

Současné koncepce hodnocení křehkolomových charakteristik ocelí

I. Dlouhý* - H. Hadraba - Z. Chlup - V. Kozák – M. Holzmann

Skupina Křehký lom, Ústav fyziky materiálů AVČR, v.v.i. Žižkova 22, 61662 Brno

1 Úvod

Současná etapa výzkumu porušení ocelí je charakterizována zcela novými přístupy, teoretickými i experimentálními, hodnocení křehkolomových charakteristik [1]-[10]. V této práci bude jako křehkolomová charakteristika chápána taková materiálová veličina, která vyjadřuje odolnost proti iniciaci nestabilního křehkého (štěpného, interkrystalického) lomu v tělese s trhlinou. Obecně se tato charakteristika nazývá lomová houževnatost a vyjadřuje vlastně odezvu materiálu na pole napětí u čela trhliny.

Cílem příspěvku je sumarizovat nejnovější poznatky, které mohou v různých rovinách ovlivňovat hodnocení odolnosti vůči lomu svarových spojů, zejm. ocelí. Práce se přitom zaměřuje na následující problémy:

- tranzitní křivka lomové houževnatosti, princip universální (master) křivky, její stanovení a aplikace,
- J - Q koncepce z oblasti dvouparametrové lomové mechaniky,
- princip a aplikace lokálního přístupu, založeného na statistickém (Bereminově) modelu křehkého porušení,
- transferabilita lomové mechanických dat z podrozměrných zkušebních těles na standardní tělesa, či komponenty,
- hodnocení lomové houževnatosti heterogenních materiálů (např. vybrané oblasti svarového spoje) podle postupu navrhovaného v rámci programu SINTAP.

2 Tranzitní průběh lomové houževnatosti (jednoparametrová lomová mechanika)

Obecná podoba teplotní závislosti lomové houževnatosti je uvedena na **obr. 1**. V diagramu je schematicky vyznačeno rozptylové pásmo lomových charakteristik. Dále jsou v něm vyznačeny tranzitní teploty, vymežující oblasti porušení s daným mechanismem iniciace lomu. V oblastech jsou pak vyznačeny příslušné lomové mechanické charakteristiky, viz mj. např. [11]-[15]).

Jednotlivé lomové mechanické charakteristiky reprezentují:

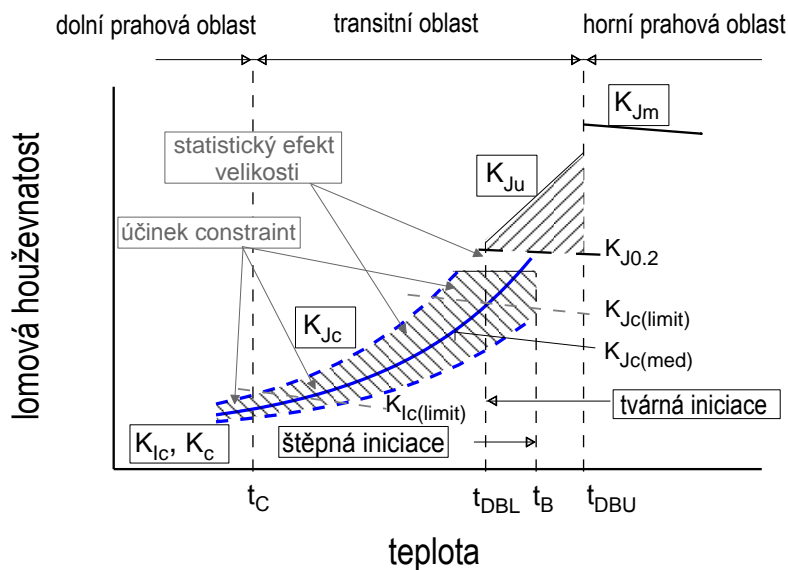
K_{Ic} - lomovou houževnatost při rovinné deformaci;

K_{Jc} - lomovou houževnatost přepočtenou z kritických hodnot J_c - integrálu stanoveného pro okamžik iniciace nestabilního lomu, $K_{Jc} = (J_c E / (1-\nu^2))^{1/2}$;

K_{Ju} - lomovou houževnatost přepočtenou z kritické hodnoty J_u - integrálu určeného pro okamžik iniciace nestabilního křehkého lomu po jisté délce tvárného růstu trhliny Δa u kořene původní trhliny;

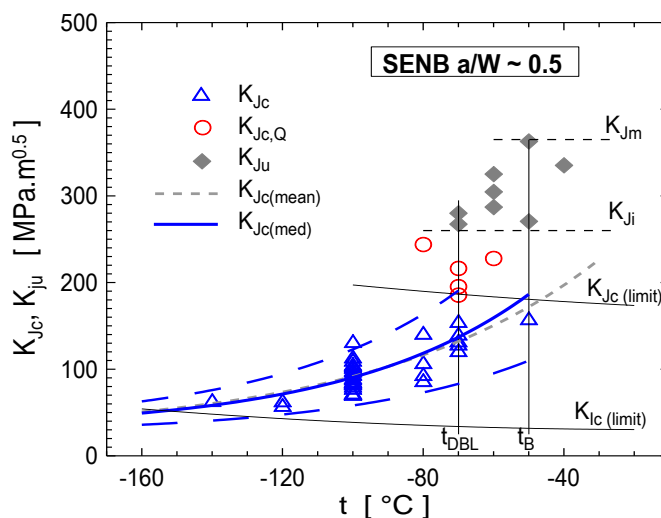
* Příspěvek vychází z práce prezentované autorským kolektivem na semináři „Zvaritelnost a degradační mechanismy vlastností zvarových spojů“ organizovaném společností IBOK a.s. v červnu 2008 v Bratislavě a stejnojmenného sborníku vydaného u příležitosti tohoto semináře. Sborník je možno zakoupit přímo u vydavatele – společnosti IBOK www.ibok.sk, resp. ibok@bok.sk.

$K_{J0,2}$ - lomovou houževnatostí pro okamžik iniciace tvárného lomu u čela trhliny, přepočtené z hodnoty $J_{0,2}$ –integrálu.



Obr. 1: Schéma tranzitního chování lomové houževnatosti

Tzv. univerzální (master) křivka, předložená Wallinem [16], popisuje teplotní závislost křehkolomových charakteristik K_{Ic} , K_{Jc} zjištěných na tělesech tloušťky 1T s hlubokou trhlinou ($a/W \sim 0,5$) a porušujících se za podmínek malé plastické zóny u čela trhliny (stavu SSY) [17]. Jedná se v podstatě o hodnoty lomové houževnatosti stanovené v oblasti porušení, ležící pod teplotou t_B (Obr. 1). Poloha univerzální křivky na ose teplot je dána tzv. referenční teplotou T_0 , při níž lomová houževnatost $K_{Jc} = 100 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$. Podle standardu [17] hodnoty lomové houževnatosti ocelí s mezí kluzu od 275 do 825 MPa, určené při různé teplotě T na tělesech tloušťky 1T, $a/W \sim 0,5$ a vynesené v závislosti na $T-T_0$ by měly vykazovat zcela totožný teplotní průběh a to jak co do tvaru, tak i do velikosti rozptylového pásu.



Obr. 2: Průběh univerzální (master) křivky $K_{Jc(med)}$, spodní $K_{Jc(05)}$ a horní $K_{Jc(95)}$ toleranční meze pro feritickou ocel

Příklad universální (master) křivky $K_{Jc(\text{med})}$ pro feritickou ocel na odlitky (odebrané ze stěny segmentu kontejneru na vyhořelé jaderné palivo) je na obr. 2.

Postup zjištění referenční teploty T_0 a rovnice universální křivky je následující [17]. Provedou se měření J_c při statickém zatěžování při použití zkušebních těles tloušťky 1T (~ 25 mm) s hlubokou trhlinou, $a/W = 0,5$ při takové teplotě, aby iniciace nestabilního štěpného lomu nastala při elasticko-plastické deformaci tělesa.

Teplota provádění zkoušky se má volit pokud možno blízko očekávané teploty T_0 . Měření J_c je zapotřebí provést při použití nejméně 6 zkušebních těles. Zjištěné hodnoty J_c jsou převedeny na jejich ekvivalenty v jednotkách odpovídajících součiniteli intenzity napětí podle vztahu

$$K_{Jc} = \sqrt{J_c E'} \quad (1)$$

Hodnoty K_{Jc} musí splňovat podmínku

$$K_{Jc(\text{limit})} = \sqrt{E' b_0 R_y / M} \quad (2)$$

aby naměřené hodnoty J_c byly určeny za stavu SSY. Ve vztahu (2) je $b_0 = W - a_0$, ligament, R_y mez kluzu, pro parametr M (parametr velikosti) se uvádí v [17] hodnota 30; v současnosti se však předepisuje pro M hodnota 50÷100 [13].

Pro popis rozptylu K_{Jc} při dané teplotě se používá tříparametrové Weibullovo rozdělení. Kumulativní pravděpodobnost porušení je pak dána vztahem

$$P(K_{Jc}) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{K_{Jc} - 20}{K_0 - 20} \right)^4 \right] \quad (3)$$

Jak vyplývá z tohoto výrazu, Weibullově parametru tvaru byla přiřazena hodnota 4, odvozená teoreticky a ověřená experimentálně (viz např. literatura v [17]).

