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 MECHANICS CHARACTERISTICS FROM SUB-SIZED SPECIMENS

ZKRÁCENÁ VERZE Ph.D. THESIS

OBOR: FYZIKÁLNÍ A MATERIÁLOVÉ INŽENÝRSTVÍ

AUTOR PRÁCE Ing. LUDĚK STRATIL

ŠKOLITEL prof. Ing. IVO DLOUHÝ, CSc.

ŠKOLITEL SPECIALISTA Ing. HYNEK HADRABA, Ph.D.

BRNO 2014

Klíčová slova

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

Key words

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

Disertační práce je uložena na oddělení vědy a výzkumu, FSI VUT v Brně, Technická 2896/2, 616 62 Brno

Poděkování

Práce byla vytvořena ve skupině Křehkého lomu na ÚFM AV ČR, v.v.i., a rád bych poděkoval jejím členům za podměty 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, Madrid.

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.

© 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

ISBN 80-214-XXX
ISSN 1213-4198

Obsah

1 Úvod 4
2 Teoretický základ 4
2.1 Constraint na čele trhliny a jeho hodnocení 4
2.2 Křivky odolnosti proti šíření trhliny 6
2.3 Univerzální křivka jako metoda charakterizující tranzitní oblast 7
2.4 Problematika podrozměrných zkušebních těles 7
2.5 Scale-up metody stanovení lomové houževnatosti 9
3 Formulace cílů 11
4 Hlavní dosažené výsledky 12
4.1 Vliv velikosti na J-R křivku oceli Eurofer97 a aplikace numerického modelování 12
4.2 Vliv velikosti na J-R křivku ODS oceli MA956 21
5 Závěry 24
6 Literatura 26
Seznam použitých zkratek a symbolů 29
Seznam publikací vzniklých při řešení práce 30
CURRICULUM VITAE 32
Abstract 33

1 Úvod

V některých případech není možné pro hodnocení houževnatosti použít tělesa standardní velikosti, např. z důvodů omezeného množství zkušebního materiálu nebo při nedostatečné velikosti zkoumané komponenty. Podrozměrná zkušební tělesa jsou tělesa takové velikosti, která nesplňují z hlediska hodnot měřených veličin velikostní požadavky pro určení platných hodnot lomové houževnatosti. Při jejich použití obvykle dochází ke ztrátě patřičné triaxiality napětí (kvantifikované constraintem) v blízkosti čela trhliny, která 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. v oblasti svarových spojů). Malé rozměry zkušebních těles jsou dále žádané při vývoji materiálů, při sledování degradačních stavů průmyslových zařízení atd. Práce se zaměřuje na určování lomové houževnatosti z podrozměných zkušebních těles navrhovaných pro charakterizaci kovových materiálů v oblasti horních prahových hodnot. Jedná se dva typy těles – miniaturní těleso pro tříbodový ohyb a miniatruní těleso pro excentrické zatěžování. Vliv velikosti je kvantifikován srovnáním s výsledky těles větší velikosti a pomocí aplikace MKP a mikromechanického modelování.

2 Teoretický základ

2.1 Constraint na čele trhliny a jeho hodnocení

2.1.1 Koncepce dvouparametrové lomové mechaniky

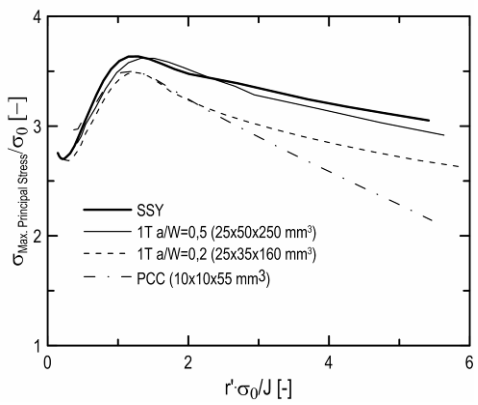
Jednoparametrový popis lomového chování těles s různou geometrií vede k rozdílným kvantitativním hodnocení odolnosti vůči lomu. Důvodem byla shledána různá úroveň triaxiality napětí v okolí čela trhliny jako projev různé geometrie těles [1]. Se stavem napjatosti na čele trhliny úzce souvisí termín constraint, který si lze 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-plain constraint“ (vliv nezlomeného průřezu tělesa pod čelem trhliny) a „out of plane constraint“ (vliv tloušťky tělesa). Dvouparametrová lomová mechanika zobecňuje klasický jednoparametrový přístup zavedením druhého parametru vyjadřující vliv triaxiality napětí (vliv constraintu). V lineárně-elastické oblasti je dvouparametrová mechanika charakterizována tzv. T-napětím, v elasto-plastické oblasti tzv. Q-parametrem. Pole napětí a deformací před čelem trhliny je tak popsáno dvěma parametry (K-T nebo J-Q) a pro přenositelnost mezi laboratorním a reálným tělesem musí být splněna rovnost obou parametrů.

V případech překročení podmínek LSY na čele trhliny v okamžiku lomu tělesa nebo při výrazném růstu trhliny se stává také dvouparametrový popis polí před čelem trhliny neplatný.

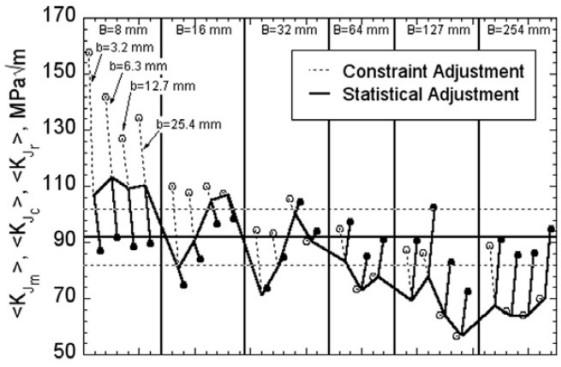
Nicméně i pro tento stav napětí a deformací na čele trhliny umožňuje určitou kvantifikaci ztráty constraintu aplikace Mikromechanického přístupu (kap. 2.5.2).

2.1.2 Vliv rozměrů tělesa na constraint

Velikost tělesa, jeho geometrie a úroveň zatížení, které snižují amplitudu napětí na čele trhliny pod úroveň podmínek SSY, jsou označované jako vlivy ztráty constraintu, Obr. 1. 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. [2,3]. Obecně je přijato, že v tranzitní oblasti ztráta constraintu způsobuje růst měřených hodnot houževnatosti oproti podmínkám beze ztráty constraintu. Pole napětí také ovlivňuje hodnoty houževnatosti na horní prahové hodnotě ale kvantitativně v menší míře než v tranzitní oblasti [1].

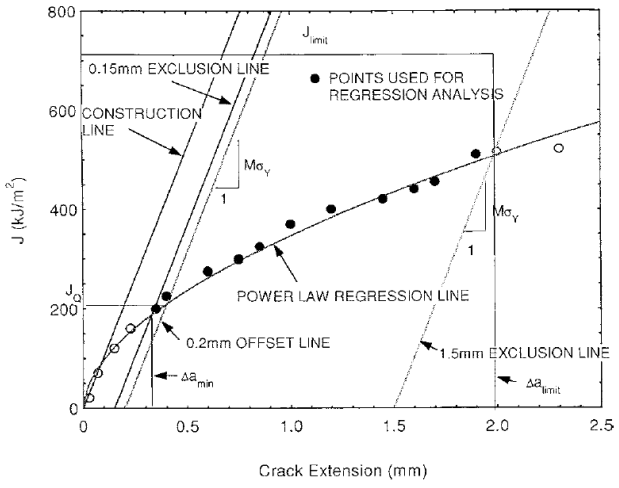


Obr. 1: Distribuce napětí pod čelem trhliny v tělesech s odlišnou úrovní constraintu při zatížení 145 MPa·m^{0,5}. Pole napětí pro standardní těleso je blízké podmínkám SSY. Pokles napětí ve větší vzdálenosti od čela trhliny pro ostatní tělesa značí ztrátu constraintu.

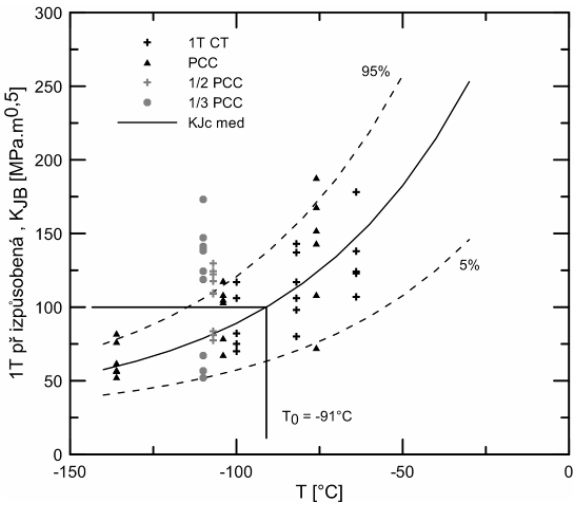


Obr. 2: Grafické znázornění dat charakterizujících měřenou houževnatost K_J (prázdné symboly) jako funkce rozměrů těles (b, B) korigované na ztrátu constraintu a statistický vliv velikosti (plné symboly) [4].

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. [3,4], 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, Obr. 2.



Obr. 3: Schéma konstrukce a kvalifikace dat pro J-R křivku [5].



