiated toughness data. *Engineering Fracture Mechanics*, 2005, roč. 72, č. 10, s. 1559-1579.
- [38] Lucon, E., Scibetta, M., Chaouadi, R., van Walle, E. Fracture toughness measurements in the transition region using sub-size precracked charpy and cylindrical bar specimen. In *Small Specimen Test Techniques: 4th Volume, ASTM STP 1418*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 2002, s. 3-17.
- [39] Zhang, X.J., Tregoning, R.L. The effect of localized carbide banding on the fracture toughness of heavy section A533B steel. *Materials Solution*, ASM, 1999, s. 75-83.

- [40] Wallin, K., Laukkanen, A., Tähtinen, S. Examination of Fracture Resistance of F82H Steel and Performance of Small Specimen in Transition and Ductile Regimes. In *Small specimen test techniques, Small Specimen Test Techniques: 4th Volume, ASTM STP 1418*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 2002, s. 33-47.
- [41] Viehrig, H.-W., Boehmert, J. Specimen Reconstitution Technique for Charpy Size SENB Specimen and Charpy-V Impact and Fracture Toughness Verification Testing. In *Small specimen test techniques, ASTM STP 1329*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 1998, s. 420-435.
- [42] Valo, M. Reconstitution of Sub Charpy-size V-notched and Pre-Cracked Specimen. In *Small specimen test techniques, ASTM STP 1329*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 1998, s. 451-439.
- [43] Gaganidze, E., Dafferner, B., Aktaa, J. Fracture mechanical experiments on Eurofer97 and Manet II mini-bar specimen. *Technical Report FZKA 7252*, Forschungszentrum Karlsruhe, Karlsruhe, 2006, 18 s.
- [44] Lucas, G.E., Odette, G.R., Sokolov, M., Spätig, P., Yamamoto, T., Jung, P. Recent progress in small specimen test technology. *Journal of Nuclear Materials*, 2002, roč. 307-311, č. 2, s. 1600-1608.
- [45] Jung, P., Hishinuma, A., Lucas, G.E., Ullmaier, H. Recommendation of miniaturized techniques for mechanical testing of fusion materials in an intense neutron source. *Journal of Nuclear Materials*, 1996, roč. 232, č. 2-3, s. 186-205.
- [46] Lucas, G.E., Odette, G.R., Matsui, H., Möslang, A., Spätig, P., Rensman, J., Yamamoto, T. The role of small specimen test technology in fusion materials development. *Journal of Nuclear Materials*, 2007, roč. 367-370, č. B, s. 1549-1556.
- [47] Odette, G.R., Edsinger, K., Lucas, G.E., Donahue, E. Developing fracture assessment methods for fusion reactor materials with small specimens. In *Small specimen test techniques, ASTM STP 1329*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 1998, s. 298-327.
- [48] Donahue, E.G., Odette, G.R., Lucas, G.E. On the mechanisms and mechanics of fracture toughness of a V-4Cr-4Ti alloy. *Journal of Nuclear Materials*, 2000, roč. 283-287, č. 1, s. 518-522.
- [49] Odette, G.R., He, M.Y. A cleavage toughness master curve model. *Journal of Nuclear Materials*, 2000, roč. 283-287, č. 1, s. 120-127.
- [50] Odette, G.R., He, M.Y. Micromechanical modeling of master curve temperature shifts due to constraint loss. *Journal of Nuclear Materials*, 2002, roč. 307-311, č. 2, s. 1624-1628.
- [51] Seok, Ch.-S., Kim, S.-Y. Effect of specimen configurations on the fracture resistance curve. *Nuclear Engineering and Design*, 2002, roč. 214, č. 1-2, s. 47-56.

- [52] Ono, H., Kasada, R., Kimura, A. Small Specimen Test Technique for Evaluating Fracture Toughness of Blanket Structural Materials. *Journal of Nuclear Materials*, 2006, roč. 81, č. 8-14, s. 981-986.
- [53] Lucon, E., Scibetta, M., Vandermeulen, W. Additional investigations on the applicability of the miniature compact tension specimen for fracture toughness measurements in the upper shelf regime. *Technical Report SCK·CEN-BLG-1021*, SCK·CEN, Mol, 2005, 212 s.
- [54] Lucon, E., Scibetta, M. Miniature Compact Tension Specimen for Upper Shelf Toughness Measurements on RPV Steels. In *Small Specimen Test Techniques: 5th volume, ASTM STP 1502*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 2009, s. 18-31.
- [55] Wallin, K., Planman, T., Valo, M., Rintamaa, R. Applicability of miniature size bend specimen to determine the master curve reference temperature T_0 . *Engineering Fracture Mechanics*, 2001, roč. 68, č. 11, s. 1265-1296.
- [56] DIN 50115, Notched bar impact testing of metallic materials (using test pieces other than ISO test pieces), 1991.
- [57] Wakai, E., a kol. Small specimen test technology and methodology of IFMIF/EVEDA and the further subjects. *Journal of Nuclear Materials*, 2011, roč. 417, č. 1-3, s. 1325-1330.
- [58] Scibetta, M., Lucon, E., van Walle, E. Optimum use of broken Charpy specimen from surveillance programs for the application of the master curve approach. *International Journal of Fracture*, 2002, roč. 116, č. 3, s. 231-244.
- [59] Heerens, J., Ainsworth, R. A., Moskovic, R., Wallin, K. Fracture toughness characterization in the ductile-to-brittle transition and upper shelf regimes using pre-cracked Charpy single-edge bend specimen. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2005, roč. 82, č. 8, s. 649-667.
- [60] Lucon, E., Scibetta, M., Van Walle, E. Assessment of the Master Curve Approach on Three Reactor Pressure Vessel Steels, *International Journal of Fracture*, 2003, roč. 119, č. 2, s. 161-178.
- [61] Chaouadi, R. Fracture Toughness Measurements on the Transition Regime Using Small Size Specimen. In *Small specimen test techniques, ASTM STP 1329*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 1998, s. 214-237.
- [62] Holzmann, M., Dlouhý, I., Brumovský, M. Measurement of fracture toughness transition behaviour of Cr-Ni-Mo-V pressure vessel steel using pre-cracked Charpy specimens. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 1999, roč. 76, č. 9, s. 591-598.
- [63] Törrönen, K. et al. Overview of the Nuclear Power Plant Structural Integrity Research in Finland. *International Journal Pressure Vessels and Piping*, 1993, roč. 55, č. 1, s. 3-59.

- [64] Valo, M., Planman, T., Wallin, K. The applicability of small and ultra-small fracture toughness specimens for material characterization. In *Small specimen test techniques, ASTM STP 1329*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 1998, s. 196-213.
- [65] Dlouhý, I., Lenkey, G.B., Jurášek, L., Holzmann, M. Master curve validity for dynamic fracture toughness characteristics. In *Transferability of Fracture Mechanical Characteristics*. I. Dlouhý (ed.), Netherlands, Kluwer Academic Publishers, 2002, s. 243-254.
- [66] Catherine, C.S., Poussard, Ch., Vodinh, J., Schill, R., Hourdequin, N., Galon, P., Forget, P. Finite element simulations and empirical correlation for Charpy-V and Subsize Charpy tests on an unirradiated low-alloy RPV ferritic steel. In *Small Specimen Test Techniques: 4th Volume, ASTM STP 1418*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 2002, s. 107-136.
- [67] Schmitt, W., Talja, H., Böhme, W., Oeser, S., Stöckl, H. Characterization of ductile fracture toughness based on subsized Charpy and tensile test results. In *Small specimen test techniques, ASTM STP 1329*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 1998, s. 63-81.
- [68] Böhme, W., Schmitt, W. Comparison of instrumented Charpy and Mini Charpy tests with different RPV-Steels. In *Small specimen test techniques, ASTM STP 1329*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 1998, s. 32-47.
- [69] Serrano, M., Fernández, P., Lapena, J. Fracture Toughness Evaluation of Eurofer97 by Testing Small Specimen. In *Small Specimen Test Techniques: 5th volume, ASTM STP 1502*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 2009, s. 114-121.
- [70] Edsinger, K., Odette, G.R., Lucas, G.E., Sheckherd, J.W. The effect of size, crack depth and strain rate on fracture toughness-temperature curves of a low activation stainless steel. *Journal of Nuclear Materials*, 1996, roč. 233-237, č. 1, s. 342-243.
- [71] Schneider, H.C. Entwicklung einer miniaturisierten bruchmechanischen Probe für Nachbestrahlungsuntersuchungen. *Technical Report FZKA 7066*, Forschungszentrum Karlsruhe, Karlsruhe, 2005, 170 s.
- [72] Lucon, E., Scibetta, M. Use of KLST miniature Charpy specimen for measuring dynamic fracture toughness under impact loading rates. In *Small Specimen Test Techniques: 5th volume, ASTM STP 1502*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 2009, s. 170-179.
- [73] Mueller, P.F. *Finite Element Modelling and Experimental Study of Brittle Fracture in Tempered Martensitic Steels for Thermonuclear Fusion Application*. These No. 4518, EPFL, Lausanne, Suisse, 2009, s. 153.
- [74] Mueller, P., Spätig, P., Bonadé, R., Odette, G.R., Gragg, D. Fracture toughness master-curve analysis of the tempered martensitic steel Eurofer97. *Journal of Nuclear Materials*, 2009, roč. 386-388, s. 323-327.