Pro určení parametru měřítko K_0 se používá metody maximální věrohodnosti a K_0 se určí podle vztahu

$$K_0 = \left[\frac{\sum_{i=1}^N (K_{Jc(i)} - 20)^4}{r - 0,3068} \right]^{1/4} + 20 \quad (4)$$

kde N značí celkový počet zjištěných hodnot K_{Jc} a r značí počet platných hodnot (vztah (2), šest je minimum).

Pro hodnotu mediánu lomové houževnatosti při dané teplotě $K_{Jc(\text{med})}$ pak vyplývá

$$K_{Jc(\text{med})} = 0,9124(K_0 - 20) + 20 \quad (5)$$

Konečně rozdíl mezi teplotou zkoušky (T) a referenční teplotou T_0 vyplývá z inverze rovnice universální (master) křivky [17] a je dán vztahem

$$T - T_0 = \frac{1}{0,019} \ln \left[\frac{K_{Jc(\text{med})} - 30}{70} \right] \quad (6)$$

Universální (master) křivka, která je reprezentována mediánem lomové houževnatosti $K_{Jc(\text{med})}$ pro zkušební těleso 1T v závislosti na teplotě v tranzitní oblasti, má pak tvar rovnice

$$K_{Jc(\text{med})} = 20 + 70 \exp[0,019(T - T_0)] . \quad (7)$$

Tento výraz pro $K_{Jc(\text{med})}$ platí přes celou tranzitní oblast a částečně i do oblasti spodní prahové, pokud $K_{Jc(\text{med})} > 50 \text{ MPam}^{1/2}$. Pod touto hodnotou již neplatí teorie nejslabšího článku pro popis vlivu velikosti na lomovou houževnatost.

Kromě výrazu pro $K_{Jc(\text{med})}$ jsou v [17] uvedeny i výrazy pro spodní $K_{Jc(05)}$ a horní $K_{Jc(95)}$ toleranční mez; to je pro $P_f = 5\%$ a 95% . Rovnice spodní toleranční meze má tvar

$$K_{Jc(05)} = 25,4 + 37,8[0,019(T - T_0)] . \quad (8)$$

Jestliže je známa hodnota mediánu pro tloušťku $1T$, potom $K_{Jc(\text{med})}$ pro těleso libovolné tloušťky B_x se vypočte ze vztahu

$$K_{Jc(\text{med})B_x} = 20 + [K_{Jc(1T)} - 20] \left(\frac{B_{1T}}{B_x} \right)^{1/4} . \quad (9)$$

Průběhy $K_{Jc(\text{med})}$ i $K_{Jc(05)}$ a $K_{Jc(95)}$ jsou na obr. 2 rovněž uvedeny.

V současné době se koncepce universální (master) křivky využívá:

- pro výzkum a kvantifikaci vlivu degradačních procesů (tepelného a radiačního zkrěhnutí) na lomovou houževnatost a to podle posuvů teploty T_0 [18],
- výzkum vlivu rychlosti zatěžování na lomovou houževnatost opět podle posuvu teploty T_0 v závislosti na K_I [19],
- vypracovávají se přístupy, jak teplotu T_0 určit pomocí těles typu Charpy s únavovou trhlinou (PCVN těles) [20],
- vyšetřuje se vliv constraintu na posuv teploty T_0 [21], [22].

3 Dvoupřímá lomová mechanika: $J - Q$ koncepce

Vliv constraintu*) na lomové chování těles se v rámci elasticko-plastické lomové mechaniky charakterizuje kvantitativně hodnotou constraint parametru Q [3][5][6]. Lomové chování tělesa s trhlinou je pak určeno hodnotou J -integrálu (případně podílem J/σ_0 , kde σ_0 je mez kluzu) a parametrem Q . Základním postulátem dvoupřímá EPLM je tvrzení, podle něhož pole napětí u čela trhliny v tělese různé geometrie bude stejné, je-li popsáno stejnými hodnotami parametrů J a Q . Veličina J/σ_0 přitom charakterizuje úroveň deformace a napětí a parametr Q vyjadřuje triaxialitu napjatosti u čela trhliny. Vliv triaxiality na chování materiálu je v této souvislosti označován jako účinek constraint na čele trhliny. Jedná se vlastně o odezvu materiálu na čele trhliny na rozvoj deformace před čelem trhliny; materiál v nedolomeném průřezu před čelem trhliny ovlivňuje děje v oblasti zaoblení trhliny.

Parametr Q je definován pomocí diferenčního pole napětí $(\sigma_{ij})_{\text{dif}}$. Diferenční pole je určeno rozdílem skutečného napětí u čela trhliny a napětí odpovídajícího referenčního pole. V závislosti na definici referenčního napětí lze diferenční pole stanovit dvěma způsoby [3]:

*) Poněvadž český ekvivalent pro termín constraint neexistuje, používá se všeobecně původní výraz. Pokusy předkládat pojem jako „stísnění“, stejně jako nahrazovat jev konstatováním o vlivu triaxiality nenašly širšího uplatnění. Rovněž německá literatura, pojednávající o této problematice, tento termín nepřekládá.

- Pomocí HRR řešení

$$(\sigma_{ij})_{\text{dif}} = (\sigma_{ij}) - (\sigma_{ij})_{\text{HRR}}, \quad (10)$$

kde (σ_{ij}) je pole napětí pro těleso dané geometrie deformující se elasticko-plasticky s plastickou zónou větších rozměrů (stav LSY), ale menší než šířka nosného průřezu v místě trhliny. Toto pole se nejčastěji určuje, např. metodou konečných prvků, $(\sigma_{ij})_{\text{HRR}}$ je referenční pole napětí získané na základě Hutchinsonova, Riceova a Rosengrenova modelu (HRR řešení pro stav SSY [23], [24]).

- Pomocí referenčního pole v okolí čela trhliny, určeného pro případ $T = 0$

$$(\sigma_{ij})_{\text{dif}} = (\sigma_{ij}) - (\sigma_{ij})_{\text{SSY}, T=0}, \quad (11)$$

kde referenční pole $(\sigma_{ij})_{\text{SSY}, T=0}$ je získáno pomocí modifikované metody okrajové vrstvy pro případ $T = 0$, a to buď při úvaze malých deformací (small strain) se singularitou napětí u čela trhliny, nebo při úvaze konečných deformací (zaoblování čela trhliny), viz. obr. 3.

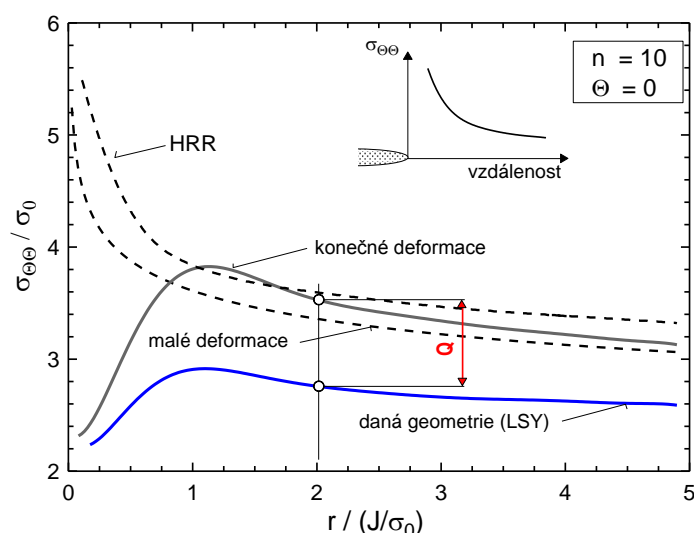
Parametr Q charakterizující constraint u čela trhliny je definován např.

$$Q = \frac{\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{(\theta\theta)\text{SSY}, T=0}}{\sigma_0}, \quad (12)$$

pro $\theta = 0$ a $r = 2J/\sigma_0$. Dále je nutno určit střední hodnotu gradientu parametru Q na vzdálenosti $1 < \bar{r} < 5$, kde $\bar{r} = r / (J/\sigma_0)$

$$Q' = \frac{Q(\bar{r} = 5) - Q(\bar{r} = 1)}{4}. \quad (13)$$

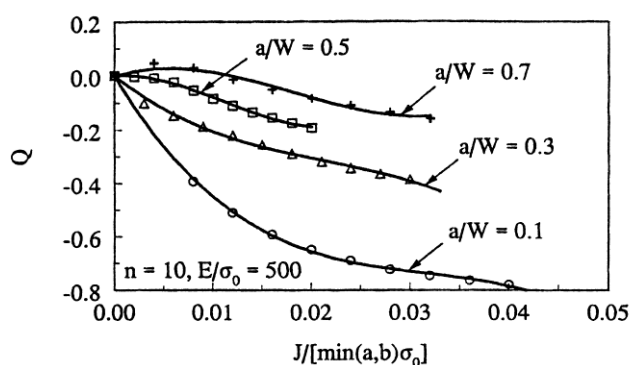
Při zatěžování hodnota $|Q|$ roste a podle autorů J - Q koncepce [3] má jeho hodnota být $< 0,1$. Touto podmínkou je v podstatě určen rozsah platnosti J - Q přístupu.