Obr. 4: Distribuce dat lomové houževnatosti 3PB těles a Univerzální křivka určená z výsledků 1T-CT těles, všechna tělesa SG, ocel ASTM A533 B [3].

2.2 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. 3. Tyto křivky charakterizují závislost J-integrálu nebo otevření při přemístění čela trhliny na velikosti přírůstku tvárné trhliny Δa. K experimentálnímu určení průběhu J-R (δ-R) závislostí je možné využít metodu více zkušebních těles nebo metodu jednoho tělesa. Metoda více těles spočívá v použití více zkušební těles, alespoň však šesti, při které jsou tělesa zatěžovány do různých hodnot zatížení tak, aby bylo dosaženo různé délky tvárného natržení. Hodnoty J-integrálu nebo přemístění při otevření čela trhliny se určí podle normou stanovených vztahů [8]. Metoda jednoho tělesa (odlehčovací metoda) je výhodnější z hlediska přípravy zkušebních těles, ale na druhou stranu se jedná o metodu náročnou z hlediska zkušebního zařízení a realizace zkoušky.

Následující vztahy pro platnost jednotlivých veličin jsou předloženy tak, jak je udává norma ASTM E1820, podle které jsou také hodnoceny výsledky zkoušek lomové houževnatosti v praktické části práce. J-R křivku vymezují osy souřadnicového systému a limity specifikující maximální hodnotu J-integrálu (menší hodnota ze vztahů (1) a (2)) a délku tvárného natržení (3):

$$J_{\max} = \left(b_0 \cdot \sigma_y\right)/10, \tag{1}$$

$$J_{\max} = \left(B \cdot \sigma_y\right)/10, \tag{2}$$

$$a_{\max} = 0{,}25 \cdot b_0. \tag{3}$$

Jednotlivé body J-R křivky splňující příslušné délky tvárného natržení jsou proloženy mocninnou regresní funkcí tvaru (4), kde C a p jsou její koeficienty:

$$J(\Delta a) = C \cdot \Delta a^{p}. \quad (4)$$

Průsečík této funkce a přímky rovnoběžné s čárou 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 (5) označena jako J_{Ic}.

$$B, b_0 > (10 \cdot J_Q)/\sigma_y \quad (5)$$

Ve Wallinově práci [6] je mimo jiné také velmi dobře popsán současný stav poznání týkající se problematiky určování křivek odolnosti proti tvárnému porušení.

2.3 Univerzální křivka jako metoda charakterizující tranzitní oblast

Metodologie univerzální (Master) křivky byla zavedena Wallinem [7] k popisu teplotní závislosti lomové houževnatosti v tranzitní oblasti. Tato závislost platí pro hodnoty K_{Ic}, K_{Jc}, které byly určeny při porušení nestabilním štěpným lomem za podmínek SSY. Pro konstrukční oceli s feritickou strukturou a σ_0 od 275 do 825 MPa má teplotní závislost lomové houževnatosti tvar popsatelný křivkou:

$$K_{Jc(med)} = 30 + 70 \cdot \exp[0{,}019 \cdot (T - T_0)], \quad (6)$$

kde $K_{Jc(med)}$ je medián lomové houževnatosti, T_0 je tzv. referenční teplota odpovídající mediánu lomové houževnatosti 100 MPa·m^{0,5} pro těleso s tloušťkou 1T, T je teplota zkoušení. Příklad univerzální křivky je uveden na Obr. 4. Metodiku určování univerzální křivky popisuje standard ASTM E1921 [8]. Hlavní předností této koncepce je získání průběhu dat lomové houževnatosti v tranzitní oblasti při zkoušení malého počtu standardních těles.

2.4 Problematika podrozměrných zkušebních těles

Dvě hlavní cesty pro přímé hodnocení houževnatosti z omezeného množství zkušebního materiálu jsou rekonstituce zkušebních těles [9,10] a použití podrozměrných zkušebních těles [11,12,13]. Podrozměrných zkušebních těles nabízejících úsporu zkušebního množství materiálu je celá řada, např. Charpy tělesa a z něj odvozená tělesa menší velikosti, miniaturní tělesa pro excentrický tah, vrubovaná tahová tělesa. Geometrie podrozměrných zkušebních těles, o kterých je pojednáno v této práci (těleso typu Charpy, KLST, MCT), byly většinou odvozeny z geometrie těles zavedených v mezinárodních standardech (ASTM, DIN).

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.

V omezeném rozsahu podmínek a vhodnou metodikou 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.

Vhodnou geometrií zkušebního tělesa lze také významně přispět k udržení podmínek SSY během jeho zatěžování. Pro tento účel jsou právě nejvhodnějšími tělesy standardy vyžadovaná 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 [2,11,12]. 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. 2.5).

2.4.1 Experimentální nejistoty a chyby měření

Kvůli své znatelně menší velikosti je měření mechanických charakteristik na podrozměrných tělesech zatíženo větší chybou měření a tedy i rozptylem hodnot než je tomu u standardních těles. Menší rozměry těles zvyšují nároky na jejich výrobu v normou daných tolerancích a souvisí s nimi i potřeba vhodného silového rozsahu zkušebních strojů a vhodného snímání deformace tělesa (miniaturní snímače, nepřímé metody snímání deformace tělesa). Menší délka čela trhliny v podrozměrných tělesech způsobuje jejich větší citlivost na vlastnosti materiálu v makroměřítku, např. umístění tělesa vzhledem k polotovaru materiálu. Dále se jedná o vliv velikosti charakteristických strukturních útvarů 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 pro posouzení úlohy struktury materiálu při příslušném lomovém chování tělesa.

2.4.2 Vliv velikosti na lomovou houževnatost

Se změnou velikosti zkušebních těles dochází k změnám podmínek udržení constraintu na čele trhliny, jejichž projevem je změna mechanismu lomu při dané teplotě. 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, Obr. 4, a strmější přechod mezi dolní a horní prahovou hodnotou houževnatosti.

2.4.3 Popis chování vybraných podrozměrných zkušebních těles

Práce pojednává o třech typech podrodrozměrných zkušebních těles – tělesu typu Charpy, miniaturnímu ohybovému tělesu KLST a miniaturnímu tělesu pro excentrické zatěžování MCT (alternativně DCT). Těleso typu Charpy bylo primárně vyvinuto pro zkoušku rázem v ohybu jako hranol o rozměrech 10×10×55 mm^3 (B×W×L) opatřený U nebo V vrubem. Pro určování lomové houževnatosti je těleso opatřeno předcykovanou 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

5×5×27 mm^3 [14] a těleso 1/3 Charpy 3,3×3,3×20 mm^3 [15]. Velikostí podobné tělesu 1/3 PCC je těleso typu KLST (zkratka používaná v normě DIN 50115) s rozměry 3×4×27 mm^3, které je také určeno pro ohybové zatížení [14]. KLST těleso v modifikaci s V nebo U vrubem se používá pro rázové ohybové zkoušky, bylo předmětem řady studií, např. [16,17], a v modifikaci s předcyklovanou trhlinou (PKLST) pro zkoušky lomové houževnatosti. 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. Pro jednoduchost se práce týká konkrétní velikosti CT tělesa o rozměrech 4,2×8,3 mm^2 (B×W). Těleso bylo velikostně optimalizováno tak, že z poloviny tělesa typu Charpy mohou být vyrobena čtyři MCT tělesa [18]. Další variantou miniaturního CT tělesa je těleso diskového tvaru (DCT) [19].

V tranzitní oblasti je získání platných hodnot houževnatosti u podrozměrných těles kvůli ztrátě constraintu podmíněno nízkou teplotou zkoušení, často při teplotách nižších než je referenční teplota univerzální křivky T_0. Nejvhodnější teplota pro zkoušení PCC tělesa je asi o 10°C nižší než T_0 oceli [18]. PKLST a MCT tělesa vyžadují ještě o dalších 10°C nižší teplotu zkoušení [13,18]. 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 [13]. 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 PKLST geometrii je zřejmě nutné použití bočních vrubů. Z hlediska použití je PKLST 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 [18].

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 [20]. Použití bočních vrubů snižuje hodnoty na R-křivce, ale nezlepšuje shodu mezi tělesy s odlišnými rozměry [21]. Rozměrově menší tělesa, KLST a MCT, vykazují v případě houževnatého materiálu významně nižší (až o polovinu) hodnoty houževnatosti než tělesa standardní velikosti [22]. Se snižující se houževnatostí materiálu se výsledky podrozměrných a standardních těles více přibližují [22].

2.5 Scale-up metody stanovení lomové houževnatosti

Korekci lomově-mechanických dat lze principielně 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.

2.5.1 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 odhadu hodnot lomové houževnatosti odpovídající velikosti standardních těles z výsledků testů dat těles typu Charpy, PCC těles nebo 3PB těles menší velikosti a MCT těles jsou uvedeny v pracích [22,23,24,25].

2.5.2 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 tvárného mikromechanismu poškození

Tyto modely lze rozdělit do tří skupin: mikromechanické modely (Gurson, Rousselier), modely mechaniky poškození kontinua (Lemaitre) a kohezní modely (Barrent, Needleman) [26]. Jedním z nejčastěji používaných modelů je Gursonův model.

Gursonův model

Model je založen na analýze plastického tečení v porézní látce, která se ale chová jako kontinuum [27]. 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 Misese.