- [75] Wallin, K. Effect of Strain Rate on the Fracture Toughness Reference Temperature T_0 For Ferritic Steels. In *Recent Advances in Fracture*, Warrendale, PA: Minerals, Metals and Materials Society, 1997, s. 171-182.
- [76] Scibetta, M., Schuurmans, J., Lucon, E., van Walle, E. On the use of the crack tip opening angle parameter to explain the ductile crack growth behaviour of miniature compact specimen. *Engineering Fracture Mechanics*, 2008, roč. 75, č. 11, s. 3599-3610.
- [77] Meimei, L., Sokolov, M.A., Zinkle, S.J. Tensile and fracture toughness properties of neutron-irradiated CuCrZr. *Journal of Nuclear Materials*, 2009, roč. 393, č. 1, s. 36-46.
- [78] Klueh, R.L., Shiba, K., Sokolov, M.A. Embrittlement of irradiated ferritic/martensitic steels in the absence of irradiation hardening. *Journal of Nuclear Materials*, 2008, roč. 377, č. 3, s. 427-437.
- [79] Odette, G.R., Yamamoto, T., Kishimoto, H., Sokolov, M., Spätig, P., Yang, W.J., Rensman, J.-W., Lucas, G.E. A master curve analysis of F82H using statistical and constraint loss size adjustments of small specimen data. *Journal of Nuclear Materials*, 2004, roč. 329-333, č. B, s. 1243-1247.
- [80] Cottrell, A.H. Theory of brittle fracture in steel and similar metals. *Transactions of ASME*, 1958, roč. 212, s. 192-203.
- [81] Koutský, J., Jandoš, F., Karel, V. *Lomy ocelových částí*. SNTL, Praha, 1976, s. 345.
- [82] Smith, E. The nucleation and growth of cleavage microcracks in mild steel. In *Proceedings of the Conference on the Physical Basis of Fracture*, Institute of Physics and Physics Society, 1966, s. 36-46.
- [83] Dolby, R.E., Knott, J.F. Toughness of martensitic and martensitic-bainitic microstructures with particular reference to heat-affected zones. *Journal of the Iron and Steel Institute*, 1972, roč. 210, s. 857-865.
- [84] Ritchie, R.O., Knott, J.F., Rice, J.R. On the relationship between critical tensile stress and fracture toughness in mild steel. *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 1979, roč. 21, s. 395-410.
- [85] Beremin, F.M. A local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel steel. *Metallurgical Transactions*, 1983, roč. 14, č. A, s. 2277-2287.
- [86] Koppenhoefer, K.C., Dodds, R.H. Loading rate effects on cleavage fracture of pre-cracked CVN specimen: 3-D Studies. *Engineering fracture mechanics*, 1997, roč. 58, č. 3, s. 249-270.
- [87] Ruggieri, C., Dodds, R.H. A transferability model for brittle fracture including constraint and ductile tearing effects: a probabilistic approach. *International Journal of Fracture*, 1997, roč. 79, č. 4, s. 309-340.
- [88] Argon, A.S., Im, J., Safoglu, R. Cavity formation from inclusion in ductile fracture. *Metallurgical Transactions*, 1975, roč. 6, č. A, s. 825-837.

- [89] Beremin, F.M. Cavity formation from inclusion in ductile fracture of A508 Steel. *Metallurgical Transactions*, 1981, roč. 12, č. A, s. 723-731.
- [90] Brown, L.M., Stobbs, W.M. The work hardening of copper-silica v. equilibrium plastic relaxation by secondary dislocations. *Philosophical Magazine*, 1976, roč. 34, s. 351-372.
- [91] Goods, S.H., Brown, L.M. The nucleation of cavities by plastic deformation. *Acta Metallurgica*, 1979, roč. 27, s. 1-15.
- [92] Van Stone, R.H., Cox, T.B., Low, J.R. Jr., Psioda, P.A. Microstructural aspects of fracture by dimpled rupture. *International Metallurgical Reviews*, 1985, roč. 30, s. 157-179.
- [93] Thomason, P.F. *Ductile Fracture of Metals*. Pergamon Press, Oxford, UK, 1990, s. 219.
- [94] Rice, J.R., Tracey, D.M. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1969, roč. 17, s. 201-217.
- [95] Gurson, A.L. Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part 1 – Yield criteria and flow rules for porous ductile media. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1977, roč. 99, s. 2-15.
- [96] Tvergaard, V. On localization in ductile materials containing spherical voids. *International Journal of Fracture*, 1982, roč. 19, č. 4, s. 237-252.
- [97] Tvergaard, V., Needleman, A. Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar. *Acta Metallurgica*, 1984, roč. 32, č. 1, s. 157-196.
- [98] Rousselier, G. Ductile fracture models and their potential in local approach to fracture. *Nuclear Engineering and Design*, 1987, roč. 105, č. 1, s. 97-111.
- [99] Lemaitre, J. A continuous damage mechanics model for ductile fracture. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1985, roč. 77, s. 335-344.
- [100] Schindler, H.-J., Kalkhof, D., Tipping, P. Determination of transferable lower-bound fracture toughness from small specimens. In *Small Specimen Test Techniques: 5th volume, ASTM STP 1502*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 2009, s. 180-195.
- [101] Böhme, W., Schindler, H.-J. Single specimen methods to evaluate J-R-curves from instrumented Charpy tests: Results of Round Robin. In *Proceedings of ECF 11- Mechanisms and Mechanics of Damage and Failure*, Volume III, EMAS Publishing, 1996, s. 1977-1988.
- [102] Schindler, H.-J. The use of instrumented impact testing on precracked Charpy specimens. *Engineering Integrity Assessment Evaluating Material Properties by Dynamic Testing*, ESIS 20, Mechanical Engineering Publications, London, 1996, s. 45-58.
- [103] Schindler, H.-J., Bertschinger, P. Relation of fracture energy of sub-sized Charpy specimen to standard Charpy energy and fracture toughness. In *Transferability of*

Fracture Mechanical Characteristics, I. Dlouhý (ed.), Netherlands, Kluwer Academic Publishers, 2002, s. 213-224.

- [104] Schindler, H.-J., Veidt, M. Fracture toughness evaluation from instrumented sub-size Charpy-type tests. In *Small specimen test techniques, ASTM STP 1329*, West Conshohocken, PA: ASTM International, 1998, s. 3-14.
- [105] Wallin, K., Nevasmaa, P., Planman, T., Valo, M. Evolution of the Charpy-V test from a quality control test to a material evaluation tool for structural integrity assessment. *From Charpy to Present Impact Testing*, D. Francois, A., Ponesu, (eds.), Elsevier and ESIS, 2002, s. 57-68.
- [106] Sreenivasan, P.R. Estimation of ASTM-E1921 reference temperature from Charpy tests: Charpy energy-fracture toughness correlation method. *Engineering Fracture Mechanics*, 2008, roč. 75, č. 18, s. 5229-5245.
- [107] Wallin, K. Upper shelf energy normalization for sub-sized Charpy-V specimens. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2001, roč. 78, č. 7, s. 463-470.
- [108] Kozák, V., Janík, A. The use of the local approach for the brittle fracture prediction. In *Transferability of Fracture Mechanical Characteristics*, I. Dlouhý (ed.), Netherlands, Kluwer Academic Publishers, 2002, s. 105-122.
- [109] Mueller, P., Spätig, P. 3D finite and experimental study of the size requirements for measuring toughness on tempered martensitic steels. *Journal of Nuclear. Materials*, 2009, roč. 389, č. 3, s. 377-384.
- [110] Berdin, C., Besson, J., Bugat, S., Desmorat, R., Feyel, E., Forest, S., Lorentz, E., Maire, E., Pardoën, T., Pineau, A., Tanguy, B. *Local approach to fracture*. École des Mines de Paris, 2004, s. 422.
- [111] He, R., Steiglich, J., Heerens, J., Wang, G.W., Brocks, W., Dahms, M. Influence of particle size and volume fraction on damage and fracture in Al-Al₃Ti composites and micromechanical modeling using the GTN model. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials*, 1998, roč. 21, č. 10, s. 1189-1201.
- [112] Faleskog, J., Gao, X., Shih, C.F. Cell model for nonlinear fracture mechanics – I. micromechanics calibration. *International Journal of Fracture*, 1998, roč. 89, č. 4, s. 355-373.
- [113] Berdin, C., Haušild, P. Damage mechanisms and local approach to fracture, Part I: Ductile fracture. In *Transferability of Fracture Mechanical Characteristics*, I. Dlouhý (ed.), Netherlands, Kluwer Academic Publishers, 2002, s. 167-180.
- [114] ESIS Procedure for Determining the Fracture Behaviour of Materials, ESIS P2-92. Delft, 1992.
- [115] Abendroth, M., Kuna, M. Identification of ductile damage and fracture parameters from the small punch test using neural network. *Engineering Fracture Mechanics*, 2006, roč. 73, č. 6, s. 710-725.