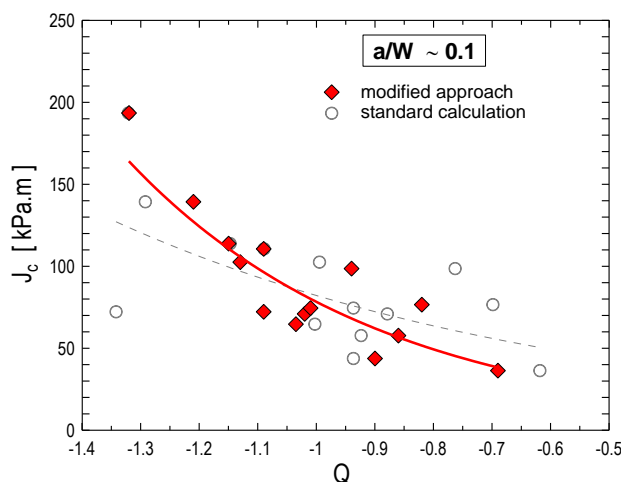
Obr. 3: Referenční pole pro SSY a rovinnou deformaci a skutečné pole pro danou geometrii s hodnotou constraint $Q = 0,75$ v normalizovaných souřadnicích

3.1 Postup stanovení lomové houževnatosti $J_{c(Q)} = f(Q)$ pro okamžik nestabilního šíření lomu pro stav LSY

- Používají se zkušební tělesa, která mají stejný tvar jako zkušební tělesa pro měření lomové houževnatosti v jednoparametrové LM, u nichž pro stav SSY $Q = 0$. Změna Q se docílí různou délkou trhliny (různým poměrem a/W).
- Pro tělesa s různou délkou trhliny je nutno znát závislost Q na vnějším zatížení vyjádřenou hodnotou J -integrálu. Tato úloha se řeší numericky metodou konečných prvků. V současné době existuje katalog pro stanovení hodnot constraint parametru pro zkušební tělesa různé geometrie s různým poměrem a/W , materiály s různým koeficientem zpevnění n a s různou mezí kluzu σ_0 vypracovaný Gullerudem a Doddsem Jr. [25] (příklad obr. 4).
- Pro zkušební tělesa s různým poměrem a/W je nutno znát vztahy pro výpočet J -integrálu.
- Pro zjištění vlivu constraintu na lomovou houževnatost, to je pro zjištění závislosti $J_{c(Q)} = f(Q)$, je nutné volit v tranzitní oblasti takovou teplotu, aby i zkušební tělesa, u nichž nastal značný pokles triaxiality napjatosti, se porušovala nestabilním štěpným lomem.



Obr. 4: Hodnota Q - parametru v závislosti na normalizované hodnotě zatěžovacího parametru. Zkušební těleso s trhlinou pro tříbodový ohyb s různým poměrem a/W .

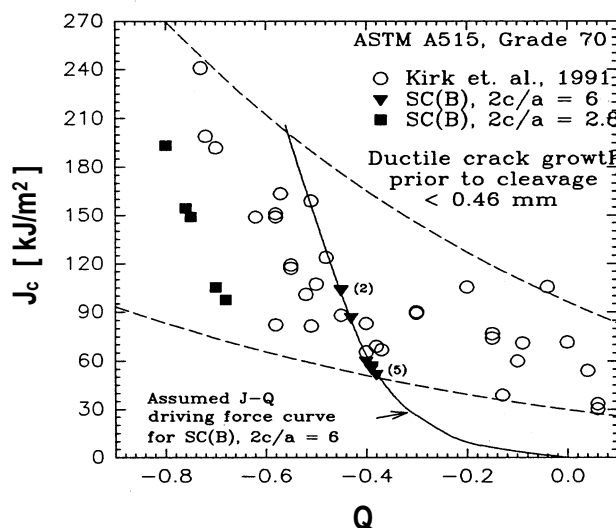


Obr. 5: Závislost lomové houževnatosti $J_{c(Q)}$ na constraint parametru Q .

Na obr. 5 je uveden příklad závislosti $J_{c(Q)}$ na Q , zjištěný Chlupem pro mělkou trhlinu u C-Mn feritické oceli na odlitky. Hodnoty Q parametru byly vypočteny dvěma rozdílnými postupy.

S klesající hodnotou Q parametru lomová houževnatost $J_{c(Q)}$ roste, dochází k jevu nazývaném jako ztráta constraint na čele trhliny. V celém sledovaném rozsahu délek trhlín (pro a/W v rozmezí 0,1 až 0,5) byl současně pozorován vzrůst rozptylu měřených hodnot s klesající hodnotou constraint [26][27].

Na obr. 6 je pak uveden příklad praktické aplikace této koncepce pro posouzení mezního stavu křehkého porušení pásu s povrchovou trhlínou SC(B) [28]. Jak vyplývá z průběhu J - Q křivky v tomto diagramu může u tohoto pásu nastat při dané teplotě křehké porušení za stavu LSY, to je při vnějším zatížení, vyjádřeném J_I - integrálem v rozmezí spodní a horní hodnoty $J_{c(Q)}$ rozptylového pásu. Plně vyznačené body jsou experimentálně stanovené hodnoty J -integrálu pro okamžik nestabilního lomu. Predikce okamžiku porušení je velmi dobrá. Tato koncepce hodnocení mezního stavu se nazývá jako koncepce hnací síly trhliny (CDF koncepce, Crack Driving Force) a je zahrnuta v evropském návrhu pro posuzování integrity konstrukce s defekty známého pod zkratkou SINTAP.



Obr. 6: Aplikace dvouparametrové lomové mechaniky ($J_c - Q$ závislosti) pro hodnocení mezního stavu křehkého porušení pásu s mělkou povrchovou trhlínou

4 Koncepce lokálního přístupu založená na pravděpodobnosti porušení

Tzv. lokální přístup (v užším smyslu pojmu) v oblasti křehkého porušení principiálně zavádí korelaci mezi pravděpodobností štěpného lomu a definovaným Weibullovým napětím. Weibulovo napětí je vypočteno díky znalosti rozložení maximálního hlavního napětí v plastické oblasti před čelem defektu, přičemž kritická hodnota trigeruje rozběhnutí křehkého porušení. Čím větší jsou lokální hodnoty hlavního napětí v elementech použitých při aplikaci metody konečných prvků, tím více tyto elementy přispívají k hodnotě Weibullova napětí a zvýšení pravděpodobnosti vzniku křehkého porušení.

Teorie byla odvozena Bereminem [19] na základě porušení karbidické částice a úvah definovaných Griffithem, který určil kritické napětí v okamžiku porušení pro

defekt délky l_0 . Nechť existuje buňka o objemu V_0 , která takovýto defekt obsahuje. Pak pravděpodobnost nalezení trhliny o délce l_0 až $l_0 + dl_0$ je ve tvaru:

$$p(l_0)dl_0 = \frac{\alpha}{l_0^\beta} dl_0, \quad (14)$$

kde α a β jsou materiálové konstanty.

Po úpravách dostaneme vztah pro pravděpodobnost porušení jedné buňky:

$$p(\sigma) = \left(\frac{\sigma}{\sigma_u}\right)^m, \quad (15)$$

kde $m = 2\beta - 2$ a pro σ_u platí, že je to materiálová konstanta pokud povrchová energie γ není funkcí teploty. Pro popis chování celého tělesa je pak nutné najít integrální vyjádření pravděpodobnosti porušení. Takto popsané chování odpovídá matematicky teorii slabého článku, která považuje systém za řetěz, který se poruší v okamžiku porušení jedné buňky. Po úpravě do formy

$$P(\sigma, V) = 1 - \exp\left[-\frac{V}{V_0} \left(\frac{\sigma}{A}\right)^\beta\right], \quad (16)$$

což je obecný zápis pravděpodobnosti porušení jako funkce napětí, a zavedením Weibullova napětí lze zapsat celkovou pravděpodobnost porušení ve tvaru:

$$P_f = 1 - \exp\{-\sigma_W / \sigma_u\}^m. \quad (17)$$

Hodnota Weibullova napětí je definována vztahem:

$$\sigma_W = \left\{ \sum \sigma_1^m (V_1 / V_0) \right\}^{1/m}. \quad (18)$$

Parametr m charakterizuje rozptyl a σ_u je napětí pro 63%-ní pravděpodobnost porušení, V_i je objem, kde působí napětí hlavní napětí σ_1 . Tyto parametry jsou nezávislé na geometrii zkušebního tělesa. Elementární objem, V_0 , představuje objem 8 - 10 zrn, což je konsistentní předpoklad s modelem RKR, kde mikrostrukturně rozhodující vzdálenost byla > 2 zrna. Často bývá použito veličiny λ , která je definována jako

$$\lambda = \sqrt[3]{V_0}, \quad (19)$$

a představuje hranu elementární krychle.