Jednou z nejpoužívanější modifikací Gursonova modelu je Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) model [28]. Výhodou GTN modelu je, kromě jeho rozšířenosti, také množství existujících poznatků a zkušeností s jeho použitím v oblasti mechaniky poškození a také lomové mechaniky. Nevýhodou je velké množství volitelných parametrů popisujících procesy nukleace, růstu a koalescence dutin (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: fenomenologická metoda, tj. určení parametrů poškození dle makroskopické mechanické odezvy, numericky pomocí výpočtů parametrů jednotkové buňky, pomocí fraktografických a metalografických analýz, nebo přímým hodnocením kinetiky poškození a jejich kombinace [26].

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 je těleso tvaru hranolu s rozměry 3×4×27 mm^3 ($B \times W \times L$) opatřené předcyklovanou trhlinou. Příprava, poznatky a zkušenosti s aplikací tohoto 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 pro PKLST těleso byla zvolena ocel Eurofer97 s vysokou houževnatostí, u které je z hlediska její uvažované aplikace v jaderné energetice hodnocení vlivu velikosti klíčové.

Práce se také zabývá zkoušením MCT tělesa s rozměry 5×10 mm^2 ($B \times W$). Experimentálním materiálem pro toto těleso byla zvolena ODS ocel MA956 s nízkou úrovní houževnatosti. Problematika související s interpretací dat získaných za použití tohoto tělesa je obdobná PKLST tělesu, stejně tak význam hodnocení odolnosti vůči lomu ve vztahu k aplikacím vyvíjeného fuzního reaktoru.

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.

Dílčí 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 10×10×55 mm^3 a 20×25×120 mm^3. MCT těleso bude srovnáno s CT tělesem dvojnásobné velikosti o rozměrech 10×20 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 Hlavní dosažené výsledky

4.1 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.

4.1.1 Zkušební materiál

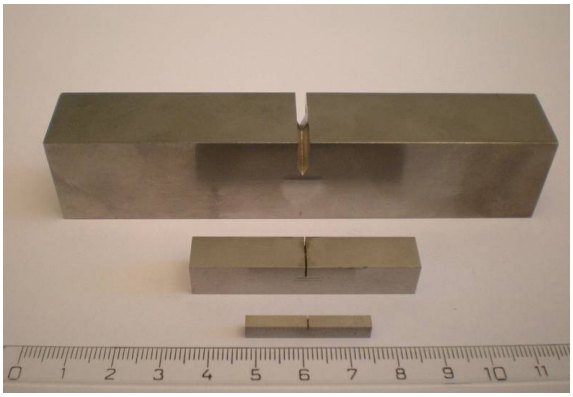
Ocel Eurofer97 byla vyvinuta pro aplikace v jaderném průmyslu na základě prvků s nízkým aktivačním průřezem kvůli snížení úrovně indukované radioaktivity. Nominální chemické složení oceli je (v hm.%) 0,1 % C, 9,0 % Cr, 1,0 % W, 0,2 % Ta, 0,1 % V. Z hlediska obsahu nežádoucích prvků a vměstků dosahuje vysoké úrovně mikročistoty. Ocel je tepelně zpracována procesem kalení a vysokoteplotního popouštění. Její výsledná struktura po tepelném zpracování je tvořena popuštěným martenzitem a velkým množstvím precipitátů, v rámci kterých lze rozlišit dvě populace. Jedná se o populaci méně početnějších ale velikostně větších karbidů chromu typu M23C6 a četnější populaci jemných precipitátů a karbidů typu MX bohatých na Ta a V. Ocel má velmi jemnozrnnou strukturu, která mírně závisí na velikosti polotovaru. Např. u plechu tloušťky 25 mm, pocházejícím z tavby č. 993402 a který je i předmětem této práce, byla průměrná velikost původního austenitického zrna stanovena přibližně na 25 μm. Z hlediska mechanických vlastností ocel vykazuje při statické rychlosti zatěžování (2 mm/min) a pokojové teplotě hodnotu smluvní meze kluzu 550 MPa, meze pevnosti 680 MPa a prodloužení 25 %. Tranzitní teplota DBTT se pohybuje kolem -50°C [31]. Hodnota referenční teploty univerzální křivky T_0 byla v závislosti na typu lomově-mechanických těles, jejich velikosti a materiálu polotovaru stanovena v rozmezí -100 až -130°C [29,30,32].

4.1.2 Metodika experimentu

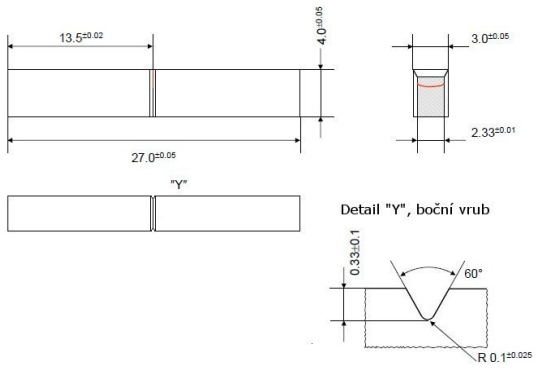
Mechanické vlastnosti oceli byly zkoumány pomocí tahových zkoušek a zkoušek lomové houževnatosti za pokojové teploty, kdy ocel Eurofer97 vykazuje plně tvárné chování. Pro potřeby hodnocení lomové houževnatosti a MKP simulace provedených testů byly provedeny tahové zkoušky hladkých zkušebních tyčí. Pro potřebu kalibrace mikromechanického modelu, která vyžaduje znalost chování materiálu při proměnné úrovni triaxiality napětí, byly rovněž provedeny tahové zkoušky vrubovaných tahových tyčí s rádiusem vrubu 3 a 1 mm. Bylo zjištěno, že s rostoucí úrovní triaxiality napětí v tělesech (roste ve směru hladké těleso, těleso s rádiusem vrubu 3 mm a 1 mm) dochází k růstu napěťových charakteristik a k poklesu deformačních charakteristik tahových zkoušek, což je v souladu s teorií [1].

Pro potřeby určení J-R křivek a zjištění vlivu velikosti byly vyrobeny tři velikosti ohybových těles s trhlinou, Obr. 5. PKLST těleso s rozměry 3×4×27 mm^3 (B×W×L), Obr. 6, PCC těleso 10×10×55 mm^3 a ohybové těleso o rozměrech 20×25×120 mm^3 (označeno dále jako 3PB 20×25) všechna s délkou trhliny $a/W \approx 0{,}5$. Tato tělesa mají blízké moduly svých

průřezů (PKLST W/B=1,33, PCC W/B=1, 3PB 20×25 W/B=1,25). Vzdálenost podpor u PCC a 3PB 20×25 tělesa byla rovna $4 \cdot W$. U PKLST tělesa byla použita vzdálenost podpor 24 mm. Protože bylo studiem relevantních prací a pomocí výsledků provedených MKP analýz (kap. 4.1.3) zjištěno, že použití bočních vrubů neumožňuje potlačení ztráty constraintu a vlivu velikosti na J-R křivku, nebyla jimi tělesa opatřena. J-R křivky byly určovány dle standardu ASTM E1820 [5] metodou více těles a pro PKLST těleso i metodou jednoho tělesa.



Obr. 5: Srovnání zkoušených ohybových těles s trhlinou.



Obr. 6: Výkres PKLST tělesa v modifikaci s bočními vruby.

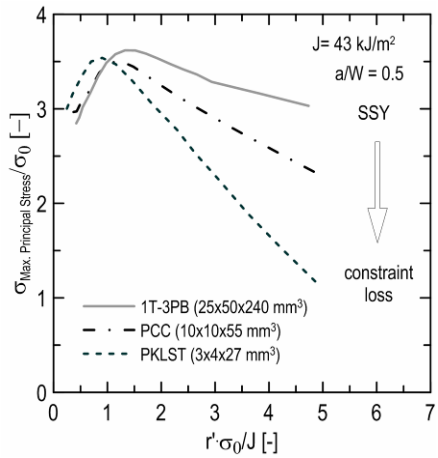
4.1.3 Popis stavu napjatosti na čele trhliny PKLST tělesa

Deformační a napěťový stav na čele trhliny v PKLST tělese byl popsán prostřednictvím MKP analýz. 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 pro nacyklování trhliny bočními vruby. Realizované testy byly modelovány prostřednictvím trojrozměrných elasto-plastických simulací v MKP softwaru Abaqus v režimu velkých deformací. PKLST tělesa byla srovnán se napjatostí v PCC a 1T-3PB tělese při úrovni zatížení charakterizovanou hodnotou J-integrálu 43 kJ·m^{-2} (K_J=100 MPa·m^{0,5}).

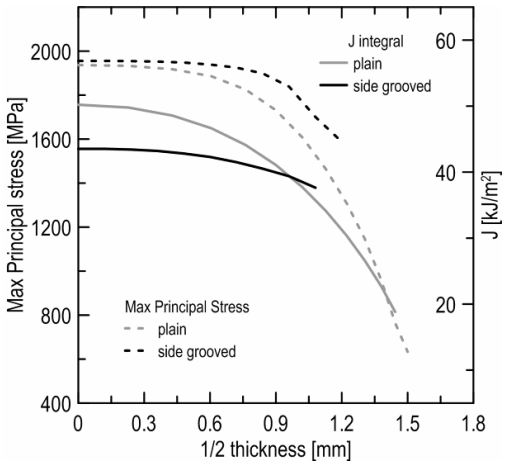
Napjatosti před čelem trhliny ve středu ohybových těles jsou předloženy na Obr. 7 jako distribuce normalizovaného maximálního hlavního napětí. Pokles maximálního hlavního napětí je u 1T-3PB tělesa velmi pozvolný a je možné jej považovat za velice blízký podmínkám SSY pro případ rovinné deformace. Pokles 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. U PKLST těles s mělčí trhlinou v konfiguraci $a/W \sim 0{,}35$ bylo zjištěno, že tato konfigurace nemá významnější vliv na průběh napjatosti před čelem trhliny ve středu těles.