- [116] Brocks, W., Klingbeil, D., Künecke, G., Sun, D.-Z. Application of the Gurson model to ductile tearing resistance. In *Constraint effects in fracture Theory and applications: second volume, ASTM STP 1244*, Philadelphia, PA: ASTM International 1995, s. 232-252.
- [117] Chang-Sik, O., Nak-Hyun, K., Yun-Jae, K., Jong-Hyun, B., Young-Pyo, K., Woo-Sik, K. A finite element ductile fracture simulation method using stress-modified fracture strain model. *Engineering Fracture Mechanics*, 2011, roč. 78, č. 1, s. 124-137.
- [118] Bonadé, R. A. *Constitutive behaviour and fracture properties of tempered martensitic steels for nuclear applications: Experiments and modeling*. These No. 3405, EPFL, Lausanne, Suisse, 2006, s. 211.
- [119] Böhler-Uddelhom, tavba č. 993402 výrobní údaje.
- [120] Fernández, P., Lancha, A.M., Lapena, J., Hernández-Mayoral, M. Metallurgical characterization of the reduced activation ferritic/martensitic steel Eurofer'97 on as-received condition. *Fusion Engineering and Design*, 2001, roč. 58-59, s. 787-792.
- [121] Open Source Physics [online], <<http://www.cabrillo.edu/~dbrown/tracker/>>, [cit. 20.1.2014].
- [122] Yingbin, B. Dependence of ductile crack formation in tensile tests on stress triaxiality, stress and strain ratio. *Engineering Fracture Mechanics*, 2005, roč. 72, č. 4, s. 505-522.
- [123] Barnby, J.T., Flavell, C.J., Nadkarni, A.S., Shi, Y.W. Void nucleation and growth during tensile deformation in steel. *International Journal of Fracture*, 1984, roč. 25, č. 2, s. 143-151.
- [124] Vlček, L. Numerická 3D analýza těles s trhlinou: Výpočty parametru constraint a modelování stabilního šíření trhliny. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství a Ústav fyziky materiálů, AV ČR, v. v. i., 2004. 104 s. Vedoucí disertační práce Ing. Vladislav Kozák, Csc.
- [125] Rasband, W. S. ImageJ. U.S. National Institutes of Health, Bethesda, Maryland, USA, <<http://imagej.nih.gov/ij/>>, 1997-2012, [18.01.2014].
- [126] Kwon, D., Asaro, R. J. A study of void nucleation, growth, and coalescence in spheroidized 1518 steel. *Metallurgical Transactions A*, 1990, roč. 21, č. 1, s. 117-134.
- [127] Fisher, J. R., Gurland, J. Void nucleation in spheroidized carbon steels Part 1: Experimental. *Metal Science*, 1981, roč. 15, č. 5, s. 185-129.
- [128] Mirone, G.: A new model for the elastoplastic characterization and the stress-strain determination on the necking section of a tensile specimen. *International Journal of Solids and Structures*, 2004, roč. 41, č. 13, s. 3545-3564.
- [129] Bernauer G., Brocks, W. Micro-mechanical modelling of ductile damage and tearing – results of a European numerical round robin. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 2002, roč. 25, č. 4, s. 363-384.

- [130] Sun, D.-Z., Kienzler, R., Voss, B., Schmidt, W. Application of the Gurson model to ductile tearing resistance. In *Second Symposium on Constraint Effects, ASTM STP 1224*, Philadelphia, PA: ASTM International, 1995, s. 232-252.
- [131] Chaouadi, R., Puzzolante, J.L. Loading rate effect on ductile crack resistance of steels using precracked Charpy specimens. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2008, roč. 85, č. 11, s. 752-761.
- [132] Huang, Q. a kol. Recent progress of R&D activities in on reduced activation ferritic/martensitic steel. *Journal of Nuclear Materials*, 2013, roč. 442, č. 1-3, s. S2-S8.
- [133] Rodríguez, C., Belzunce, F. J., García, T. E., Penuelas, I. Biparametric fracture toughness characterization of Eurofer steel plates. *Procedia Engineering*, 2011, roč. 10, s. 977-982.
- [134] Zhu, X.-K., Joyce, J.A. J-Resistance curve testing of HY80 steel using SE(B) specimens and normalization method. *Engineering Fracture Mechanics*, 2007, roč. 74, č. 14, s. 2263-2281.
- [135] Roberti, R., Nicodemi, W., La Vecchia, G.M., Basha, Sh. J-R curve dependence on specimen geometry and microstructure in two austenitic-ferritic stainless steels. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 1993, roč. 54, č. 2, s. 343-352.
- [136] Xue, Z., Pontin, M.G., Zok, F.W., Hutchinson, J.W. Calibration procedures for a computational model of ductile fracture. *Engineering Fracture Mechanics*, 2010, roč. 77, č. 3, s. 492-509.
- [137] Zhu, X.-K., Jang, S.K. J-R curves corrected by load-independent constraint parameter in ductile crack growth. *Engineering Fracture Mechanics*, 2001, roč. 68, č. 3, s. 285-301.
- [138] Incoloy[®] alloy MA956, Special Metals, <<http://www.specialmetals.com/documents/Incoloy%20alloy%20MA956.pdf>>, [18.01.2014].
- [139] Special Metals, Výrobní údaje: MA 956 HR Plate 9/9,5 Thk x 890 Wide x 652mm Cut, No. 26361.
- [140] Rao, B., Acharya, A. R. Evaluation of Jc from the recorded front face displacement on ct specimens, *Engineering Fracture Mechanics*, 1986, roč. 24, č. 4, s. 625-628.
- [141] Landes, J. D. J calculation from front face displacement measurement on a compact specimen. *International Journal of Fracture*, 1980, roč. 16, č. 4, s. R183-R185.
- [142] Landes, J. D., Zhou, Z., Lee, K., Herrera, R. Normalization method for developing J-R curves with the LMN function, *Journal of Testing and Evaluation*, JTEVA, 1991, roč. 19, č. 4, s. 305-311.
- [143] Serrano, M., Hernández-Mayoral, M., García-Junceda, A. Microstructural anisotropy effect on mechanical properties of a 14Cr ODS steel. *Journal of Nuclear Materials*, 2012, roč. 428, č. 1-3, s. 103-109.
- [144] H. Hadraba, Fournier, B., Stratil, L., Malaplate, J., Rouffié, A.-L., Wident, P., Ziolk, L., Béchade, J.-L. Influence of microstructure on impact properties of 9-18%Cr ODS

- steels for fusion/fission applications. *Journal of Nuclear Materials*, 2011, roč. 411, č. 1-3, s. 112-118.
- [145] Turba, K., Hurst, R. C., Hähner, P. Anisotropic mechanical properties of the MA956 ODS steels characterized by the small punch testing technique, *Journal of Nuclear Materials*, 2012, roč. 428, č. 1-3, s. 76-81.
- [146] Capdevila, C. Oxide coarsening and its influence on recrystallization in a mechanically alloyed Fe-based Oxide-Dispersion-Strengthened Alloy. *Metallurgical & Materials Transactions*, 2005, roč. 36, č. 6, s. 1547-1555.
- [147] Chou, T.S., Bhadeshia, H. K. D. H. Recrystallization temperatures in mechanically alloyed oxide-dispersion-strengthened MA956 and MA957 steels. *Materials Science and Engineering*, 1994, roč. 189, č. 1-2, s. 229-233.
- [148] Chou, T.S. Recrystallization behaviour and grain structure in mechanically alloyed oxide dispersion strengthened MA956 steel. *Materials Science and Engineering*, 1997, roč. 223, č. 1-2, s. 78-90.
- [149] Webster, S., Bannister, A. Structural integrity assessment procedure for Europe of the SINTAP program overview. *Engineering Fracture Mechanics*, 2000, roč. 67, č. 6, s. 481-514.
- [150] Baluc, N. Materials for fusion power reactors. *Plasma Physics and Controlled Fusion*, 2006, roč. 48, č. 12B, B165-B177.
- [151] Chaouadi, R., Ramesh, M., Gavrilov, S. Effect of crack length-to-width ratio on crack resistance on high Cr-ODS steels at high temperature for fuel cladding application. *Journal of Nuclear Materials*, 2013, roč. 442, č. 1-3, s. 425-433.