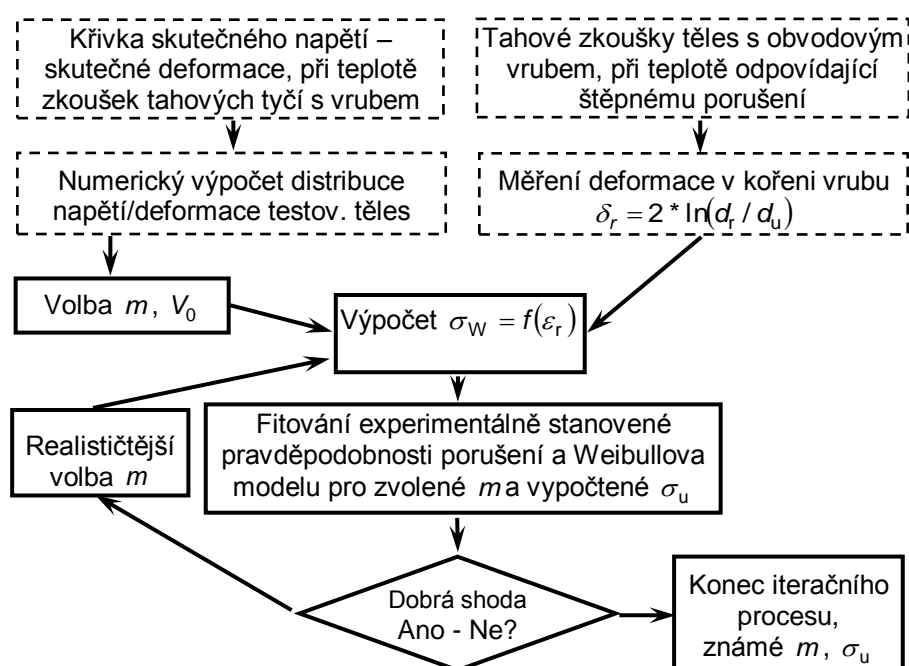
Určení lokálních parametrů lze provést následujícím postupem měření a výpočtu, mj. [8], [29]. Nejdříve je nutné identifikovat vlastní chování materiálu v závislosti na teplotě. K tomuto účelu mohou být použity tahové tyče s obvodovým vrubem. Po proměření teplotní závislosti lomové houževnatosti je možné zvolit zkušební teplotu sady vzorků určených pro stanovení lokálních parametrů. Při teplotě pod kritickou teplotou křehkosti t_{GY} (koincidence síly na mezi makroplastických deformací a lomové síly) dochází k porušení štěpným mechanismem a následně je pak možné provést sadu měření tahových tyčí s obvodovým vrubem. Nutností je měření změny průměru v místě vrubu. Účelem je jednak verifikace experimentu a numerické simulace a současně je deformace ϵ_r hlediskem pro rozhodnutí o validitě měření.

Nezbytným krokem je stanovení závislosti $\sigma_{skut} - \varepsilon_{skut}$ při zvolené teplotě. Jedná se o standardní zkoušku hladké zkušební tyče statickým tahem. Křehký lom je dominantní při nízkých teplotách, proto je nezbytné zajistit snímač prodloužení vykazující dostatečnou přesnost i za kryogenních teplot. Vlastní numerická simulace vyžaduje znalost křivky až do hodnot 100% deformace. Poslední fází procedury je iterační proces hledání lokálních parametrů. Jedná se o hledání 2 parametrů Weibullova rozdělení, které popisuje chování materiálu v závislosti na aplikovaném σ_w . Dříve doporučovaná metoda nejmenších čtverců je v současnosti zaměněna za metodu maximální věrohodnosti. Technickým aspektem procesu určení lokálních parametrů věnována norma ESIS [29] a schematicky ji lze znázornit na obr. 7.

Lokální přístup je primárně určen k predikci lomové houževnatosti [8], [30] a to na základě Bereminovy kombinace pravděpodobnosti porušení s popisem maximálního hlavního napětí polem HRR, tj. za předpokladu „small scale yielding“ (SSY).

$$\ln \left[\frac{1}{1 - P_f} \right] = \frac{\sigma_y^{m-4} K_{Ic}^4 B C_m}{V_0 \sigma_u^m}, \quad (20)$$

kde C_m je konstanta stanovená numerickou integrací. Bereminova koncepce našla uplatnění v podobě modelů zachycujících oblast přechodu křehkého porušení v tvárné [31]. V poslední době však byla modifikována do podoby „toughness scaling“ diagramů.



Obr. 7: Postup výpočtu lokálních parametrů na základě Bereminova modelu

5 Korekce lomově mechanických parametrů v režimu závislosti na constraint („toughness scaling“ diagramy)

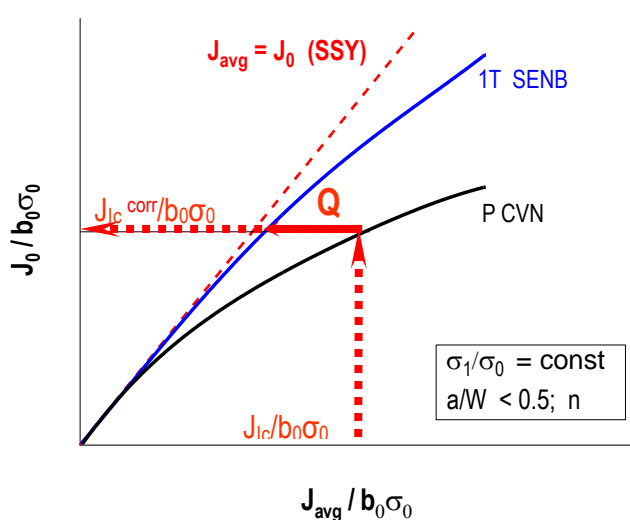
Koncepce lokálního přístupu (v širším smyslu pojmu, tj. deterministické i statistické přístupy) se staly základem postupů umožňujících korigovat lomově

mechanická data s nenulovou hodnotou constraint parametru. Jedná se o data nesplňující podmínku $K_{Jc(\text{limit})}$, pro hodnotu konstanty $M=50$ v rovnici (2), např. na obr. 2 jsou taková data znázorněna prázdnými kroužky. Za přesně specifikovaných podmínek lze tato data korigovat a použít pro další hodnocení jako plnohodnotná. Korekce se provádí na základě tzv. „toughness scaling“ diagramů (TS diagramů), tj. závislosti korelujících nejlépe zatěžovací parametr charakterizující pole napětí na čele trhliny podrozměrných testovaných těles s referenčním napětovým polem (standardní těleso).

Jejich podstata vyplývá z obr. 8 [32]. Pro každou zkoušenou geometrii je nezbytné provedení souboru výpočtů MKP napětově deformačního pole před čelem trhliny. S rostoucím zatížením dochází k větší či menší odchylce tohoto pole (na obr. 8 reprezentovaného hodnotou zatěžovacího parametru $J_0/b_0\sigma_0$) od podmínek odpovídajících standardním zkušebnímu tělesu. Referenční napětové pole je v tomto diagramu reprezentováno čárkovanou přímkou $J_{\text{avg}} = J_0$.

Kvantitativní znalost odchylky zatěžovacího parametru od zatěžovacího parametru referenčního napětového pole umožňuje korekci ovlivněných hodnot (korigované hodnoty tak lze odečítat ve směru tečkovaných šipek) a získání dat odpovídajících standardním podmínkám. Jednotlivé přístupy se liší základní fyzikální či mikromechanickou ideou výpočtu TS diagramu, pro vlastní korekci však dospívají k více méně shodným kvantitativním údajům.

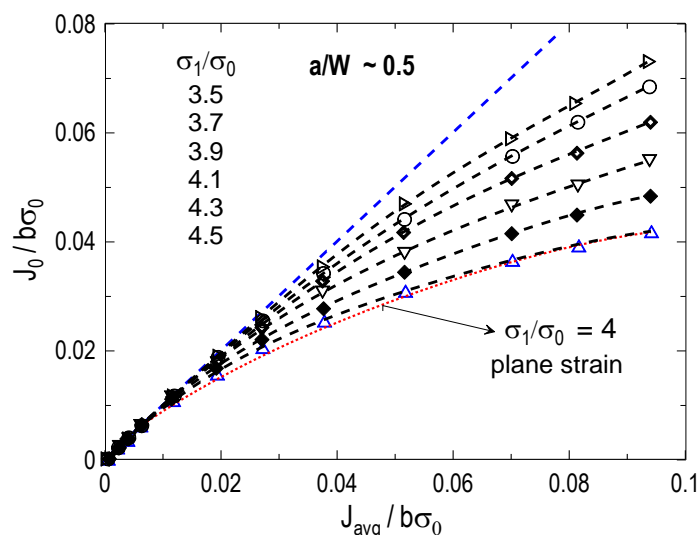
Ve vztahu k hodnocení křehkolomových vlastností svarů má korekce na chybějící účinek constraint klíčový význam! Použití standardních lomové mechanických zkoušek je u svarů často limitováno objemem materiálu, který je možno podrobit destruktivnímu zkoušení a je tak nutné použití podrozměrných zkušebních těles. Menší zkušební těleso, např. těleso typu Charpy s trhlinou, současně umožňuje lepší lokalizaci výchozí ostré trhliny do vybrané oblasti svaru a tepelně ovlivněné oblasti. Taková tělesa často nesplňují podmínky kvalifikační procedury pro lomovou houževnatost a možnost jejich korekce otevírá procedury pro realistická hodnocení.



