

Princip koncepce Master křivky, její určování a aplikace

Účelem tohoto příspěvku není dát návod na stanovení volby materiálu pro konkrétní konstrukci. Cílem je ukázat obecné zákonitosti lomové mechaniky, které lze využít při návrhu materiálu pro nově navrhovanou konstrukci tak, aby byl zajištěn bezpečný provoz pro dané provozní podmínky. Budeme uvažovat konstrukce, u nichž je jako materiál pro výrobu konstrukce použita ocel s feritickou maticí a rozmezím meze kluzu od 220 MPa do 850 MPa. U těchto ocelí je známo, že mechanické charakteristiky, např. mez kluzu, mez pevnosti, nárazová práce i lomová houževnatost závisí na teplotě a rychlosti zatěžování.

Podnět ke studiu závislosti těchto charakteristik na teplotě dal vznik křehkých lomů v předválečných letech. Jedním z typických příkladů jsou katastrofická porušení mostních konstrukcí. Za druhé světové války byly takovým příkladem například křehké lomy trupů zásobovacích lodí Liberty. Brzy bylo rozpoznáno, že hlavní roli při vzniku lomu hrála provozní teplota a přítomnost defektů zejména u svařovaných konstrukcí.

Toto zjištění dalo podnět k výzkumu vlivu teploty ale také rychlosti zatěžování na mechanické charakteristiky. Jedním z prvních badatelů, který vyšetřoval vliv nízkých teplot na lomové chování tahových tyčí, byl Daviděnkov [4]. Nepodařilo se mu však vyvolat křehké lomy tyčí při napětích nižších než mez kluzu zkoušených ocelí. Nicméně již v té době začalo být známo, že při zkouškách tyčí s vrubem a rázovým zatěžováním nastal přechod od tvárného lomu ke štěpnému lomu charakterizovanému krystalickým vzhledem v intervalu teplot, při kterých byl pozorován vznik křehkých lomů rozměrných konstrukcí.

Poznatkem, který významně přispěl k výzkumu podstaty křehkého porušení, bylo zjištění, že lom byl iniciován z defektů přítomných v konstrukci. Tato skutečnost vedla k rozvoji lomové mechaniky a zavedení parametru charakterizujícího pole napětí u čela defektu, jehož použitím lze ukázat, že každý materiál (nejen oceli) vykazuje rozdílnou odolnost proti iniciaci lomu z defektu. Stručně shrnuto, materiálovými parametry charakterizujícími odolnost proti iniciaci nestabilního lomu z defektu jsou veličiny K_{Ic} , K_{Jc} , J_c nebo δ_c a proti iniciaci stabilního lomu veličiny $K_{J0,2}$, $J_{0,2}$ nebo $\delta_{0,2}$. Postup pro určování těchto veličin lze nalézt v ASTM standardech [5–7] a ISO standardu [8]. Tyto veličiny lze využít nejen při hodnocení komponent s defektem (např. evropské projekty Sintap [2] a Fitnet [3]), ale i při volbě oceli pro nové konstrukce (např. standard ČSN EN 1993-1-10 [9]). Kromě vyjmenované aplikace mají uvedené lomové mechanické parametry důležitý význam při výzkumu teplotně tranzitního lomového chování ocelí (např. koncepce Master křivky – standard ASTM E 1921 [10]).