8 Seznam použitých zkratek a symbolů

<i>Značka</i>	<i>Název</i>	<i>Jednotka</i>
α	koeficient ve vztahu pro korekci J_{pl} na přírůstek délky trhliny	
Γ	integrační čára	
δ	otevření při přemístění čela trhliny (Crack Tip Opening Displacement)	[mm]
δ_c	kritické otevření při přemístění čela trhliny	[mm]
δ_{lc}	otevření při přemístění čela trhliny při splnění podmínek platnosti	[mm]
δ_{max}	maximální hodnota otevření při přemístění čela trhliny	[mm]
δ_Q	provizorní hodnota otevření při přemístění čela trhliny	[mm]
Δa	celkový přírůstek délky trhliny	[mm]
Δa_{SWZ}	přírůstek délky trhliny vzniklý během zatěžování tělesa z otupeného čela trhliny	[mm]
Δa_{tear}	přírůstek délky trhliny vzniklý stabilním šířením tvárné trhliny	[mm]
ε	deformace, smluvní deformace určená z počátečních rozměrů tělesa	[-]
ε_e	ekvivalentní von Misesova deformace	[-]
ε_f	lomová deformace při zkoušce tahem určená z počátečních rozměrů	[-]
ε_N	skutečná deformace na mezi plastické nestability	[-]
ε_n	střední nukleační deformace	[-]
ε_t	skutečná deformace určená z aktuálního průřezu tělesa	[-]
ε_{t-el}	elastická část skutečné deformace	[-]
ε_{t-pl}	plastická část skutečné deformace	[-]
Φ	funkce plastického potenciálu	
η_{pl}	součinitel hodnoty plastické práce závislý na délce trhliny	
ν	Poissonova konstanta	[-]
ν_{LL}	přemístění na linii zatěžování	[mm]
ν_{FF}	přemístění z čelní strany tělesa	[mm]
ν'_{pli}	normalizované plastické přemístění	[-]
σ	smluvní napětí určené z počátečních rozměrů tělesa	[MPa]
$\sigma_{\theta\theta}$	maximální hlavní napětí	[MPa]
σ_e	ekvivalentní von Misesovo napětí	[MPa]

σ_f	lomové napětí při zkoušce tahem určené z počátečních rozměrů	[MPa]
σ_{fr}	kritické lomové napětí	[MPa]
σ_{hyd}	hydrostatické napětí	[MPa]
σ_m	mez pevnosti v tahu	[MPa]
σ_t	skutečné napětí určené z aktuálního průřezu tělesa	[MPa]
σ_{t_MLR}	skutečné napětí korigované dle MLR modelu na vliv lokální plastické nestability	[MPa]
σ_y	deformační napětí jak průměrná hodnota σ_0 a σ_m	[MPa]
σ_0	mez kluzu v tahu	[MPa]
ρ	koeficient korelace regresní funkce	
ρ_p	střední průměr precipitátů	[μm]
ρ_v	střední průměr dutin	[μm]
a	aktuální délka trhliny v tělese	[mm]
a_0	počáteční délka předcyklované trhliny v tělese	[mm]
a_{max}	maximální délka trhliny v tělese z hlediska platnosti charakteristiky	[mm]
A	tažnost	[%]
A_n	intenzita nukleace	[-]
b	aktuální délka ligamentu tělesa, $(W - a)$	[mm]
b_0	počáteční délka ligamentu tělesa, $(W - a_0)$	[mm]
B	tloušťka (hloubka) tělesa	[mm]
B_n	tloušťka (hloubka) tělesa při použití bočních vrubů	[mm]
C	koeficient regresní funkce popisující R-křivku	
da	změna délky trhliny	[mm]
dU	změna potenciální energie tělesa	[J]
E	Youngův modul pružnosti v tahu	[GPa]
f	objemový podíl dutin	[-]
f_c	kritický objemový podíl dutin při počátku koalescence dutin	[-]
f_f	konečný objemový podíl dutin při lomu	[-]
f_n	objemový podíl nukleovaných dutin	[-]
f_p	objemový podíl precipitátů určený z mikrostruktury	[-]
f_v	objemový podíl dutin určený z mikrostruktury	[-]
f_0	počáteční objemový podíl dutin	[-]
F	síla	[N]
J	J-integrál	[kJ/m ²]

J_c	kritická hodnota J-integrálu	[kJ/m ²]
J_{el}	elastická část J-integrálu	[kJ/m ²]
J_{pl}	plastická část J-integrálu	[kJ/m ²]
J_{max}	maximální hodnota J-integrálu	[kJ/m ²]
J_i	hodnota J-integrálu v i-tém bodě J-R křivky	[kJ/m ²]
J_{inic}	iniciační hodnota J-integrálu	[kJ/m ²]
$J_{i,Re grese}$	hodnota J-integrálu regresní funkce při a odpovídající J_i	[kJ/m ²]
J_Q	provizorní hodnota J-integrálu	[kJ/m ²]
K_c	kritická hodnota součinitele intenzity napětí	[MPa·m ^{0,5}]
K_I	součinitel intenzity napětí, mód otevírání trhliny I	[MPa·m ^{0,5}]
K_{Ic}	hodnota součinitele intenzity napětí při splnění podmínek platnosti	[MPa·m ^{0,5}]
K_{Jc}	hodnota součinitele intenzity napětí přepočtená z J_c	[MPa·m ^{0,5}]
K_{JIc}	hodnota součinitele intenzity napětí přepočtená z J_{Ic}	[MPa·m ^{0,5}]
$K_{Jc(med)}$	střední hodnota lomové houževnatosti dle ASTM E1921	[MPa·m ^{0,5}]
K_{Jmes}	měřená hodnota součinitele intenzity napětí	[MPa·m ^{0,5}]
K_{Ju}	hodnota součinitele intenzity napětí přepočtená z J_u	[MPa·m ^{0,5}]
K_{min}	minimální dolní prahová hodnota houževnatosti, dle metodologie univerzální křivky stanovena jako $K_{min} = 20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5}$	[MPa·m ^{0,5}]
K_{JIT}	hodnota lomové houževnatosti přepočtená na tloušťku 25 mm (1T)	[MPa·m ^{0,5}]
L	délka tělesa	[mm]
m	konstanta popisující vzájemný vztah mezi J , δ a σ_0 při SSY	
M	koeficient v definici čáry otupení pro J-integrál dle ASTM s doporučenou hodnotou $M = 2$	
M_δ	koeficient v definici čáry otupení pro δ dle ASTM s doporučenou hodnotou $M = 2$	
M_{lim}	deformační limit (M parametr) dle ASTM E1921	[-]
MLR_σ	polynomická multilineární regresní funkce	
n_{MC}	počet všech měřených hodnot houževnatosti dle metodiky ASTM E1921	
$(N_A)_p$	plošná hustota částic	[m ⁻²]
$(N_A)_v$	plošná hustota dutin	[m ⁻²]
$(N_V)_p$	objemový podíl částic	[m ⁻³]
p	exponent regresní funkce popisující R-křivku	
P_N	normalizované zatížení	[MPa]
q_1, q_2, q_3	Mikromechanické parametry GT, modelu a GTN modelu	
r	vzdálenost od čela trhliny	[mm]

r_{MC}	počet platných měřených hodnot houževnatosti dle metodiky ASTM E1921	
r_y	velikost plastické zóny na čele trhliny pro podmínky RN a elastické chování materiálu	[mm]
r_{pl}	velikost plastické zóny na čele trhliny pro podmínky RN a elasto-plastické chování materiálu	[mm]
r_p	rotační faktor	[-]
R	aktuální rádius průřezu kruhového tahového tělesa	[mm]
R_0	počáteční rádius průřezu kruhového tahového tělesa	[mm]
$R_{p0,2}$	smluvní mez kluzu stanovená pro $\varepsilon = 0,2$	[MPa]
s_n	směrodatná odchylka ε_n	[-]
$S_{J,\Delta a}$	směrodatná regresní funkce J-R křivky	[kJ/m ²]
T	teplota	[°C]
T_0	referenční teplota univerzální křivky, při $K_{Jc(med)} = 100 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$	[°C]
W	výška tělesa	[mm]
z	vzdálenost místa měření otevření tělesa od v_{LL}	[mm]
Z	zúžení	[%]
CT	těleso pro zatěžování excentrickým tahem (Compact Tension)	
CTOA	úhel otevření čela trhliny (Crack Tip Opening Angle)	[°]
CTOD	otevření čela trhliny (Crack Tip Opening Displacement)	[mm]
DBTT	tranzitní teplota přechodu tvárného a štěpného lomu stanovená na základě nárazové práce	[°C]
DCT	CT těleso diskového tvaru	
EPLM	elasto-plastická lomová mechanika	
FATT	tranzitní teplota přechodu tvárného a štěpného lomu stanovená na základě vzhledu lomové plochy	[°C]
GTN	Gurson-Tvergaard-Needleman model	
KLST	podrozměrné těleso pro tříbodový ohyb, průřez 3×4 mm ²	
LELM	lineárně elastická lomová mechanika	
LSY	stav velkých plastických deformací na čele trhliny (large scale yielding)	
MCT	mini CT těleso	
MKP	metoda konečných prvků	
MLR	multilineární regresní model	
NDR	normalizační metoda určování J-R křivky	
PCC	těleso typu Charpy s předcyklovanou trhlinou (Pre-Crack Charpy)	