Obr. 8: Základní schéma „toughness scaling“ diagramu ($J_0/b_0\sigma_0$ a $J_{\text{avg}}/b_0\sigma_0$ jsou zatěžovací parametry).

5.1 TS diagramy založené na napětové podmínce porušení (Dodds-Andersonův model)

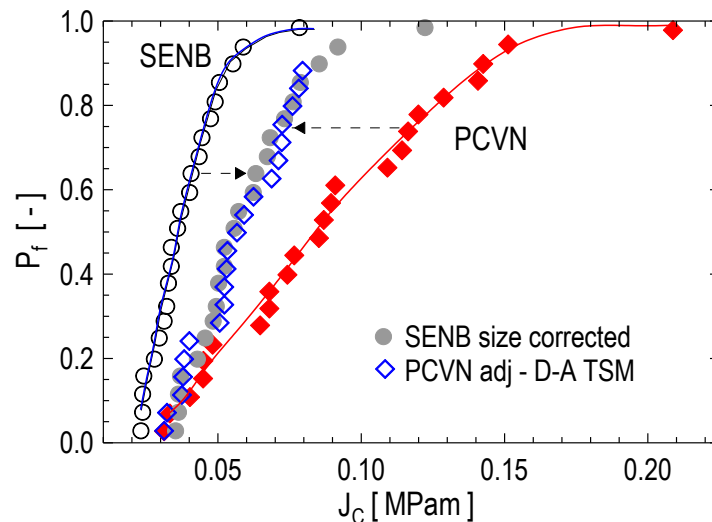
Koncept Doddse a Andersona je [5],[33] vychází z napětové podmínky štěpného porušení (v jistém smyslu se jedná o rozvinutí RKR modelu štěpného lomu). Pravděpodobnost trigerování lomu z kritického defektu je tím větší, čím větší je objem materiálu na čele trhliny zatížený napětím větším než kritickým.



Obr. 9: TS diagram používaný pro korekci lomově mechanických dat z těles typu Charpy na standardní geometrii [33]

Díky tomu, že původní koncept neusiloval o absolutní predikci lomové houževnatosti, bylo možno jej aplikovat pro výpočty napětově deformačních polí pro účely srovnání. Na jeho podkladě Nevalainen a Dodds [33] realizovali rozsáhlé 3D výpočty a poskytli soubory dat charakterizujících J-Q pole pro čelo trhliny (např. obr. 9). Výpočty ukázaly na význam „in-plane“ constraintu (constraintu v nedolomeném průřezu před čelem trhliny) napříč tloušťkou tělesa. Na vodorovné ose obr. 9 jsou vynášeny hodnoty zatěžovacího parametru reálného tělesa (J_{avg}), na svislé ose srovnávací hodnoty pro SSY podmínky (J_0), které vlastně představují hodnoty korigované na vliv constraint.

Pro feritickou ocel na odlitky pak obr. 10 prezentuje pravděpodobnostní diagram pro hodnoty lomové houževnatosti získané ze standardních zkušebních těles (SENB - prázdné kroužky) a podrozměrných těles typu Charpy s trhlinou (PCVN – plné kosočtverce).



Obr. 10: Pravděpodobnostní diagram pro naměřené a korigované hodnoty lomové houževnatosti J_c pro 1T SENB a PCVN zkušební tělesa

Rozdíly mezi oběma soubory hodnot jsou způsobeny jednak rozdílným constraintem na čele trhliny a jednak statistickým efektem velikosti. Aby bylo možno oba soubory hodnot srovnat, byly zavedeny následující korekce. Data ze standardních těles 1T SENB byla korigována na statistický efekt velikosti, např. v souladu s normou [17], za použití vztahu

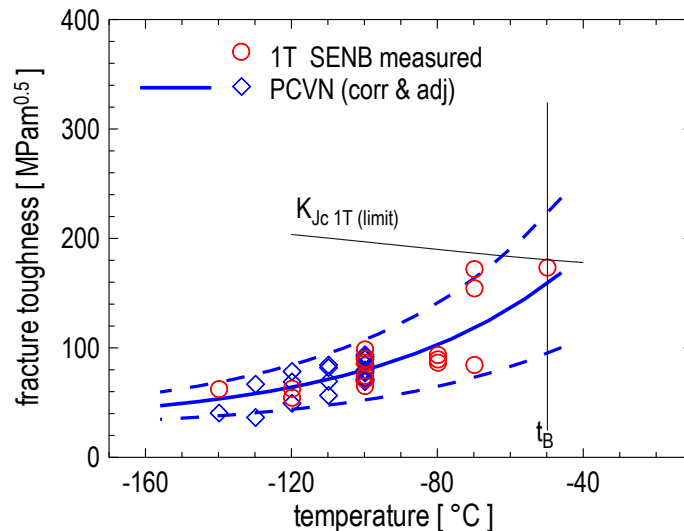
$$K_{Jc(1T)} = 20 + (K_{Jc(10)} - 20) \left(\frac{B_{10}}{B_{1T}} \right)^{1/4} . \quad (21)$$

Na obr. 10 jsou takto korigovaná data reprezentována plnými kroužky. Hodnoty lomové houževnatosti získané z podrozměrných PCVN těles byly korigovány za použití Dodds - Andersonova TS diagramu. Tyto korekce vedly k posuvu hodnot a jsou obr. 10 reprezentovány prázdnými kosočtverečky. Shoda dat získaných z rozdílných těles je evidentní.

Jestliže je tedy zapotřebí získat lomově mechanické charakteristiky pro standardní zkušební tělesa na základě dat naměřených z podrozměrných těles, je nezbytné aplikovat následující procedury:

- (i) Kontrola platnosti dat podle rovnice (2) a vymezení souboru dat pro korekci na ztrátu constraintu.
- (ii) Korekce na ztrátu constraintu (kromě in-plane constraintu je v omezené míře možná rovněž korekce na out-of-plane constraint [33]) a
- (iii) Korekce na statistický efekt velikosti [17] za použití vztahu (21).

Takto upravená data lze použít pro predikci teplotní závislosti lomového chování, např. pomocí universální (master) křivky, a to tak, že je vypočtena referenční teplota a ta je dosazena do obecné rovnice pro universální křivku, rovnice (7), resp. rovnic pro výpočet tolerančních mezí pro rozptylové pásmo. Pro predikci teplotní závislosti z korigovaných dat může být nicméně aplikována jakákoli jiná metoda.



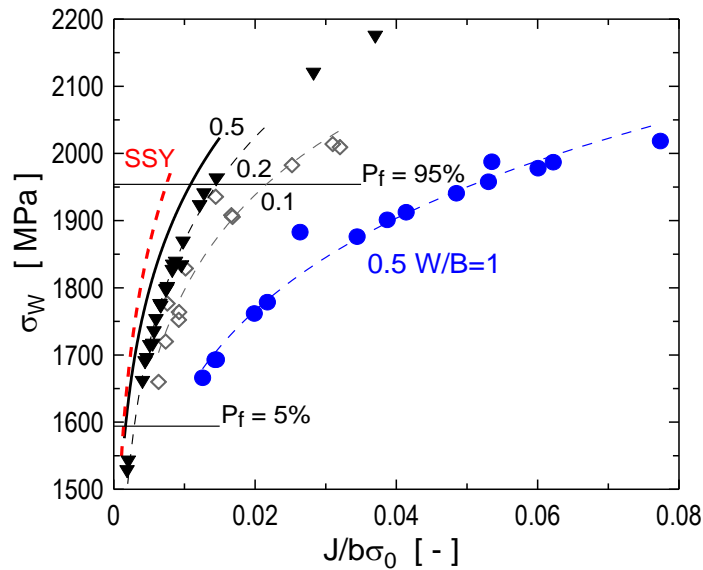
Obr. 11: Predikce lomového chování těles typu 1T SENB na základě dat podrozměrných těles PCVN zkoušených staticky

Pro soubor dat získaný pro feritickou ocel na odlitky byla z podrozměrných PCVN vzorků výše uvedenou cestou získána referenční teplota T_0 na úrovni -78 °C , což je ve velmi dobré shodě s teplotou -82 °C získanou přímo ze standardních 1T zkušebních těles. Vlastní master křivka s tolerančním pásem pro 5 a 95 % pravděpodobnost lomu je pro korigovaná data zobrazena na obr. 11. Současně jsou zde vyneseny pro porovnání rovněž hodnoty lomové houževnatosti naměřené na standardních tělesech (kroužky).