U hladkého tělesa dochází ve směru od středu k volným povrchům k výraznému poklesu maximálního hlavního napětí, Obr. 8. Vliv bočních vrubů je takový, že neovlivňuje úroveň

napjatosti ve středu těles, ale činí průběh napětí více rovnoměrnější po tloušťce tělesa a pouze v blízkosti kořene bočního vrubu dochází k poklesu napětí. Trend průběhu J-integrálu je v obou případech obdobný průběhu maximálního hlavního napětí podél tloušťky tělesa.



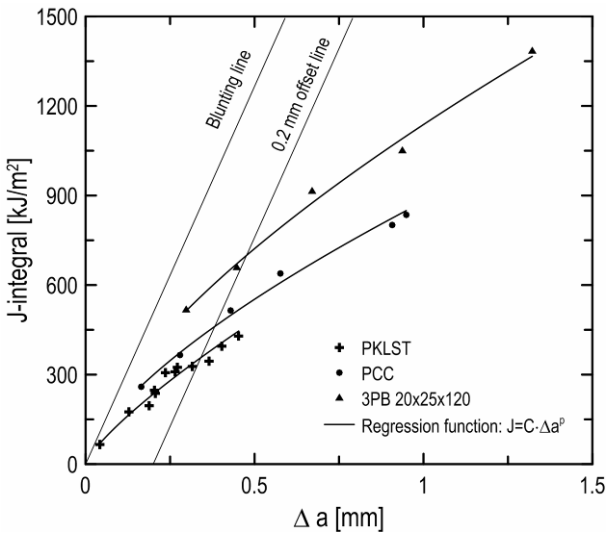
Obr. 7: Stav napjatosti před čelem trhliny ve středové části ohybových těles při stejné hodnotě zatížení J =43 kJ/m^2.



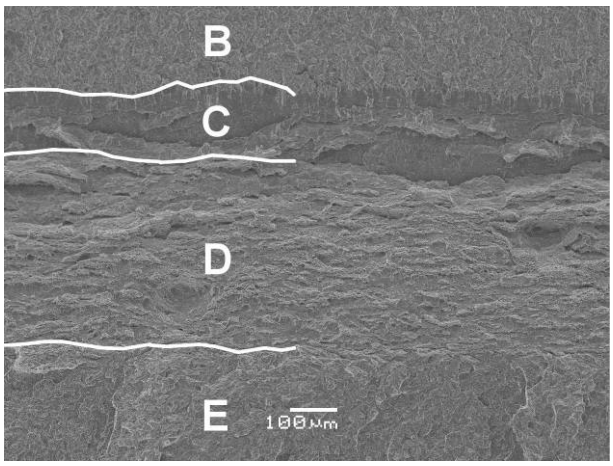
Obr. 8: Srovnání distribuce maximálního hlavního napětí a J-integrálu podél tloušťky pro hladké a bočně vrubované PKLST těleso při zatížení J =43 kJ/m^2.

4.1.4 J-R křivky

Z výsledků určení J-R křivek pro jednotlivá ohybová tělesa je zřejmá poměrně vysoká houževnatost zkoumané oceli, Obr. 9. K významnějším přírůstkům délky tvárné trhliny, které se odklánějí od čáry otupení, dochází v podstatě až při překročení maximálních hodnot vymezených $J_{\max}$, Tab. 1. Z hlediska velikostních vztahů daných normou ASTM E1820 tak není možné platné určení J-R křivek. 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 Nejmenší těleso tak vykazuje nejnižší odolnost proti šíření trhliny. Ztráta constraintu způsobená nižší tahovými napětími v blízkosti čela trhliny je při zatížení J=43 kJ/m^2 výrazná pro PKLST těleso a začíná se také projevovat u PCC tělesa (kap. 4.1.3). Hodnoty dosahované na J-R křivkách zkoušených těles jsou mnohem vyšší a tedy i významněji ovlivněné ztrátou constraintu. Ztráta constraintu na čele trhliny je obvykle spojována s růstem měřených hodnot houževnatosti [1,2,3,18,29,30]. Výsledky získané v této práci ale ukazují, že hodnoty J-integrálu (J-R křivky) klesají spolu s klesající úrovní constraintu v tělesech menší velikosti. Toto chování bylo také pozorováno v několika dalších případech slitin s vysokou úrovní houževnatosti [12,21,22]. Z toho je možné usoudit, že pro tyto případy má vliv ztráty constraintu odlišný účinek na mikromechanismus tvárného lomu a tedy také na měřené hodnoty houževnatosti. Vliv velikosti zkušebního tělesa na měřené hodnoty houževnatosti u vysoce houževnatých slitin byl zjištěn teprve v nedávné době a vyžaduje samostatnou studii.



Obr. 9: Srovnání určených J-R křivek těles PKLST, PCC a 3PB 20×25.



Obr. 10: Lomová plocha tělesa PCC, SEM. Předcyklovaná trhlina (B), otupení-Δa_{SWZ} (C) , tvárné natržení-Δa_{tear} (D), křehké dolomení (E).

Tab. 1: Výsledky měření J-R křivek spolu s podmínkami platnosti.

Těleso	$J_{\max}$	$a_{\max}$	C	p	$S_{J,\Delta a}$	J_Q	$(10 \cdot \mathrm{J_Q})/\sigma_y$	$B, b_0 > (10 \cdot \mathrm{J_Q})/\sigma_y$
	[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. $\sigma_y = (\sigma_0 + \sigma_m)/2$

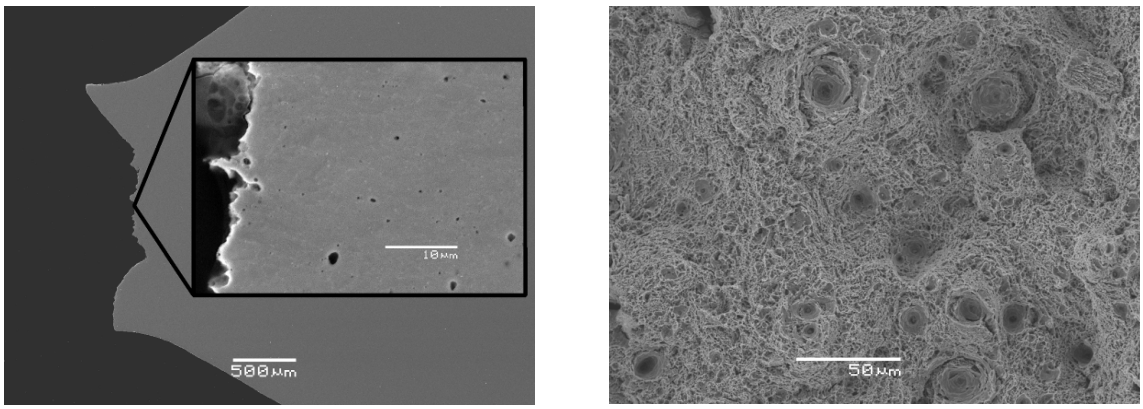
Na lomových plochách ohybových těles všech velikostí bylo velmi zřetelné otupení (zaoblení) čela trhliny, Obr. 10. Velikosti otupení čela trhliny se pohybovaly řádově ve 100 µm . Otupení čela trhliny se hodnotí jako délka natažení čela trhliny v rovině projekce do lomové plochy, což obvykle označováno jako termínem „stretch width zone“ (SWZ) [33]. SWZ bylo patrné i při pozorování pouhým okem dokonce i v případě PKLST těles. Měření otupení čela trhliny bylo provedeno podle doporučení [33] za použití SEM. Bylo zjištěno, že je čára otupení definovaná dle ISO 12135 je vhodnější než její definice dle ASTM E1820 a proto také byla použita při konstrukci J-R křivek, Obr. 9. Přírůstek počáteční délky trhliny v tělese a_0 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} (7):

$$\Delta a = \Delta a_{SWZ} + \Delta a_{tear} . \qquad (7)$$

Zavedení tohoto vztahu umožňuje oddělení přírůstku délky trhliny vniklého otupením od přírůstku trhliny vzniklého natržením pro potřeby modelování šíření trhliny v tělese.

4.1.5 Kalibrace mikromechanického modelu tvárného porušení GTN

K modelování procesu tvárného porušení byl zvolen Gurson-Tvergaard-Needlemanův mikromechanický model. Pro studovanou ocel Eurofer97 se jednalo o první kalibraci tohoto modelu. Kvůli usnadnění procesu kalibrace mikrostrukturních parametrů a ověření vhodnosti jejich určení byl proto před vlastní kalibrací parametrů modelu studován tvárný mikromechanismus porušení této oceli. Studium mikromechanismu porušení bylo provedeno na základě fraktografické a kvantitativní metalografické analýzy přelomených tahových zkušebních těles, jejichž proměnná geometrie umožnila jeho popis i při různých úrovních triaxiality napětí, Obr. 11. Převažujícím mechanismem nukleace dutin byla určena dekoheze rozhraní částice/matrice. Proces tvárného poškození oceli je dominantně řízen nukleací primárních dutin a jejich následným růstem. Primární dutiny vznikají na větších částicích sekundární fáze oceli, kterými jsou pravděpodobně oxidické částice a vměstky větší velikosti nebo velké karbidy typu M23C6. Finální fáze porušení je tvořena velice rychlým procesem koalescence dutin, kdy vznikají i sekundární dutiny na částicích menší velikosti (precipitáty typu MX).