PKLST	podrozměrné těleso pro tříbodový ohyb s předcyklovanou trhlinou, průřez $3 \times 4 \text{ mm}^2$
RD	rovinná deformace
RN	rovinná napjatost
SEM	rastrovací elektronová mikroskopie
SG	boční vruby
SSY	stav malých plastických deformací na čele trhliny (small scale yielding)
1T-CT	standardní těleso pro zatěžování excentrickým tahem, tloušťka 25 mm
1T-3PB	standardní těleso pro tříbodový ohyb, tloušťka 25 mm
3PB	tříbodový ohyb (three-point-bend)
1/2 PCC	těleso PCC poloviční velikosti, průřez $5 \times 5 \text{ mm}^2$
1/3 PCC	těleso PCC třetinové velikosti, průřez $3,3 \times 3,3 \text{ mm}^2$

9 Přílohy

Tab. P1: Výsledky metody více těles pro PKLST těleso. Hodnoty J-integrálu byly určeny dle ASTM E1820 a korigovány na přírůstek trhliny.

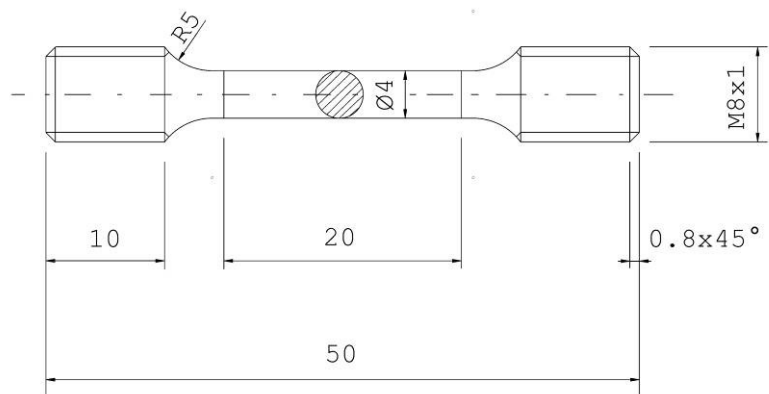
Těleso	L	W	B	a_0	$W - a_0$	Δa	Δa_{swz}	Δa_{tear}	U_{pl}	J
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[J]	[kJ/m ²]
E04	27,000	4,049	3,083	1,966	2,083	0,042	0,042	0,000	0,201	65,629
E05	27,000	4,043	3,087	2,023	2,020	0,128	0,041	0,087	0,562	175,403
E13	27,000	4,036	3,060	2,138	1,898	0,188	0,057	0,131	0,592	195,595
E11	27,000	4,021	3,041	2,196	1,825	0,204	0,059	0,145	0,723	247,474
E01	27,000	4,030	3,060	2,107	1,923	0,207	0,050	0,157	0,734	237,572
E06	27,000	4,034	3,058	1,971	2,063	0,236	0,043	0,193	1,027	306,073
E10	27,000	4,020	3,050	2,185	1,835	0,265	0,053	0,212	0,928	309,341
E07	27,000	4,039	3,058	1,987	2,052	0,271	0,050	0,221	1,088	324,225
E02	27,000	4,028	3,063	2,048	1,980	0,316	0,055	0,261	1,073	327,597
E12	27,000	4,025	3,042	2,132	1,893	0,365	0,053	0,312	1,087	345,142
E03	27,000	4,049	3,060	1,997	2,052	0,403	0,075	0,328	1,363	395,486
E15	27,000	4,026	3,048	2,101	1,925	0,453	0,070	0,383	1,398	428,967

Tab. P2: Výsledky metody více těles pro PCC těleso. Hodnoty J-integrálu byly určeny dle ASTM E1820 a korigovány na přírůstek trhliny.

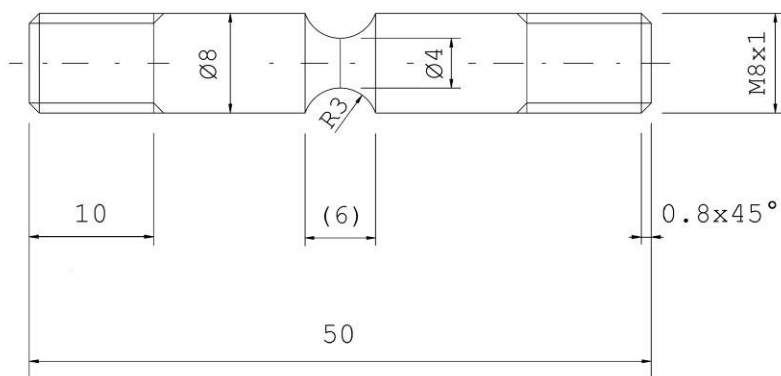
Těleso	L	W	B	a_0	$W - a_0$	Δa	Δa_{swz}	Δa_{tear}	U_{pl}	J
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[J]	[kJ/m ²]
B14	50,000	10,010	10,004	5,188	4,822	0,165	0,087	0,078	6,163	259,320
B13	50,000	10,025	10,009	5,032	4,993	0,279	0,104	0,175	9,224	365,196
A12	50,000	10,025	10,003	5,067	4,958	0,429	0,166	0,263	13,257	513,978
B12	50,000	10,030	10,010	5,334	4,696	0,577	0,174	0,403	15,899	639,088
A13	50,000	10,030	9,990	5,125	4,905	0,907	0,190	0,717	21,338	800,884
A14	50,000	10,030	9,970	4,991	4,039	0,949	0,214	0,735	22,843	834,394

Tab. P3: Výsledky metody více těles pro těleso 3PB 20×25. Hodnoty J-integrálu byly určeny dle ASTM E1820 a korigovány na přírůstek trhliny.

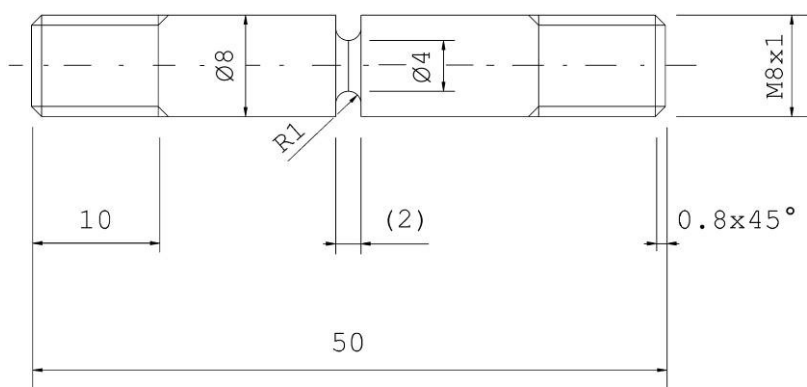
Těleso	L	W	B	a_0	$W - a_0$	Δa	Δa_{swz}	Δa_{tear}	U_{pl}	J
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[J]	[kJ/m ²]
D3	120,000	24,940	19,790	13,203	11,737	0,298	0,137	0,161	68,074	516,231
D4	120,000	24,940	19,780	13,243	11,697	0,447	0,185	0,262	85,040	657,382
D2	120,000	24,940	19,760	13,128	11,812	0,671	0,248	0,423	118,726	912,766
D5	120,000	24,940	19,780	13,143	11,797	0,937	0,317	0,620	136,273	1049,670
D1	120,000	24,940	19,770	13,108	11,832	1,322	0,430	0,892	180,608	1382,527



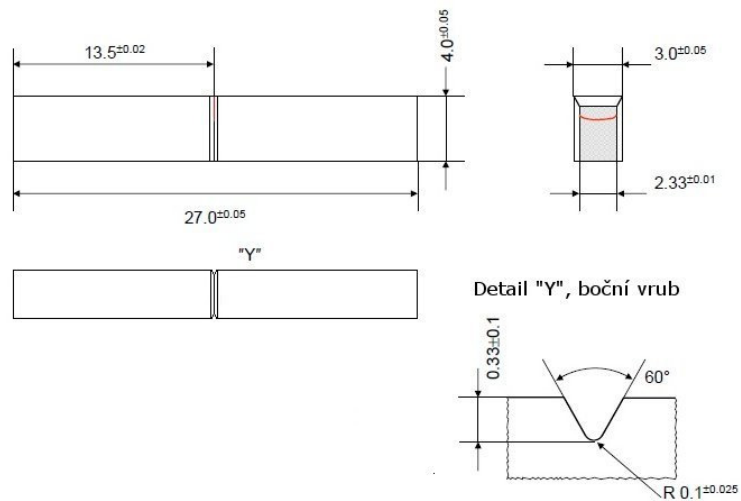
Obr. P1: Výkres hladkého tahového tělesa.