Tuto proceduru lze aplikovat nejen pro PCVN tělesa zkoušená kvazistaticky, ale rovněž pro dynamické podmínky zkoušení, např. za použití instrumentovaného rázového kladiva. V takovém případě je nezbytná znalost experimentální nebo vypočtené závislosti referenční teploty na rychlosti zatěžování [19],[34] a lze predikovat chování 1T SENB těles při kvazistatickém zatěžování z dynamicky zkoušených PCVN těles.

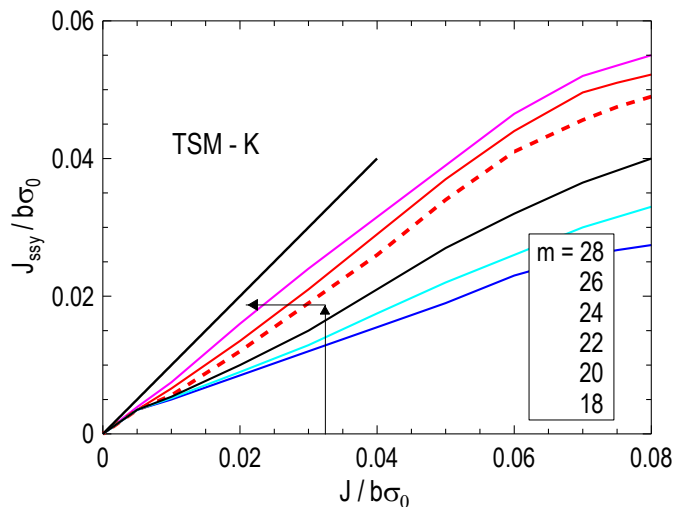
5.2 TS diagramy založené na pravděpodobnostním lokálním přístupu (Koppenhoferův model)

Tyto TS modely vycházejí z principu, že pravděpodobnost porušení je dána stejnou hodnotou Weibullova napětí. Za předpokladu platnosti Bereminova přístupu a za použití metodologie ESIS [35] při analýze lokálních kritérií křehkého lomu je nezbytné vypočítat lokální parametry reprezentující štěpný lom – Weibullovo napětí σ_W a modul m , např. procedurou popsanou v předchozí části. Pro tyto účely lze použít tahové zkušební tyče s obvodovým vrubem s různou geometrií. Výsledkem výpočtů jsou závislosti Weibullova napětí σ_W na zatěžovacím parametru $J_0/b\sigma_0$ podobné diagramům na obr. 12. Při výpočtu trhlinového vzorku odpovídajícího podmínkám SSY na čele trhliny s různou úrovní constraint byl přitom aplikován model využívající hraniční vrstvy. Výpočtem těchto diagramů pro dvě různé geometrie a aplikací podmínky rovnosti Weibullova napětí lze získat závislost zatěžovacích parametrů dvou porovnávaných geometrií.



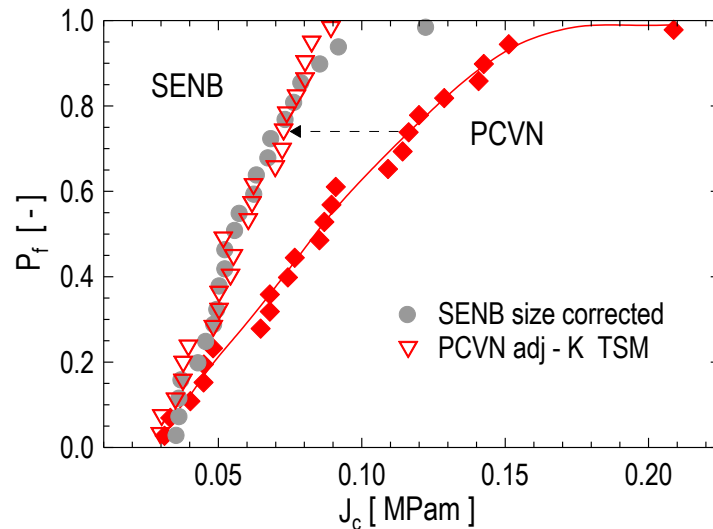
Obr. 12: Závislosti Weibullova napětí na zatěžovacím parametru pro různé geometrie těles s trhlinou a SSY referenční pole

Z dat na **obr. 12**, např. pro 0,5 aW (1T SENB) a 0,5 W/B=1 (PCVN) lze sestavit TS diagram pro převod lomově mechanických charakteristik mezi oběma zmíněnými geometriemi, resp. sadu TS diagramů umožňujících predikci J-Q závislosti pro aW = 0,1, 0,2 a 0,5.



Obr. 13: TS diagram založený na lokálním přístupu pro různé hodnoty parametru m – procedura založená na Koppenhoferově přístupu.

Jak ukázala řada prací, zjištěné lokální parametry nelze zcela jednoduše aplikovat při výpočtech modelů těles s trhlinou [36]-[38]. Podmínka shodného Weibullova napětí u různých geometrií je sice platná, problém však představuje parametr rozptýlu m a je nezbytná jeho kalibrace. Pro tyto účely je nezbytný výpočet sady závislostí zatěžovacích parametrů pro dvě různé geometrie těles s trhlinou a pro různé hodnoty parametru m podobně jako je tomu na **obr. 13**. Poté je procedurou navrženou Minamim a Rugierim [38]-[40] hodnota m kalibrována. Např. pro soubor dat získaných v rámci zde prezentovaných výsledků byla kalibrační hodnota $m = 24,1$ [36]. Na **obr. 13** je odpovídající křivka pro kalibrovanou hodnotu m použita k transformaci reprezentována čárkovanou čarou.



Obr. 14: Pravděpodobnostní diagram pro lomovou houževnatost J_c (1T SENB) korigovanou na statistický efekt velikosti a PCVN data korigovaná na ztrátu constraintu [40]

TS diagram pak může být použit pro transformaci lomově mechanických dat z podrozměrných PCVN těles na standardní tělesa. Hodnoty K_{Jc} vyjádřené v podobě zatěžovacího parametru ($J/b\sigma_0$) mohou být převedeny z PCVN geometrie na 1T SENB geometrii.

Výsledek korekce dat je uveden na obr. 14. Data ze standardních 1T SENB těles jsou zde reprezentována pouze po korekci na statistický efekt velikosti. U původních dat z PCVN těles (plné kosočtverce) byla aplikována korekce na ztrátu constraintu. Korigovaná data (prázdné trojúhelníky) jsou ve velmi dobré shodě se souborem naměřeným na standardních tělesech.

6 Hodnocení lomové houževnatosti vybrané oblasti svarového spoje podle postupu uvedeného v programu SINTAP

Z důvodů (finančních) nákladů, případně i z důvodů malého množství materiálu, který je k dispozici, se lomová houževnatost svarů často měří při použití malého počtu těles. Určení vhodné statistické distribuční funkce z omezeného počtu dat je dosti nespolehlivé. Výběr charakteristické hodnoty lomové houževnatosti z takové distribuce pro posouzení defektu v komponentě tak může být nekonzervativní až problematický. Tuto problematičnost však lze odstranit, jestliže se předpokládá, že lom je kontrolován nejslabším článkem, a současně lze použít tří-parametrovou Weibullovu statistiku. Pro oceli s feritickou maticí je tato distribuce dána vztahem

$$P(K_{Jc}) = 1 - \exp\left(-\left[\frac{K_c - 20}{K_0 - 20}\right]^4\right), \quad (22)$$

kde $P(K_{Jc})$ je kumulativní pravděpodobnost lomové houževnatosti K_{Jc} , K_0 je parametr měřítka (63 kvantil distribuce), 20 je posuv ve Weibullově distribuci a 4 je hodnota parametru tvaru Weibullové distribuce, jestliže porušení nastává při existenci malé plastické zóny u čela trhliny (small scale yielding SSY). Zkušební tělesa a postup měření lomové houževnatosti pro účely této analýzy se provádí např. podle BS 1784-Part 2 [41].

Rov. (22) lze přepsat do tvaru umožňujícího určení lomové houževnatosti pro požadovanou pravděpodobnost, jestliže je známa hodnota K_0 . Dostáváme

$$K_c = 20 + (K_0 - 20) \{-\ln(1 - P(K_c))\}^{0,25} . \quad (23)$$

Postup pro stanovení parametrů distribuce spočívá ve zjištění optimální hodnoty K_0 pro daný soubor dat. Bohužel výsledky zkoušek mohou být „vychýleny“, jestliže jsou zkušební tělesa odebrána z nehomogenního materiálu, jakým jsou např. právě svarový kov a TOZ. Jelikož je nepravděpodobné, že každé zkušební těleso bude obsahovat lokálně křehké zóny (LBZ), distribuce hodnot lomové houževnatosti bude „vychýlena“ směrem do oblasti s vyššími hodnotami. Distribuce se zjištěným K_0 tedy může mít za následek, že posouzení integrity bude nekonzervativní. Aby se vyloučil tento potenciální problém, používá se v proceduře SINTAP pro posuzování defektů metoda maximální věrohodnosti (MML [42]), která má za cíl poskytnout konzervativní a současně realistický odhad lomové houževnatosti.

Postup MML zahrnuje několik po sobě následujících stádií. Zpočátku je nezbytná kontrola, zda naměřené hodnoty K_0 splňují podmínky platnosti podle příslušných standardů [11]-[15]. Naměřené hodnoty lomové houževnatosti J_c se konvertují do příslušných ekvivalentů K_0 (MPam^{1/2}).