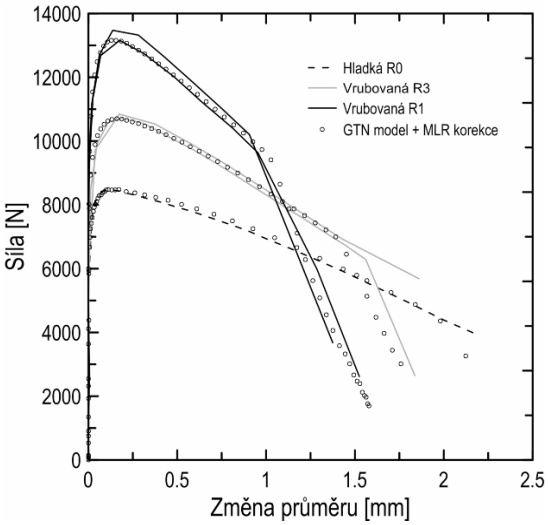


Obr. 11: Detail analyzované oblasti pod lomovou plochou pro vrubované tahové těleso s 3 mm vrubem (vlevo) a vzhled lomové plochy ve středu tohoto tělesa (vpravo).

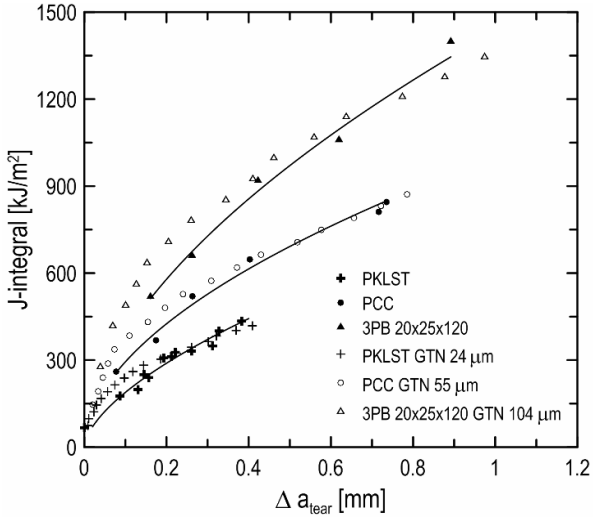
Kalibrace parametrů GTN model byla provedena kombinací několika přístupů. Jednalo se o kombinaci výsledků MKP simulací tahových zkoušek a jejich experimentálních výstupů, výsledků kvantitativních metalografických analýz růstu dutin a výsledků fraktografických analýz. Identifikované parametry GTN modelu jsou uvedeny v Tab. 2 . Verifikace kalibrace parametrů GTN modelu byla provedena srovnáním experimentálních výstupů tahových těles síla – změna průměru s výstupy z MKP analýz, Obr. 12. Dalším parametrem spojeným s mikromechanickým modelováním pomocí MKP je velikost charakteristického objemu porušení, který je běžně popisován termínem „length scale“ [26,34] a který 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. Proces kalibrace parametrů GTN modelu byl proveden na základě běžně aplikovaného postupu na axisymetrických modelech tahových těles pro fixní velikost prvku o ploše 0.1×0.1 mm^2.

Tab. 2: Identifikovaný soubor parametrů GTN modelu pro ocel Eurofer97.

Parametr	q_1	q_2	ε_n	s_n	f_n	f_0	f_c	f_f
Hodnota	1,46	0,931	0,3	0,1	0,00055	0	0,0045	0,1



Obr. 12: Srovnání závislostí síla-změna průměru určených experimentálně a pomocí MKP s GTN modelem poškození.

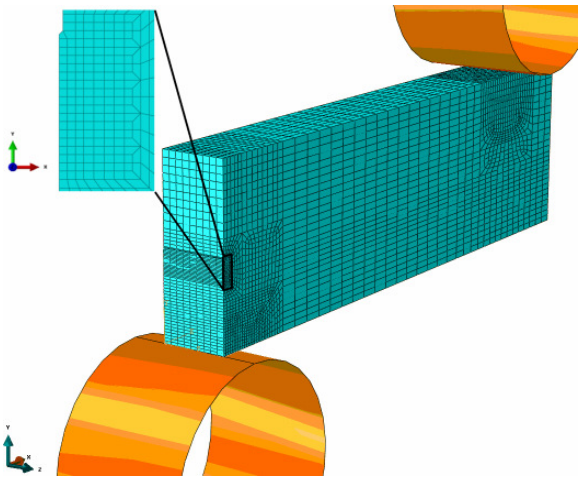


Obr. 13: Srovnání učených J-R křivek a jejich simulací GTN modelem s velikostí prvků identifikovanou individuálně pro každé těleso.

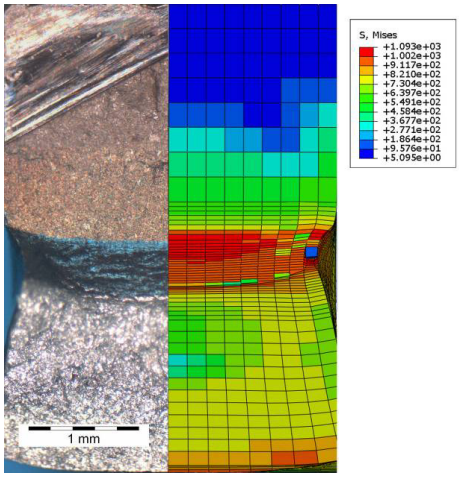
4.1.6 Aplikace GTN modelu k simulaci zjištěného vlivu velikosti na J-R křivku

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. Tím je potvrzena realizace stejného mikromechanismu porušení a odůvodněna aplikace identifikovaného modelu porušení pro ohybová tělesa s trhlinou. 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 určené J-R křivky zkonstruovány pouze na základě hodnot přírůstků tvárného natržení Δa_{tear}, viz např. Obr. 13. K aplikaci GTN modelu pro simulaci J-R křivek byly vytvořeny trojrozměrné MKP modely všech tří velikostí ohybových těles, Obr. 14. Modelování tvárného šíření trhliny vyžaduje použití rovnoměrné MKP sítě s jednotnou velikostí prvku v oblasti šíření trhliny. Z důvodů rovnoměrné diskretizace oblasti pod čelem trhliny byly použity prvky čtvercového průřezu, Obr. 14. Aplikace GTN modelu je zvláště u těles s trhlinou spojena s určením vhodné velikosti prvku na čele trhliny. Určení této vhodné velikosti prvku pro simulaci J-R křivky PKLST tělesa bylo provedeno na základě parametrické studie, kdy byly použity proměnné velikosti prvku na čele trhliny. Tímto způsobem byla pro PKLST těleso stanovena velikost prvku 24 μm, Obr. 14. Modelovaná J-R křivka se zejména v počátečních fázích odchyluje o vyšší hodnoty než je hodnota směrodatné odchylky PKSLT tělesa, Obr. 13.

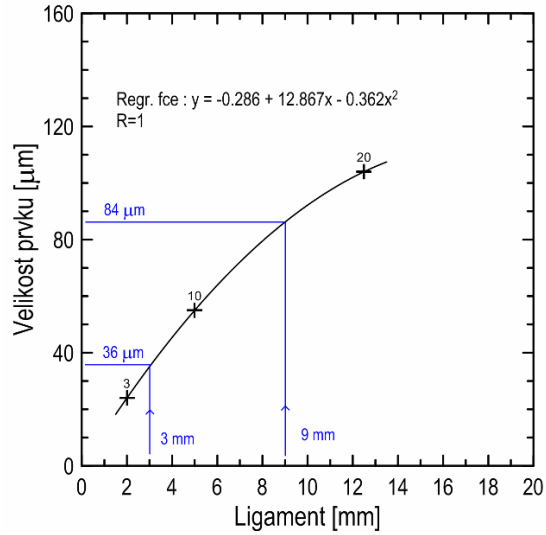
Celkově je ale průběh J-R křivky PKLST vystihnut poměrně dobře, čímž byla i potvrzena správnost určení souboru mikromechanických parametrů GTN modelu.



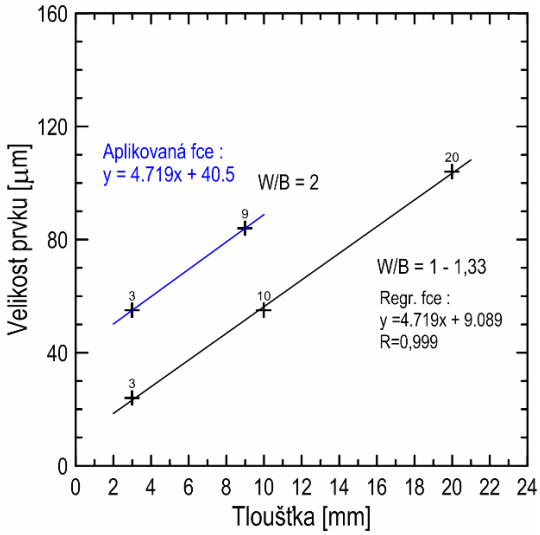
Obr. 14: Sestava čtvrtinového modelu PKLST tělesa se zatěžovacím pinem a podporou. Detail sítě s rovnoměrnou velikostí prvků u čela trhliny, plošná velikost prvku 24×24 µm^2.