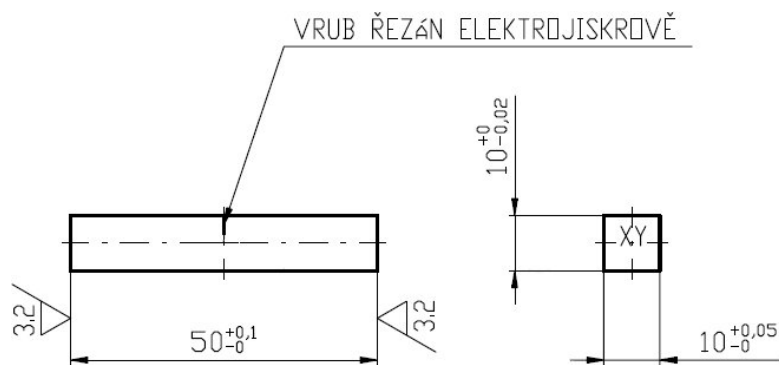
Obr. P2: Výkres vrubovaného tahového tělesa s rádiusem vrubu 3 mm.



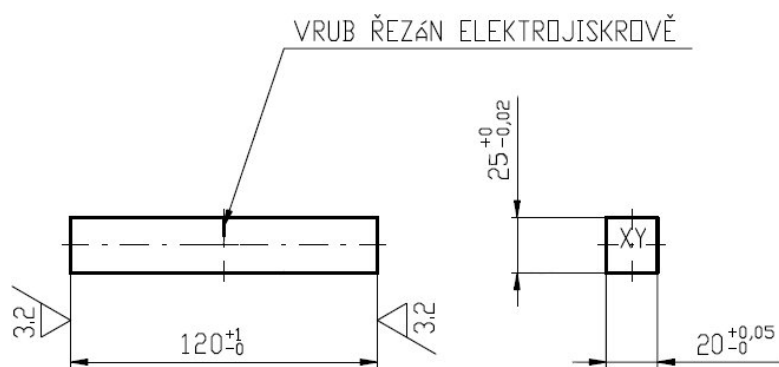
Obr. P3: Výkres vrubovaného tahového tělesa s rádiusem vrubu 1 mm.



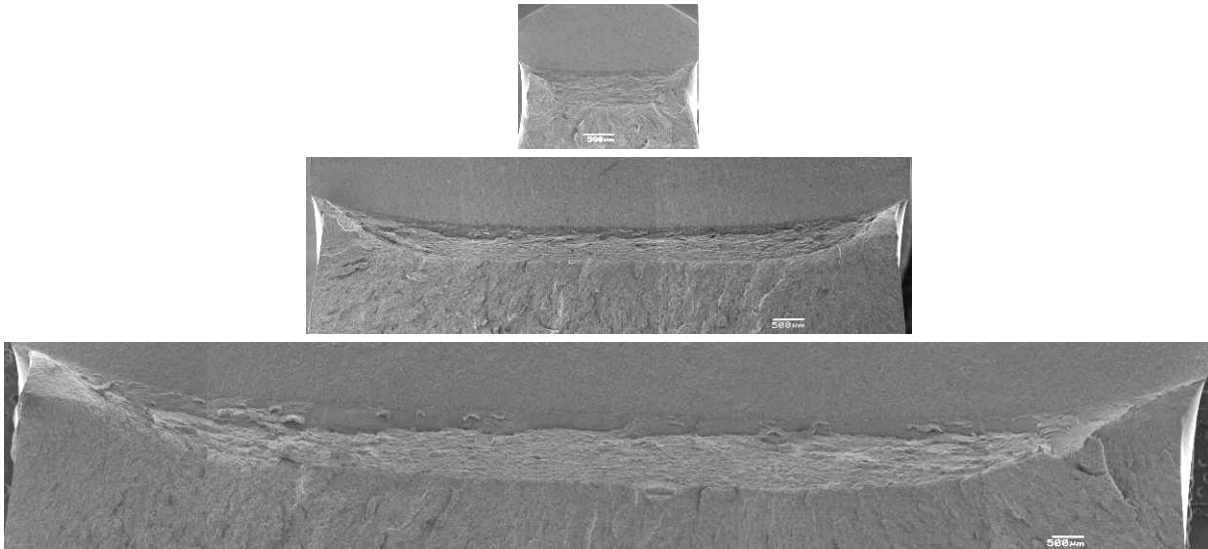
Obr. P4: Výkres PKLST tělesa v modifikaci s bočními vruby.



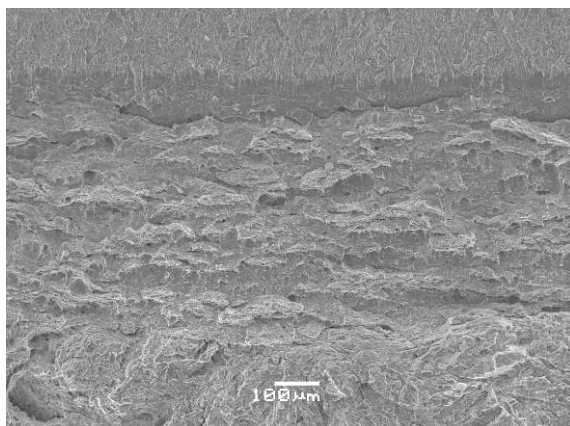
Obr. P5: Výkres PCC tělesa.



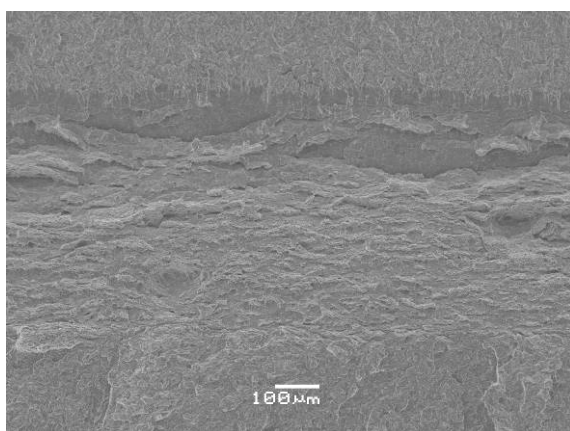
Obr. P6: Výkres tělesa 3PB 20×25.



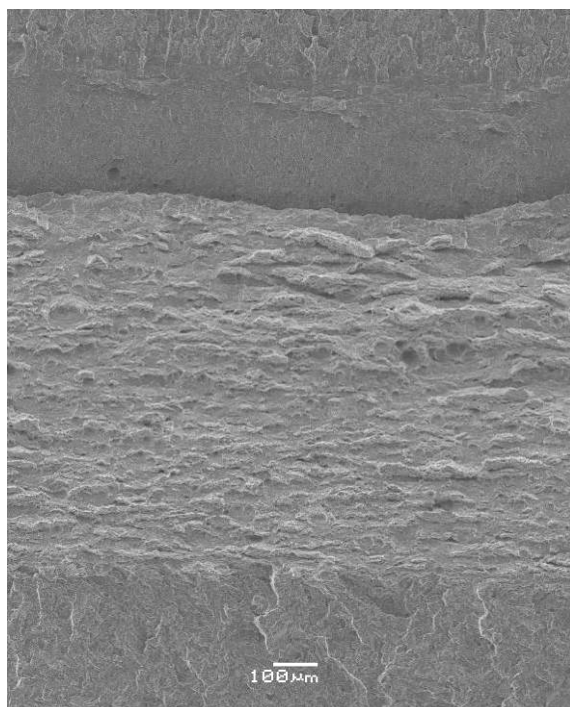
Obr. P7: Srovnání celkového vzhledu lomových ploch. Od shora dolů tělesa PKLST (E02), PCC (B12), 3PB 20x25 (D5), SEM.