ZÁVISLOST LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI NA TEPLOTĚ

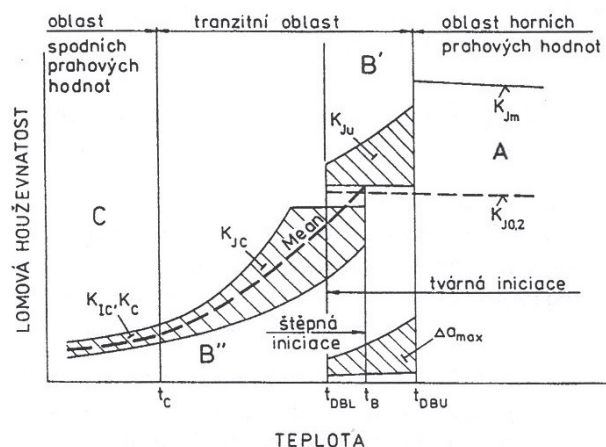
Poznání, že křehký lom výše uvedených ocelí byl v převážné většině iniciován z defektů přítomných v komponentě a že odolnost proti iniciaci trhliny, lze vyjádřit různými lomovými mechanickými parametry okamžitě nastolilo problematiku závislosti těchto parametrů na teplotě. Je však třeba poznamenat, že výzkum závislosti nejen lomové mechanických parametrů na teplotě, ale i tahových charakteristik umožnil vývoj zkušebních zařízení umožňujících provádět mechanické zkoušky při libovolné teplotě, např. v intervalu 20 °C až –196 °C. Tato zařízení umožnila provádět zkoušky hladkých zkušebních tyčí v tomto intervalu teplot a ukázalo se, že i při použití tohoto typu zkušebních tyčí lze zjistit teplotně tranzitní chování a oblasti s různými mechanismy lomu. Samozřejmě tato zařízení umožnila studovat i teplotně tranzitní chování těles s vrubem, např. Charpyho tyče s V-vrubem a definovat tranzitní teploty a oblasti porušení. Speciálně konstruované kryostaty, které musely umožňovat měření závislosti síla – rozevření vrubu, pak umožnily vyšetřovat vliv teploty na teplotně tranzitní chování těles s trhlínami a definovat tranzitní teploty a oblasti s různým mechanismem porušení. V počátečních fázích tohoto výzkumu nebyl předepsán ani typ a velikost zkušebních těles pro tyto zkoušky. Nicméně na základě dosažených výsledků bylo možno sestavit obecné schéma teplotní závislosti lomové houževnatosti reprezentované různými lomovými

mechanickými parametry (obr. 1). V obrázku jsou vyznačeny následující tranzitní oblasti:

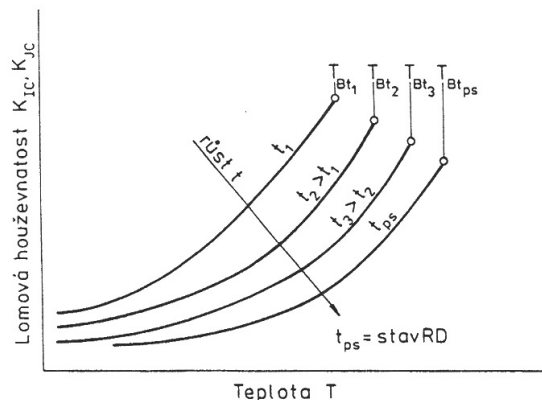
Oblast A – oblast horních prahových hodnot lomové houževnatosti. Porušení nastává po značné plastické deformaci stabilním šířením tvárného lomu. Lomová houževnatost je charakterizována veličinou $K_{J0,2}$ udávající odolnost proti iniciaci tvárného lomu.

Oblast B – tranzitní oblast. Porušení nastává nestabilním křehkým lomem. Existují zde dvě podoblasti – B' a B''. V oblasti B' křehký lom nastává po krátkém předchozím tvárném růstu trhliny. Lomová houževnatost je vyjádřena veličinou K_{Ju} . V oblasti B'' nestabilní křehký lom vzniká přímo z původní trhliny. Odolnost proti iniciaci křehkého lomu je zde dána lomovou houževnatostí K_{Jc} . Velice často se oblast B' označuje jako horní tranzitní oblast a oblast B'' jako spodní tranzitní oblast.

Oblast C – oblast spodních prahových hodnot lomové houževnatosti. Odolnost proti iniciaci křehkého lomu je určena lomovou houževnatostí určenou při rovinné deformaci K_{Ic} , případně K_c pokud nebyly splněny podmínky rovinné deformace (RD).