Obr. 15: Srovnání vzhledu lomové plochy PKLST tělesa se vzhledem deformovaného MKP modelu (vyneseno von Misesovo napětí).



Obr. 16: Závislost velikosti prvků identifikovaných pro jednotlivá tělesa na velikosti ligamentu. Určení velikosti prvků pro tělesa z práce [24] s průřezem W/B=2 na základě identifikované závislosti velikosti prvku vs. ligament (modře).

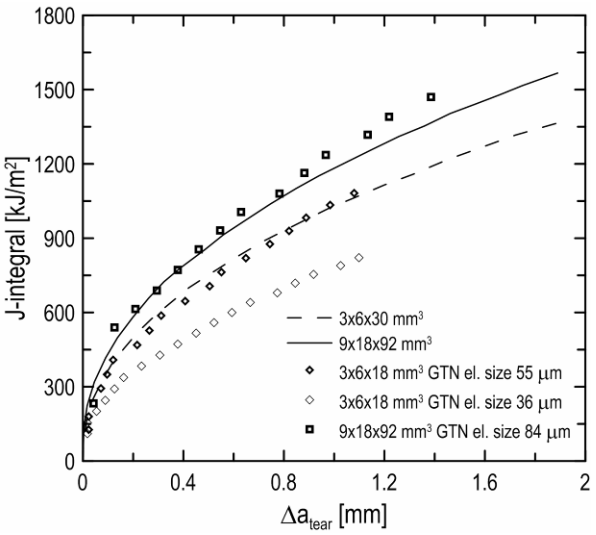


Obr. 17: Závislost velikosti prvků identifikovaných pro jednotlivá tělesa na tloušťce tělesa. Dále je zobrazena tato závislost pro tělesa z práce [24] s průřezem W/B=2 získaná pomocí GTN modelu a parametrických studií velikosti prvku (modře).

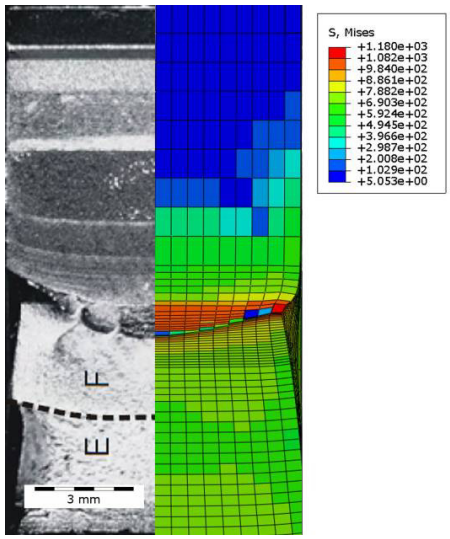
Bylo zjištěno, že identifikovaná velikost prvku pro PKLST těleso není vhodná pro simulaci průběhů J-R křivek ostatních těles, PCC a 3PB 20×25. Pro vhodnou simulaci průběhů těchto křivek bylo nutné identifikovat velikost prvku pro každé těleso zvlášť. Parametrickými studiemi byla určena velikost prvku 55 µm pro PCC těleso a 104 µm pro těleso 3PB 20×25, Obr. 13. Pro všechna tělesa bylo dosaženo přiměřené shody mezi modelovými a experimentálně určenými J-R křivkami. Také vzhled ligamentu

deformovaných modelů při stejných úrovních zatížení jako u reálných těles dobře vystihuje vzhled lomových ploch, Obr. 15. Bylo tak ověřeno, že pomocí kalibrovaného mikromechanického modelu je možné vhodně simulovat J-R křivky těles odlišných velikostí.

Rozměry průřezu tělesa hrají při srovnávání a popisu vlivu velikosti na J-R křivku mezi tělesy rozdílné velikosti klíčovou roli. Pro popsání vztahu mezi velikostí prvku a rozměry tělesa byly vytvořeny grafy závislosti velikosti prvku na velikosti ligamentu a tloušťky tělesa. Pomocí metody nejmenších čtverců byly poté nalezeny nejvhodnější regresní funkce vystihující tyto závislosti. Pro závislost velikosti prvku na velikosti ligamentu tělesa byla jako nejvhodnější určena polynomická regresní funkce, Obr. 16, a pro závislost velikosti prvku na tloušťce tělesa lineární regresní funkce, Obr. 17.



Obr. 18: J-R křivky těles s průřezem W/B=2 z práce Schneidera [21] a jejich simulace s využitím identifikovaného GTN modelu



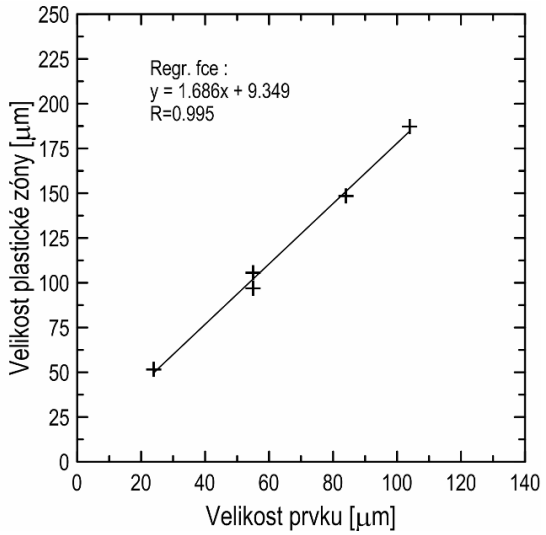
Obr. 19: Srovnání vzhledu lomové plochy tělesa FA14 s rozměry 9×18×92 mm^3 [21] se vzhledem deformovaného MKP modelu (vyneseno von Misesovo napětí).

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

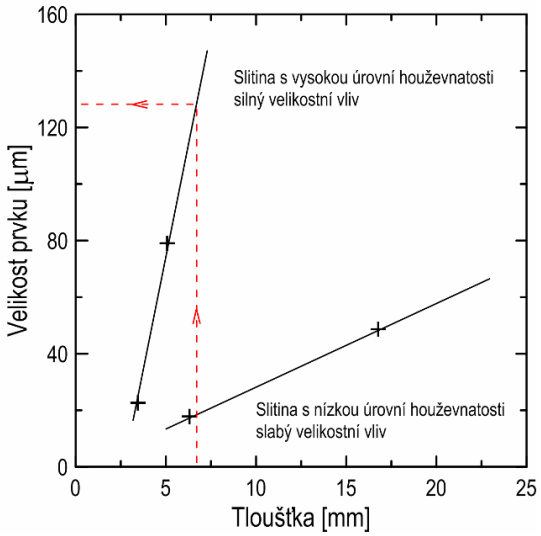
Pro ověření použitelnosti a transferability mikromechanických parametrů GTN modelu byly dále modelovány J-R křivky určené Schindlerem v rámci jeho disertační práce taktéž pro ocel Eurofer97 [21]. Tyto J-R křivky byly určovány na ohybových tělesech s modulem průřezu $W/B=2$, Obr. 18. Zkoušená tělesa byla hladká, bez bočních vrubů, ve dvou velikostech: 3×6×30 mm^3 (B×W×L) a 9×18×92 mm^3. Zásadním problémem pro modelování těchto J-R křivek se opět ukázala volba optimální velikosti prvku pod čelem trhliny. Bylo zjištěno, že v případě závislosti velikost prvku vs. tloušťka tělesa ovšem leží optimalizované velikosti prvků pro těleso 3×6×30 mm^3 - 36 μm a pro těleso 9×18×92 mm^3 - 84 μm na spojnici přímky, která má stejný sklon jako v případě těles s modulem průřezu $W/B=1$, Obr. 17 a 18. Také i v tomto případě dobře odpovídal vzhled modelovaného ligamentu tělesa vzhledu reálné lomové plochy těles viz Obr. 19.

Pomocí následných analýz MKP simulací byl objasněn vztah zjištěné lineární závislosti mezi velikostí prvku a tloušťkou tělesa. Získané závislosti mezi velikostí prvku a tloušťkou tělesa jsou v dobré korelaci s velikostí plastické zóny v modelovaných tělesech pro vysoké úrovně plastických deformací (např. $\varepsilon = 0{,}3$). Výsledně bylo zjištěno, že při vynesení velikosti plastické zóny na velikosti prvků, leží body reprezentující jednotlivá tělesa na jedné přímce, Obr. 20. V případě kalibrovaného GTN modelu porušení pro studovaný materiál tedy existuje jednoznačný vztah mezi velikostí plastické zóny a velikostí prvku na čele trhliny.

4.1.8 Metodologie transferability parametrů GTN modelu pro ohybová tělesa různých velkostí



Obr. 20: 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.



Obr. 21: Určení velikosti prvku před čelem trhliny MKP modelu pro těleso odlišné velikosti (Schéma principu 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. Prakticky to znamená identifikaci velikosti prvku MKP sítě na čele trhliny pro minimálně dvě různě velká ale geometrií průřezu identická tělesa. Pomocí získané závislosti je pak možné z diagramu (Obr. 21) odečíst velikost prvku pro zájmové těleso. Výhodou metodologie je predikce J-R křivek těles podstatně větší velikosti, než na kterých je závislost mezi velikostí prvku a tloušťkou tělesa získána, což ji činí atraktivní zejména v případech malého množství zkušebního materiálu.