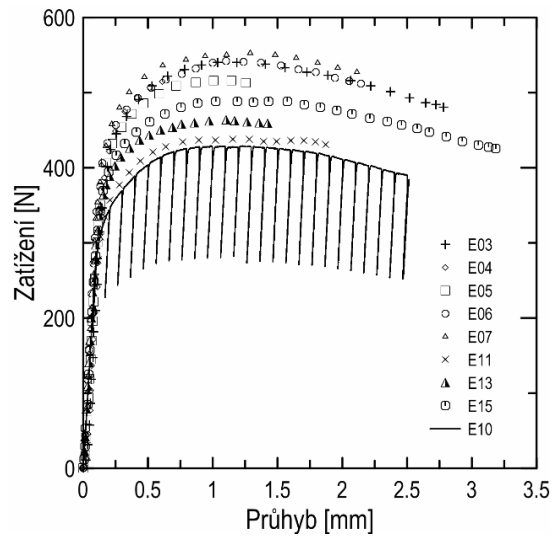
Obr. P8: Detail vzhledu lomové plochy, PKLST (E02), SEM, 100x.



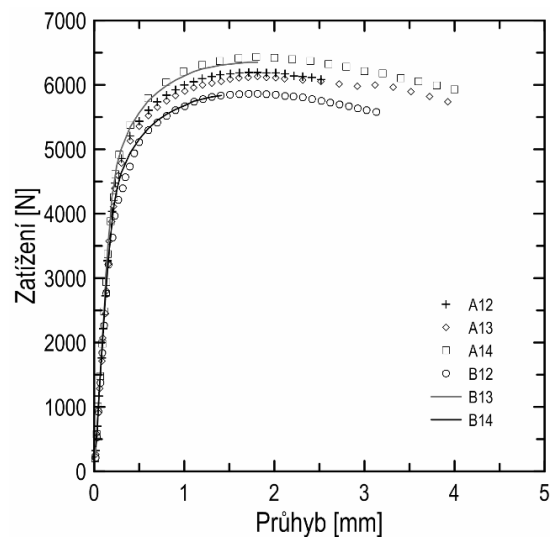
Obr. P9: Detail vzhledu lomové plochy PCC (B12), SEM, 100x.



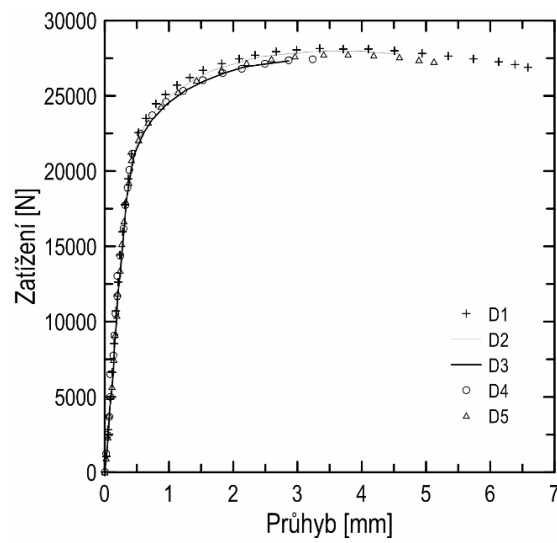
Obr. P10: Detail vzhledu lomové plochy 3PB 20x25 (D5), SEM, 100x.



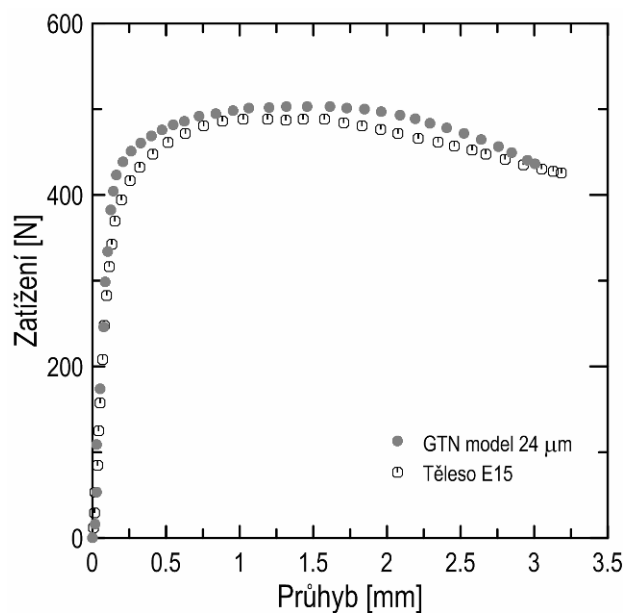
Obr. P11: Závislosti síla-průhyb vybraných PKLST těles.



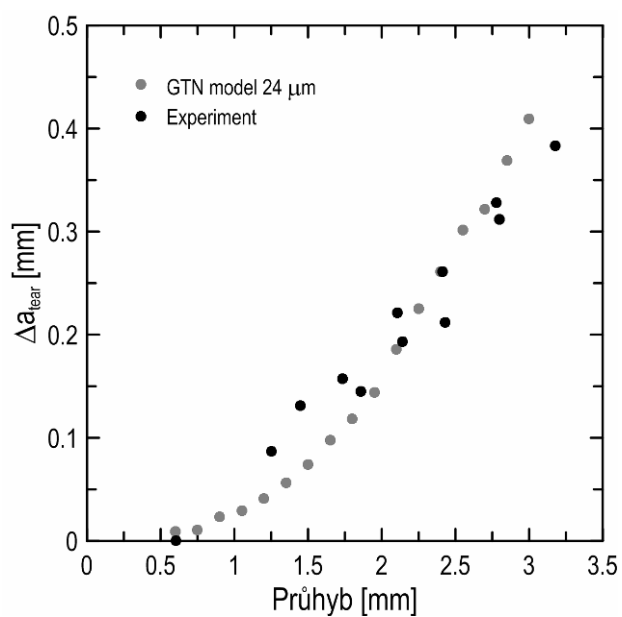
Obr. P12: Závislosti síla-průhyb PCC těles.



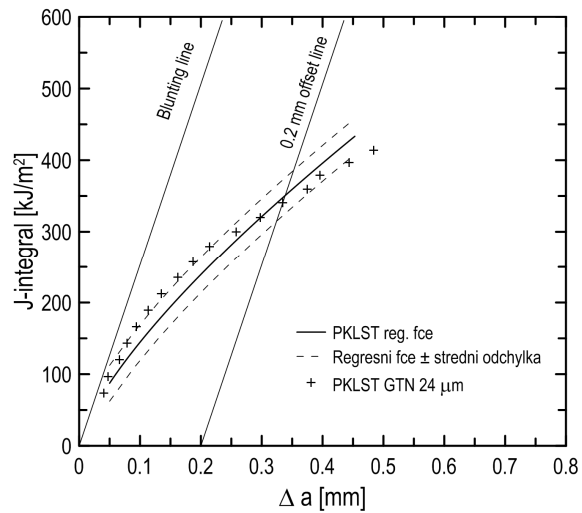
Obr. P13: Závislosti síla-průhyb těles 3PB 20x25.



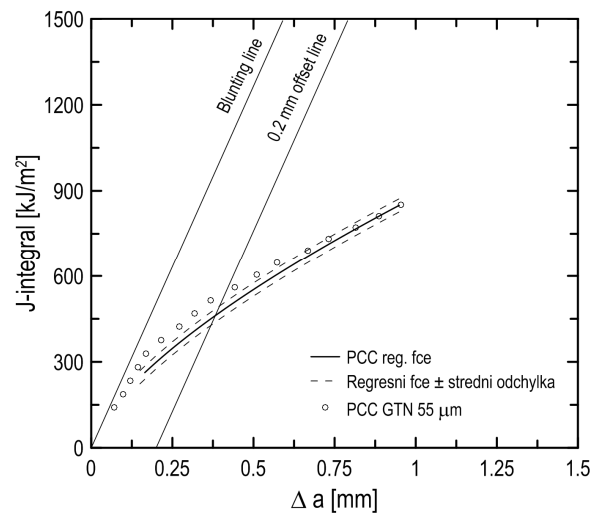
Obr. P14: Porovnání zátěžné křivky PKLST tělesa (E15) blízcího se rozměrům průřezu modelu PKLST tělesa s délkou trhliny 2 mm.