Nyní se určí limit platných hodnot lomové houževnatosti $K_{Jc(\text{limit})}$ pro rozměry použitých zkušebních těles, a to pro hodnotu $M = 30$ v rovnici (2), tedy

$$K_{Jc(\text{limit})} = (E b_0 R_y / 30)^{1/2} , \quad (24)$$

kde R_y je mez kluzu dané oblasti svarového spoje, v níž končí čelo únavové trhliny, b_0 je ligament ($W - a_0$) před čelem únavové trhliny.

Jak již bylo uvedeno v kap. 2 tato podmínka má zajišťovat, že K_{Jc} je určeno za podmínek SSY. Hodnoty ze zkušebních těles, které jsou vyšší než $K_{Jc(\text{limit})}$ jsou cenzurovány. Zkušební tělesa, která se při zkoušce neporušila, jsou rovněž zahrnuta mezi cenzurované hodnoty.

Nyní se hodnoty lomové houževnatosti přepočtou na referenční (standardní) tloušťku 25 mm, K_{c25} , např. rovnice (21).

Hodnoty K_{c25} , včetně hodnot cenzurovaných se používají pro stanovení první hodnoty K_0 . Toto je „krok 1“ v MML postupu (označovaný jako „normální“ MML odhad), hodnota K_0 se vypočte ze vztahu

$$K_0 = 20 + \left[\frac{\sum_{i=1}^N (K_{ci} - 20)^4}{\sum_{i=1}^N \delta_i} \right] , \quad (25)$$

kde N je počet výsledků a i je i -tý výsledek.

Poznamenejme, že metoda maximální věrohodnosti zahrnuje všechny výsledky a že tudíž hodnota K_0 je „vychýlena“ směrem k necenzurovaným hodnotám (K_0 můžeme označit jako $K_0^{(1)}$).

Kdyby byl zkoušený materiál homogenní, určenou hodnotu $K_0^{(1)}$ lze dosadit do rov. (23) a určit hodnotu K_{Jc} pro zvolenou pravděpodobnost. Aby bylo možno tuto hodnotu použít pro posouzení integrity komponenty s defektem, je třeba provést korekci zjištěné hodnoty K_{Jc} pro příslušnou tloušťku. Avšak v případě, že data K_{c25} byla určena pro nehomogenní materiál, je nutné další cenzurování.

Krok 2 v MML postupu (označený jako „spodní hodnota“ - „lower tail“ MML odhadu) zahrnuje cenzurování všech dat majících hodnotu větší než 50% procentní kvantil dané distribuce. Tento postup zajišťuje, že určení K_0 bude odpovídat více nižším hodnotám houževnatosti dané distribuce, aby se zahrnuly hodnoty houževnatosti ze zkušebních těles obsahujících LBZ. Výsledky z těles, které neobsahují LBZ a které budou pravděpodobně vykazovat vysoké hodnoty lomové houževnatosti, budou při tomto stupni 2 vyloučeny. Cenzurovaným hodnotám je přidělena hodnota mediánu lomové houževnatosti

$$\bar{K}_m = 20 + (K_0^{(1)} - 20)0,91 . \quad (26)$$

Po cenzurování se znovu určí hodnota K_0 použitím vztahu (25). Avšak jak rov. (25), tak rov. (26) obsahují K_0 a je nutno použít iterační postup, při němž veličiny K_0 a \bar{K}_m jsou postupně korigovány, pokud se nezíská shodná hodnota K_0 . Toto K_0 můžeme označit jako $K_0^{(2)}$.

Krok 3 (označovaný jako odhad minimální hodnoty) vyžaduje určení K_0 (označme $K_0^{(3)}$) při použití všech (platných) dat cenzurovaných na minimální hodnotu lomové houževnatosti naměřenou v daném souboru dat. $K_0^{(3)}$ se vypočte podle vztahu (25).

Nyní se srovnají hodnoty K_0 , to je $K_0^{(1)}$, $K_0^{(2)}$ a $K_0^{(3)}$ určené v jednotlivých krocích. Hodnota K_0 , která se použije pro určení distribuční funkce lomové houževnatosti, je nejnižší z hodnot určených v uvedených 3 krocích, vyjma případu, kdy $K_0^{(3)}$ není menší než 90% nižší z hodnot $K_0^{(1)}$ nebo $K_0^{(2)}$. Jestliže $K_0^{(3)}$ je menší než 90% nižší z hodnot $K_0^{(1)}$ nebo $K_0^{(2)}$, bylo by konzervativní použít $K_0^{(3)}$. Tento postup však ukazuje na hodnotu ležící mimo soubor a musí se posoudit význam tohoto zjištění. Jestliže je soubor dat dostatečně velký a dobře vyhovuje předpokládané distribuci, potom výsledek kroku 3 lze považovat za anomální výsledek a lze jej ignorovat. Je pak zcela odůvodněné předpokládat, že nižší z hodnot $K_0^{(1)}$ nebo $K_0^{(2)}$ určuje distribuci lomové houževnatosti. Je-li však soubor dat malý, bylo by neuvážené ignorovat výsledky kroku 3. Jestliže výsledek kroku považujeme za neuspokojivý, doporučuje se provést další zkoušky, aby bylo možno přesněji definovat spodní část distribuční funkce lomové houževnatosti.

Popsaný postup lze aplikovat k souboru hodnot lomové houževnatosti naměřených při určité teplotě v tranzitní oblasti teplotně-tranzitní křivky lomové houževnatosti.

7 Sumarizace

Pro popis napjatosti u čela trhliny existují v současné době v lomové mechanice dvě koncepce:

- a) jednoparametrová lomová mechanika,

b) dvouparametrová lomová mechanika.

V prvé koncepci se předpokládá, že napětí a deformace v okolí kořene trhliny lze vyjádřit jedním parametrem. V případě lineárně-elastické lomové mechaniky (LELM), kdy se předpokládá, že rozsah plastické deformace je v okolí čela trhliny zanedbatelně malý ve srovnání s rozměry tělesa, je takovým parametrem součinitel intenzity napětí K_I . Je-li rozsah plastické deformace větší, nelze jeho vliv na pole napětí u čela trhliny zanedbat. Pro popis rozvoje poškození na čele trhliny je nezbytné použití elasto-plastické lomové mechaniky (EPLM), která pro charakterizování pole napětí zavádí např. tzv. Riceův J-integrál. Základním tvrzením obou těchto koncepcí lomové mechaniky je pak předpoklad, že lomovou houževnatost, to je okamžik iniciace nestabilního lomu, lze vyjádřit pomocí kritické hodnoty těchto parametrů, to je např. K_{Ic} či J_c . Předpokládá se dále, že takto definovaná lomová houževnatost je materiálovou konstantou nezávislou na geometrii tělesa. Pro jejich určení byly pak vypracovány národní i mezinárodní standardy. Hodnoty lomových houževnatostí, stanovených podle těchto standardů, lze potom aplikovat pro stanovení mezního stavu křehkého porušení komponent s defekty, u nichž ovšem je v okamžiku iniciace nestabilního lomu rozsah plastické deformace u čela trhliny takový, že aplikaci výše uvedených materiálových charakteristik umožňuje.

Další rozvoj teoretických poznatků o napjatosti u čela trhliny a řada experimentálních výsledků ukázaly, že chování trhliny charakterizované hodnotou K_I (LELM), případně J (EPLM), není vždy identické a může záviset na triaxialitě napjatosti v nejbližším okolí čela trhliny a tedy i geometrii tělesa. Toto zjištění zpochybnilo možnost přenosu lomové houževnatosti (stanovené podle standardů) na posuzování mezního stavu křehkého porušení komponent s defekty. Zjištění, že lomová houževnatost může záviset i na geometrii (LELM), případně geometrii a rozsahu plastické deformace v EPLM, dalo podnět k rozpracování tzv. dvouparametrové lomové mechaniky.

V případě dvouparametrové LELM se constraint kvantifikuje prostřednictvím tzv. T -napětí, v případě dvouparametrové EPLM je mírou constraintu nejčastěji parametr Q (Q -family fields). Existují však i další přístupy kvantifikace tohoto jevu. Princip dvouparametrové LM je pak založen na předpokladu, podle něhož je lomové chování dvou těles identické a tudíž i lomová houževnatost, zjištěná při použití těchto těles, bude stejná, lze-li trhlinu v obou případech charakterizovat stejnou hodnotou K_I (případně J) a současně stejnou hodnotou parametru vyjadřujícího constraint, tj. T -napětí, případně Q . Hodnota lomové houževnatosti je tedy přenositelná na jiné těleso za předpokladu stejné hodnoty constraintu.

Předmětem současného výzkumu v oblasti křehkolomových charakteristik ocelí, včetně svarů, je nadále teplotní závislost lomové houževnatosti, poněvadž tento materiálový parametr u ocelí s mezí kluzu od 275 MPa do 825 MPa vykazuje tranzitní chování. Díky Wallinovým pracím lze průběh lomové houževnatosti v tranzitní oblasti charakterizovat pomocí tzv. universální (master) křivky. Co je však zejména důležité, díky této koncepci lze stanovit hodnotu lomové houževnatosti pro požadovanou pravděpodobnost porušení. Koncepce je standardizována a postupně dopracována, např. na vliv constraint.