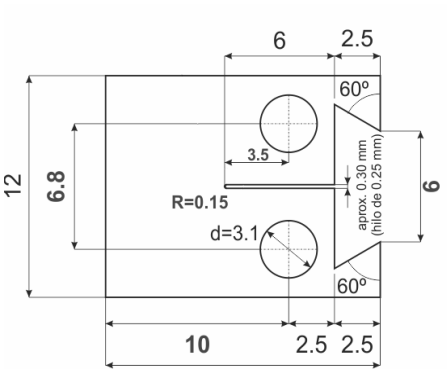
Tato část disertační práce rovněž slouží jako doplněk doktorských prací z EPFL Lausanne Bonadeho [29] a Muellera [30], ve kterých byl studován vliv velikosti CT těles na lomovou houževnatost oceli Eurofer97 ve štěpné oblasti porušení.

4.2 Vliv velikosti na J-R křivku ODS oceli MA956

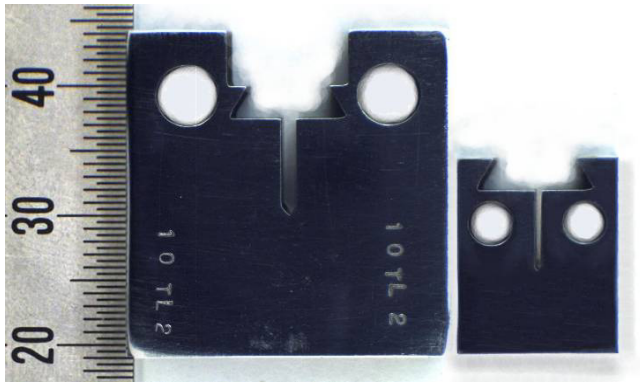
Druhá část práce byla zaměřena na určování lomové houževnatosti pomocí miniaturního tělesa pro excentrický tah (MCT) o tloušťce 5 mm. Experimentální práce byly realizovány během dvouměsíční stáže na institutu CIEMAT (Madrid) v oddělení Structural materials ve spolupráci s Martou Serrano. Zkoumaným materiálem byla ODS ocel MA956. Jedná se o je disperzí oxidu ytria zpevněnou, mechanicky legovanou feritickou ocel obsahující 20 hm.% chromu a 5 hm.% hliníku pro oxidační a korozní odolnost. Zkoumaný materiál polotovaru byl 10 mm plech.

4.2.1 Metodika experimentu

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 – 300°C a to metodou jednoho zkušebního tělesa a metodou více zkušebních těles. 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.

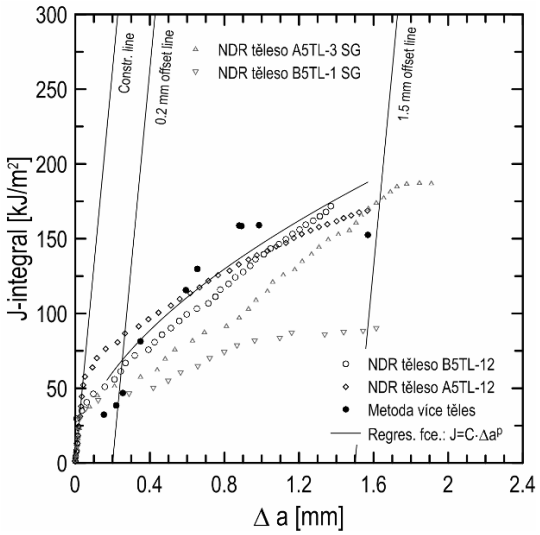


Obr. 22: Výkres CT tělesa tloušťky 5 mm.

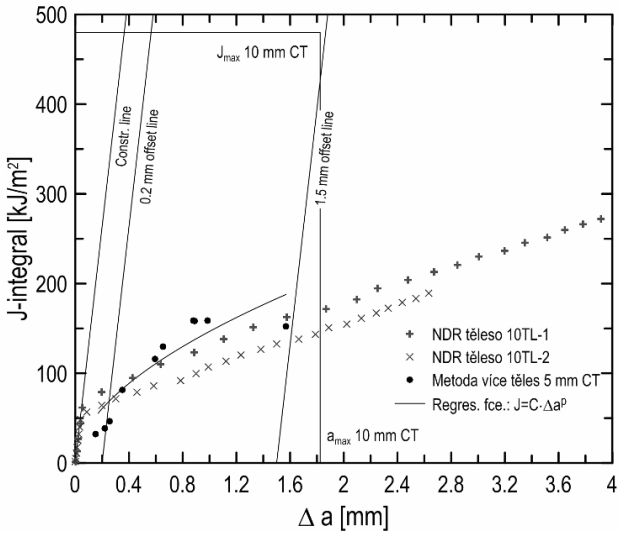


Obr. 23: Srovnání velikostí 5 a 10 mm CT těles.

Výkres MCT tělesa je na Obr. 22. Srovnání velikostí obou zkoušených CT těles je na Obr. 23. Geometrie těles byla včetně břitů navržena tak, aby bylo možné pro snímání otevření tělesa v peci za vysokých teplot použít snímač otevření standardní velikosti. Rozměry a rozteč břitů byly pro obě tělesa identické. Břity pro upevnění snímače u MCT tělesa jsou z prostorových důvodů umístěny na čelní straně tělesa, kdežto u 10 mm CT se břity nacházejí přímo na linii zatěžování. Konstrukce J-R křivek je založena na výpočtu J-integrálu a který je určován z hodnot přemístění na linii zatěžování [1,4]. Toto ale vzhledem ke způsobu snímání deformace MCT tělesa vyvolalo nutnost přepočtu přemístění z čelní strany (měřeno) na přemístění na linii zatěžování. Přepočet byl proveden podle vztahu Rao a Acharya [35].



Obr. 24: 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 (SG).



Obr. 25: J-R křivka 300°C, metoda více těles 5 mm CT tělesa a metoda jednoho tělesa 10 mm CT těles.

Tab. 3: 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
met. více těl. 5 mm							146,666	0,549	69,81	
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. $\sigma_y = (\sigma_0 + \sigma_m)/2$

4.2.2 J-R křivky

Křivky odolnosti proti šíření trhliny byly u zkoumaného polotovaru materiálu (plechu) zjišťovány v konfiguraci orientace 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, se jedná o nejslabší směr, tedy i o směr s nejnižší úrovní houževnatosti [36]. Výsledky určených J-R křivek jsou uvedeny na Obr. 24,25 a v Tab. 3. 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. Hodnoty J-integrálu přitom byly stále pod jeho vymezeným limitem a to i po překročení maximálních délek tvárné trhliny. V případě metody více tělesa vykázala některá tělesa i při relativně velkých hodnotách tvárného natržení nestabilní porušení. Srovnání metody jednoto tělesa a metody více těles je vzhledem k rozptylu experimentálních dat metody více těles problematické. 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, Tab. 3. J-R křivky obou 10 mm CT těles jsou uvedeny na Obr. 25. 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.

Příčiny pozorovaného rozptylu charakteristik houževnatosti byly dle fraktografické analýzy spatřovány v přítomnosti interkrystalického porušení, delaminaci materiálu kolmo ke směru šíření trhliny a kvůli nehomogenitě mechanických vlastností polotovaru napříč tloušťkou, která se projevila i při lomovém chování jednotlivých těles. 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 μm. 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. Pomocí následných metalografických analýz a měření tvrdosti bylo zjištěno, že nehomogenita mechanických vlastností podél tloušťky polotovaru materiálu je způsobena rozdílnou strukturou podpovrchových oblastí oproti středním oblastem plechu. Příčinou rozdílnosti struktur těchto oblastí byl pravděpodobně nerovnoměrný proces rekrystalizace zrn v poslední fázi výroby [37]. 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 velikosti 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, [38,39]). Z pohledu určování lomové houževnatosti hrají miniaturní zkušební tělesa pro tyto materiálové aplikace klíčovou roli.

5 Závěry

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

U obou typů zkušebních těles, PKLST těles a mini CT těles, 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 úrovně zatížení, kdy jsou významnější přírůstky délky trhliny testovaných těles dosaženy v oblasti nacházející se výrazně za platností hodnot J-integrálu. V tomto případě poskytuje PKLST těleso nejnižší J-R křivku vzhledem k tělesům větší velikosti a tím i spolehlivě 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.

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 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 je u podrozměrných zkušebních těles v souladu s tělesy standardní velikosti. Projevy ztráty constraintu při tvárném mechanismu porušení způsobené velikostí zkušebního 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 případě materiálů s vysokou úrovní houževnatosti a použití podrozměných těles pro hodnocení

lomové houževnatosti se tak v podstatě u příslušné tenkostěnné konstrukce jedná o nejvhodnější a nejvíce relevantní způsob určení odolnosti proti šíření tvárné trhliny.

Pro numerické modelování vlivu velikosti na J-R křivku oceli Eurofer97 byl zvolen mikromechanický model tvárného porušení Gurson-Tvergaard-Needlemana. Správnost kalibrace a určení parametrů podle GTN modelu byla verifikována na základě modelování vlivu velikosti na J-R křivku ohybových těles. Byla ověřena možnost transferability kalibrovaného souboru parametrů GTN modelu na tělesa jiných velikostí, pro kterou se ukázala být klíčovým faktorem velikost prvků MKP sítě v oblasti šířící se trhliny. 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.