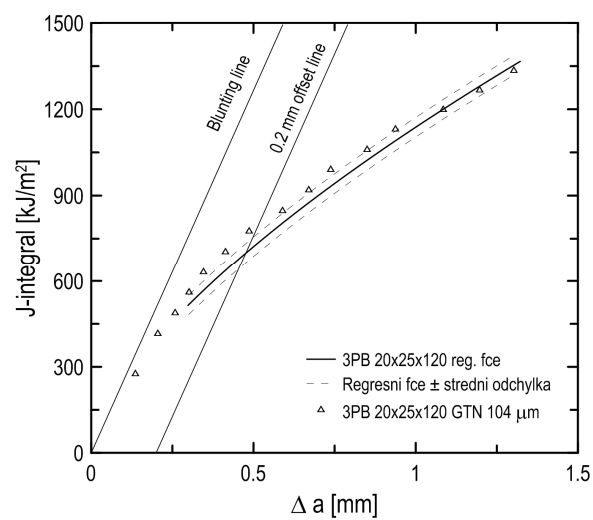
Obr. P15: Přírůstky tvárného natržení PKLST tělesa stanovené ze zkoušek metody více těles a z výpočtů při aplikaci GTN modelu.



Obr. P16: Porovnání GTN modelu a rozptylového pásu PKLST tělesa.



Obr. P17: Porovnání GTN modelu a rozptylového pásu PCC tělesa.



Obr. P18: Porovnání GTN modelu a rozptylového pásu 3PB 20x25 tělesa.

Seznam publikací vzniklých při řešení práce

- [S1] Stratil, L., Hadraba H., Dlouhý I. Vysokoteplotní provozní zkřehnutí oceli Eurofer97. In *Fraktografia 2009*. Košice, SR: Institute of Materials Research of the Slovak Academy of Science in Košice, 2009, s. 257-260.
- [S2] Stratil, L., Hadraba H., Dlouhý, I. Vlastnosti oceli Eurofer'97 po vyvíjené fúzní a štěpné reaktory. In *Víceúrovňový design pokrokových materiálů 2009. Sborník doktorské konference*. Brno: Ústav fyziky materiálů AV ČR, 2009, s. 65-74.
- [S3] Stratil, L., Hadraba, H., Dlouhý, I. High temperature service embrittlement of Eurofer97 steel. *Acta Metallurgica Slovaca Conference*, 2010, roč. 1, č. 2, s. 142-145.
- [S4] Stratil, L., Hadraba, H. Dlouhý, I. Mechanismy vzniku zkřehnutí a vliv žíhání na křehkolomové vlastnosti oceli EUROFER97. In *23. dny tepelného zpracování s mezinárodní účastí 2010*. Čerčany: Asociace pro tepelné zpracování kovů a ECOSOND s.r.o., Čerčany, 2010, s. 38-44.
- [S5] Stratil, L., Hadraba, H., Dlouhý, I. Určování lomové houževnatosti z podrozměrných vzorků typu KLST. In *Design a porušování materiálů - Křehký lom 2010*, Brno: Ústav fyziky materiálů AV ČR, 2010, s. 35-42.
- [S6] Stratil, L., Hadraba, H., Dlouhý, I. Vliv constraintu na hodnoty lomové houževnatosti v miniaturních vzorcích pro třibodový ohyb. In *Víceúrovňový design pokrokových materiálů 2010*. Brno: Ústav fyziky materiálů AV ČR, 2010, s. 99-104.
- [S7] Stratil, L., Kozák, V., Hadraba, H., Dlouhý, I. Stress state analysis of sub-sized pre-cracked three-point-bend specimen. In *13th Conference Applied Mechanics 2011*. Brno: Ústav fyziky materiálů AV ČR, 2010, s. 203-206.
- [S8] Stratil, L., Hadraba, H., Buršík, J., Dlouhý, I. Comparison of microstructural properties and Charpy impact behaviour between different plates of the Eurofer97 steel and effect of isothermal ageing. *Journal of Nuclear Materials*, 2011, roč. 416, č. 3, s. 311-317.
- [S9] Hadraba, H., Fournier, B., Stratil, L., Malaplate, J., Rougié, A., Wident, P., Ziolk, L., Béchade, J. Influence of microstructure on impact properties of 9–18%Cr ODS steels for fusion/ fission applications. *Journal of Nuclear Materials*, 2011, roč. 411, č. 1-3, s. 112-118.
- [S10] Hadraba, H., Kazimierzak, B., Stratil, L., Dlouhý, I. Microstructure and impact properties of ferritic ODS ODM401 (14%Cr-ODS of MA957 type). *Journal of Nuclear Materials*, 2011, roč. 417, č. 1-3, s. 241-244.
- [S11] Stratil, L., Hadraba, H., Dlouhý, I. Určování J- deltaa křivek pomocí miniaturních těles pro třibodový ohyb. In *Víceúrovňový design pokrokových materiálů 2011*, Brno: Ústav fyziky materiálů AV ČR, 2011, s. 145-154.

- [S12] Stratil, L., Hadraba, H., Kozák, V., Dlouhý, I. A simulation of R- curve by complete Gurson model. In *14th International conference Applied Mechanics 2012*, Plzeň: Západočeská univerzita v Plzni, 2012, s. 163-166.
- [S13] Stratil, L., Hadraba, H., Kozák, V., Dlouhý, I. Modelling of ductile fracture for sub sized three-point-bend geometry. *Engineering mechanics 2012*, Praha: Institute of Theoretical and Applied Mechanics, 2012, s. 1253-1258.
- [S14] Stratil, L., Kozák, V., Hadraba, H., Dlouhý, I. Stress state analysis of sub-sized pre-cracked three-point-bend specimen. *Engineering Mechanics*, roč. 19, č. 2/3, s. 121-129.
- [S15] Stratil, L., Hadraba, H., Dlouhý, I. Studie tvárného mechanismu porušování oceli Eurofer97. In *Víceúrovňový design pokrokových materiálů 2012*, Brno: Ústav fyziky materiálů AV ČR, 2012, s. 59-64.
- [S16] Stratil, L., Hadraba, H., Dlouhý, I. Ductile damage identification and tensile notch effect for Eurofer97 steel. *Acta Metallurgica Slovaca Conference*, 2013, roč. 3, č. 1, s. 185-190.
- [S17] Stratil, L., Hadraba, H., Šiška, F., Dlouhý, I. A calibration of Gurson-Tvergaard-Needleman micromechanical model of ductile fracture. In *Engineering mechanics 2013*, Praha: Institute of Theoretical and Applied Mechanics, 2013, s. 560-566.

CURRICULUM VITAE

Jméno a příjmení: Ing. Luděk Stratil
Datum narození: 8. 4. 1985
Rodinný stav: svobodný
E-mail: stratil@ipm.cz

Vzdělání:

2009 - dosud doktorské studium, Fakulta strojního inženýrství, VUT v Brně
obor: Fyzikální a materiálové inženýrství
2007 - 2009 magisterské studium, Fakulta strojního inženýrství, VUT v Brně
obor: Materiálové inženýrství
téma diplomové práce: Vysokoteplotní provozní zkřehnutí oceli EUROFER'97
2004 - 2007 bakalářské studium, Fakulta strojního inženýrství, VUT v Brně
obor: Materiálové inženýrství
téma bakalářské práce: Struktura a vlastnosti vybraných materiálů na lité válce
2000 - 2004 Gymnázium Jana Ámose Komenského, Uherský Brod

Pracovní zkušenosti:

2009 - dosud odborný pracovník na Ústavu fyziky materiálů AV ČR, v. v. i.
2008 - 2009 částečný úvazek, Kovoprojekta a.s., podpora konstrukce statických aparátů
2007 - 2009 částečný úvazek, Siemens Turbomachinery a.s., Brno, technolog

Odborná praxe:

- Člen řešitelského týmu a vedoucí člen organizačního výboru doktorských konferencí „Víceúrovňový design pokrokových materiálů“ v letech 2010-2012
- „Summer school on fracture“, 7.–19.6.2010, Cargèse, Francie
- Studijně-experimentální pobyt, 3.5.–6.7.2013, Divize konstrukčních materiálů, výzkumný ústav Ciemat, Madrid, Španělsko

Oblasti odborných znalostí a zkušeností:

Experimentální lomová mechanika, mechanické zkoušky (zkušební stroje Instron, MTS, Zwick), světelná mikroskopie a rastrovací elektronová mikroskopie, fraktografická a obrazová analýza, metoda konečných prvků (Abaqus, Ansys)

Jazykové znalosti:

Anglický jazyk – aktivně na pokročilé úrovni
Ruský jazyk – pasivně na základní úrovni