Konečně zcela novým odvětvím lomové mechaniky je tzv. lokální přístup (LP), umožňující na základě mikromechanických modelů (deterministických, statistických,) aplikovaných pro popis procesu porušování u čela trhliny, predikovat

kritické hodnoty globálních parametrů K_{Ic} či J_c . Dále umožňují tyto modely transformovat globální parametr naměřený na tělese jedné geometrie na těleso jiné geometrie (tzv. toughness scaling diagram – TS diagram). Modely LP nejsou omezeny rozsahem plastické zóny u čela trhliny, tj. lze je aplikovat od stavu malé plastické zóny u čela trhliny (small-scale yielding – SSY) až po stav velké plastické zóny u čela trhliny (large-scale yielding – LSY) na daném tělese. Základním předpokladem pro použití lokálního přístupu je nezbytná znalost pole napětí u čela trhliny v plastické zóně.

Poděkování

Převážná část práce byla vytvořena v rámci projektů GAAV č. IAA200410502 a č. 1QS200410502, autoři děkují za finanční podporu pro řešení těchto grantů.

Literatura

- [1] Sumpter, J. G. D.: An experimental investigation of the T-stress approach, in ASTM STP1171, (1993), 492 – 502.
- [2] Wang, ZZ, and Parks, DM: Char. of constraint eff. on cleavage fracture using T-stress, in: Shallow Crack Fract. Mechan. Toughn. Tests & Appl. 1992, Paper 33.
- [3] Shih, C. F., and O'Dowd, N. P.: A fracture mechanics approach based on toughness locus, Abington Publ., Ibid, Paper 31.
- [4] Wiesner, C.S., Andrews, R.M., (1997) A Review of Micromechanical Failure Models for Cleavage and Ductile Fracture, TWI, Rpt. 592/1997.
- [5] Anderson, T.L, Dodds, R.H., (1991) Journal of Testing and Eval., pp.123-134.
- [6] Dodds, RH, Anderson, TH, Kirk, MT, 1991, Int. J. of Fracture, 48, pp 1-22.
- [7] Dlouhý I., Kozák V., Válka L., Holzmann M.: J. de Physique IV, 1996, vol. 6, oct., C6, pp. 205-214.
- [8] Beremin, F.M., Metal Trans. A, Vol. 14A, 1983, 2277.
- [9] Koppenhoefer K. C., Dodds R. H.(1997): Engineering Fracture Mechanics, Vol. 58, pp. 249-270.
- [10] Ruggieri C., Dodds RH, Wallin K, (1998) Eng. Fracture Mech., Vol. 60, pp. 14-36.
- [11] ČSN EN ISO 12 737 – Kovové materiály – Určení lomové houževnatosti při rovinné deformaci, ČNI, 2000.
- [12] ASTM E399 – Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials.
- [13] ASTM E1820-99a – Standard T. Method for Measur. of Fracture Toughness.
- [14] Bývalá ČSN 420347 - Lomová húževnatost kovov pri statickom zaťažení, 1991.
- [15] Draft. Intern. Standard ISO/DIS 12135 - Metallic-Materials-Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness.
- [16] Wallin, K.: A simple theoretical Charpy-V-KIc correlation for irradiation embrittlement, ASME Press. Vessel Piping Conf. Honolulu, 1989, 93 – 100.

- [17] ASTM E1921-97 – Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T_0 , for Ferritic Steels in Transition Range.
- [18] Yoon, K. K.: Alt. embrittlement indexing method through appl. of master curve to weld fract. toughn. data in the trans. range, PVP Conference, Montreal, 1996.
- [19] Yoon, K. K., Van Der Sluys, W. A., and Hour, K.: J. Press. Vessel Technology, Vol.122 (2000), 125 – 129.
- [20] Holzmann, M., Dlouhý, I., Kozák V.: Aplikace těles typu Charpy s trhlinou k hodnocení lomové houževnatosti v tranzitní oblasti, Sb. Konf. „Materiálové vědy na prahu třetího milénia, (1999), vyd. VÚT Brno, 156 – 160.
- [21] Holzmann M, Jurášek L., Dlouhý I.: Master curve methodology and data transfer from small on standard specimen, in: Dlouhy I. Ed. Transferability of Fracture Mechanical Characteristics, 2002, Kluwer Academic Publishers, Netherlands.
- [22] Ruggieri C., Dodds RH, Wallin, K.: Eng. Fract. Mechan., Vol. 60, 1998,19–36.
- [23] Hutchinson, H. R.: Singular behaviour at the end of a tensile crack in hardening material, J. Mech. Phys. Solids, 16, (1968), 13 – 31.
- [24] Rice, J. R. and Rosengren, G. F.: Plain strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material, Ibid, 1 – 12.
- [25] Gullerud, A. S, and Dodds Jr., R. H.: Inter. J. Fracture, 72, (1995),
- [26] Dlouhý, I., Chlup, Z.: Micromechanical aspects of constrain effect in steel for containers of spent nuclear fuel, ECF 13 conf., Elsevier, (2000), paper 1N.29.
- [27] Chlup Z., Dlouhý I.: Micromechanical aspects of constraint effect at brittle fracture initiation, in: Dlouhý Ed. Transferability of Fracture Mechanical Characteristics, 2002, Kluwer Academic Publishers, Netherlands.
- [28] Porr Jr., W. C., Link, R. E., Waskey, J. P., Dodds Jr, R. H.: Exp. application of methodologies to quantify the effect of constraint ..., in ASTM STP1256, (1995).
- [29] ESIS P6 98, Procedure to measure and calculate materials parameters for the local approach to fracture using notched tensile specimens, (1998).
- [30] Sainte Catherine C., Carius H., DiFant M.: Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct., 18(5),1995, 597-604.
- [31] O'Dowd, NP., Lei, Y., Busso, EP.: Engng. Fract. Mechan, Vol 67, (2000), 87-100.
- [32] Dlouhý, I., Kozák, V., Holzmann M.: Toughness scaling model applications, in: Dlouhy I. Ed. Transferability of Fracture Mechanical Characteristics, 2002, Kluwer Academic Publishers, Netherlands.
- [33] Nevalainen M., Dodds RH. Int. Journal of Fracture, 1995, 74, pp.131-161.
- [34] Dlouhý I., Lenkey GB, Holzmann M.: Master curve validity for dynamic fracture toughness characteristics.
- [35] Sainte Catherine, C. et al, (2000), In ECF 13, pp. 179-1 - 179-8.
- [36] Kozák, V., Holzmann, M. Dlouhý, I. 2001, Trans. of 14th Int. Conf. On Structural Mechanics in Reactor Technology, Seoul.

- [37] Kozák V., Janík A.: The use of the local approach for the brittle fracture prediction, in: Dlouhy Ed. Transferability of Fracture Mechanical Characteristics, 2002, Kluwer Academic Publishers, Netherlands.
- [38] Gao, X., Ruggieri, C., Dodds, R., H., Calibration of Weibull stress parameters using fracture toughness data. International Journal of Fracture, 92, pp. 175-200.
- [39] Minami F., Brückner-Foit A., Munz D., Trollenier B., (1992): Int. Journal of Fracture, Vol. 54, pp. 197-210.
- [40] Dlouhý, I., Kozák, V., Chlup, Z.: Fracture toughness transferability - from small to full scale specimen, New Trends in Fatigue and Fracture, Metz, 2002, CD.
- [41] BS7448: Fracture mechanics toughness test, Part. 2, 1997, Method for determination of K_{Ic} , Critical CTOD and Critical J values of welds in metallic m.
- [42] Webster S., Bannister, A.: Structural integrity assessment procedure for Europe of the SINTAP program overview, Eng. Fract. Mech. 67, 6, 2000, 481-514.
- [43] Ruggieri, C., Dodds, R.H., Wallin, K., (1998) Constraint effects on reference temperature T_0 , Engineering Fracture Mechanics, Vol. 60, pp. 14-36.

Abstrakt

Stručný přehled současných přístupů k hodnocení vybraných křehkolomových charakteristik ocelí. Kritický rozbor stávajících řešení pro popis pole napětí u čela trhliny jednoparametrovou lineárně – elastickou a elasticko-plastickou lomovou mechanikou. Dvouparametrová lomová mechanika jako další vývojové stádium lomové mechaniky a dopady jejich poznatků na měření lomové houževnatosti. Universální (master) křivka pro popis lomové houževnatosti ocelí v tranzitní oblasti. Lokální přístup jako další koncepce lomové mechaniky umožňující predikci globálních křehkolomových charakteristik. Využití mikromechanistických modelů porušování u čela trhliny pro korekci lomově mechanických dat při jejich přenosu z tělesa jedné geometrie na těleso jiné geometrie a velikosti (transferabilita). Hodnocení lomových vlastností heterogenních materiálů svarů podle SINTAP procedury.