Na základě systematického zkoumání vztahů mezi velikostí prvku na čele trhliny a rozměrů průřezu tělesa bylo zjištěno, že má relace mezi vhodnou velikostí prvku patřičného 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 ukázala být klíčovou metodou pro hodnocení lomové houževnatosti z podrozměrných zkušebních těles. S její pomocí lze prostřednictvím studia mikromechanismu porušení stanovit úlohu mikromechanismu porušení a vlivu nehomogenity nebo nečistot na lomové chování tělesa a tím i na měřené hodnoty houževnatosti. Tato analýza také umožňuje detailní hodnocení otupení čela trhliny. Jeho kvantifikací z lomových ploch podrozměrných zkušebních těles lze poměrně snadno odhadnout, v jaké míře bude docházet k projevům vlivu velikosti na J-R křivku.

6 Literatura

[1] Anderson, T.L. *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*, 2nd ed., 1995, CRC Press, 1995.

[2] 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.

[3] Rathbun, H.J., Odette, G.R., Yamamoto, T., Lucas, G.E. Influecence of statistical and constraint loss size effect on cleavage fracture toughness in the transition – A single variable experiment and database. *Enginnering Fracture Mechanics,* 2006, roč. 73, č. 1, s. 134-158.

[4] Rathbun, H.J., Odette, G.R., He, M.Y., Yamamoto, T. Influecence of statistical and constraint loss size effect on cleavage fracture toughness in the transition – A model based analysis. *Enginnering Fracture Mechanics,* 2006, roč. 73, č. 18, s. 2723-2747.

[5] E1820-08 - Standard test method for measurement of fracture toughness. ASTM INTERNATIONAL, vol. 3.01. West Conshohocken, PA, 2008.

[6] Wallin, K.: Fracture Toughness of Engineering Materials - Estimation and Application. EMAS publishing, Warrington UK, 2011, ISBN 0-9552994-6-2, s. 543.

[7] Wallin, K. The size effect in K_{Ic} results. *Engineering Fracture Mechanics,* 1985, roč. 22, č. 1, s. 149-163.

[8] 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.

[9] Viehrig, H.-W., Boehmert, J. Specimen Reconstitution Technique for Charpy Size SENB Specimen and Charpy-V Impact and Fracture Toughness Vertification Testing. In *Small specimen test techniques, ASTM STP 1329,* West Conshohocken, PA: ASTM International, 1998, s. 420-435.

[10] 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.

[11] 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.

[12] 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.

[13] Wallin, K., Planman, T., Valo, M., Rintamaa, R. Applicability of miniature size bend specimen to determine the master curve reference temperature T_0. *Enginnering Fracture Mechanics*, 2001, roč. 68, č. 11, s. 1265-1296.

[14] DIN 50115, Notched bar impact testing of metallic materials (using test pieces other than ISO test pieces), 1991.

[15] 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.

[16] 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.

[17] 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.

[18] 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.

[19] Sokolov, M.A., Klueh, R.L., Odette, G.R., Shiba, K., Taginawa, H. Fracture toughness characterization of irridiated F82H in the transition region. In *Effects of radiation on material, ASTM STP 1447*, West Conshohocken, PA: ASTM Inter., 2004, s. 408-416.

[20] 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.

[21] Schneider, H.C. Entwicklung einer miniaturisierten bruchmechanischen Probe für Nachbestrahlungsuntersuchungen. *Technical Report FZKA 7066*, Forschungszentrum Karslruhe, Karsruhe, 2005, 170 s.

[22] 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.

[23] 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.

[24] 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.

[25] 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.

[26] Berdin, C., Besson, J., Bugat, S., Desmorat, R., Feyel, E., Forest, S., Lorentz, E., Maire, E., Pardoen, T., Pineau, A., Tanguy, B. *Local approach to fracture.* École des Mines de Paris, 2004, s. 422.

[27] 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.

[28] 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.

[29] 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.

[30] Mueller, P.F. *Finite Element Modelling and Experimental Study of Brittle Fracture in Tempered Martensitic Steels for Thermonucler Fusion Application.* These No. 4518, EPFL, Lausanne, Suisse, 2009, s. 153.

[31] 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.

[32] 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.

[33] ISO 12135:2002(E) – Metallic Materials – Unified Method of Test for the Determination of Quasistatic Fracture Toughness.

[34] 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.

[35] 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.

[36] H. Hadraba, Fournier, B., Stratil, L., Malaplate, J., Rouffié, A.-L., Wident, P., Ziolek, L., Béchade, J.-L. Influence of microstructure on impact properties if 9-18%Cr ODS steels for fusion/fission applications. *Journal of Nuclear Materials*, 2011, roč. 411, č. 1-3, s. 112-118.

[37] 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.

[38] Baluc, N. Materials for fusion power reactors. *Plasma Physics and Controlled Fusion*, 2006, roč. 48, č. 12B, B165-B177.

[39] 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.

Seznam použitých zkratek a symbolů

Značka	*Název*	*Jednotka*
δ	přemístění při otevření čela trhliny	[mm]
Δa	celkový přírůstek délky trhliny	[mm]
Δa_{SWZ}	přírůstek délky trhliny vzniklý během zatěžování tělesa ze zaobleného čela trhliny	[mm]
Δa_{tear}	přírůstek délky trhliny vzniklý stabilním šířením tvárné trhliny	[mm]
σ_m	mez pevnosti v tahu	[MPa]
σ_y	deformační napětí jako průměrná hodnota σ_0 a σ_m	[MPa]
σ_0	mez kluzu v tahu	[MPa]
a	aktuální délka trhliny v tělese	[mm]
a_0	počáteční délka předcyklované trhliny v tělese	[mm]
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	
f	objemový podíl dutin	[-]
J	J-integrál	[kJ/m^2]
$J_{\max}$	maximální hodnota J-integrálu	[kJ/m^2]
J_Q	provizorní hodnota J-integrálu	[kJ/m^2]
K_{Ic}	hodnota součinitele intenzity napětí určená za podmínek RD	[MPa·m^{0,5}]
K_{Jc}	hodnota součinitele intenzity napětí přepočtená z J-integrálu	[MPa·m^{0,5}]
L	délka tělesa	[mm]
p	exponent regresní funkce popisující R-křivku	
$S_{J,\Delta a}$	směrodatná regresní funkce J-R křivky	[kJ/m^2]
T	teplota	[°C]
T_0	referenční teplota Univerzální křivky	[°C]
W	výška tělesa	[mm]
DBTT	tranzitní teplota přechodu tvárného a štěpného lomu stanovená na základě nárazové práce	[°C]
DCT	těleso pro zatěžování excentrickým tahem diskového tvaru	
GTN	Gurson-Tvergaard-Needleman model	
KLST	podrozměrné těleso pro tříbodový ohyb, průřez 3×4 mm^2	
LSY	stav velkých plastických deformací na čele trhliny (large scale yielding)	

MCT	mini CT těleso
MKP	metoda konečných prvků
PCC	těleso typu Charpy s předcyklovanou trhlinou (Pre-Crack Charpy)
PKLST	KLST těleso s předcyklovanou trhlinou
SSY	stav malých plastických deformací na čele trhliny (small scale yielding)
SG	boční vruby (side groove)
1T-CT	CT těleso standardní velikosti, tloušťka 25 mm

Seznam publikací vzniklých při řešení práce

[A1] 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.

[A2] 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.

[A3] 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.

[A4] 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.

[A5] 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.

[A6] Stratil, L., Hadraba, H., Dlouhý, I. Vliv constraintu na hodnoty lomové houževnatosti v miniaturních vzorcích pro tříbodový ohyb. In *Víceúrovňový design pokrokových materiálů 2010.* Brno: Ústav fyziky materiálů AV ČR, 2010, s. 99-104.

[A7] 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.

[A8] 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.

[A9] Hadraba, H., Fournier, B., Stratil, L., Malaplate, J., Rougié, A., Wident, P., Ziolek, 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.

[A10] 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.

[A11] Stratil, L., Hadraba, H., Dlouhý, I. Určování J- deltaa křivek pomocí miniaturních těles pro tříbodový ohyb. In *Víceúrovňový design pokrokových materiálů 2011*, Brno: Ústav fyziky materiálů AV ČR, 2011, s. 145-154.

[A12] 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.

[A13] 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.

[A14] 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.

[A15] 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.

[A16] 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.

[A17] 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, Cargése, 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

Abstract

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 miniature and large specimens' sizes in order to determine J-R curves. Two geometries of miniature test specimens, there-point-bend specimen and CT specimen, were used. The experimental materials were advanced steels developed for application in nuclear and power industry, Eurofer97 steel and ODS steel MA956.

The main contribution of thesis is description of effect of material's fracture toughness level on resistance against crack propagation in miniature specimens. For material with high toughness level (Eurofer97) the loss of constraint at the crack tip is considerable and highly decreases resistance against tearing. Miniature specimens then show significantly lower J-R curves in comparison with specimens of standard size. In case of material with low toughness level (ODS MA956), the constraint loss effect is very small without large impact on resistance against tearing. In such case miniature specimens demonstrate comparable J-R curves as specimens of larger sizes.

Finite elements simulation of realized tests together with the 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. From comparison of experimental results and numerical simulations of J-R curves the mutual dependencies between geometry of specimens and element's size at the crack tip were derived for this steel. On the basis of acquired relationships, the methodology of prediction of J-R curve of standard test specimens' size from limited amount of test material was proposed.