Obr. 1 – Schema teplotní závislosti lomové houževnatosti



Obr. 2 – Vliv tloušťky na teplotní průběh lomové houževnatosti

Z hlediska inženýrské aplikace jsou důležité tranzitní teploty t_{DBU} , t_B , a průběh lomové houževnatosti pod teplotou t_B . Je třeba zdůraznit, že poloha tranzitní oblasti na ose teplot, tudíž celé tranzitní chování je funkcí chemického složení, metalurgie výroby a technologie zpracování oceli. Teplota t_B a průběh lomové houževnatosti pod touto teplotou je právě oblastí, která je předmětem zájmu při návrhu evropských norem pro navrhování konstrukcí odolných proti křehkému lomu. Dále je třeba zdůraznit experimentální zjištění, podle kterého je teplota t_B a průběh lomové houževnatosti pod t_B při měřeních na pásu s průchozí trhlinou také funkcí tloušťky pásu t (viz obr. 2).

Na obr. 3 je uveden příklad průběhu lomové houževnatosti na teplotě zjištěný pro CrNiMoV ocel použitou na tlakovou nádobu reaktoru VVR 1000 [11]. Závislost byla měřena při použití zkušebního tělesa pro třibodový ohyb s trhlinou (označení těles podle bývalé ČSN 42 0347 [12] je A25 a podle ASTM E 1820 [7] je SE(B)25). Podle postupu navrženého v normě ČSN 42 0347 byla experimentálními body proložena křivka $K_{Jc(mean)}$ a závislost spodního rozptylu hodnot pro pravděpodobnost porušení $P_f = 10\%$. Dále bylo pro ověření rozptylu zkoušeno 21 těles při teplotě -90 °C a 16 těles při teplotě -140 °C . Pro hodnocení rozptylu bylo použito dvouparametrové Weibullovo rozdělení. Zjištěné parametry měřítka s a parametry tvaru m byly následující:

$$\begin{aligned} \text{Teplota } -90\text{ °C:} & \quad s = 138,3 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}, m = 3,845 \\ \text{Teplota } -140\text{ °C:} & \quad s = 75 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}, m = 4,165 \end{aligned}$$

Při použití těchto parametrů byly vypočteny hodnoty lomové houževnatosti pro $P_f = 5\%$, 10% a 50% a vyneseny do diagramu jako $W = 5\%$, $W = 10\%$ a $W = 50\%$. Vidíme perfektní souhlas s hodnotami určenými aplikací regresní funkce. Podotýkáme, že v době kdy byla tato teplotní závislost měřena, nám nebylo nic známo o Wallinově koncepci Master křivky [1].

WALLINOVA KONCEPCE PRŮBĚHU LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI

V TRANZITNÍ OBLASTI A KORELACE $K_{Jc} - KV$

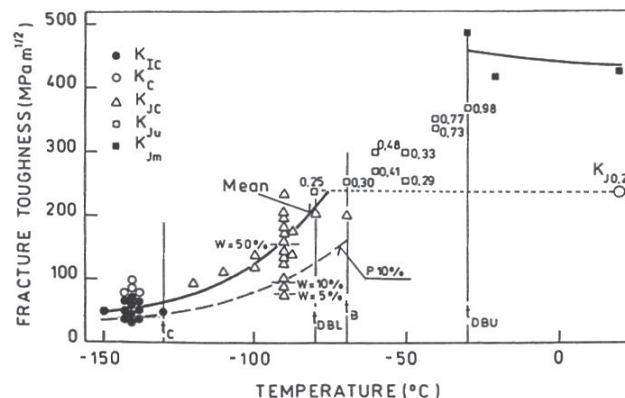
Na začátku tohoto odstavce podotýkáme, že budou uvedeny jen hlavní principy Wallinovy koncepce. To znamená, že budou uvedeny hlavně ty principy, které vedly k odvození vztahu pro závislost lomové houževnatosti na teplotě při současném zahrnutí vlivu velikosti (tloušťky) tělesa s trhlinou. Odvozený vztah umožňuje určení nejen mediánu lomové houževnatosti $K_{Jc(med)}$ na teplotě, ale současně i průběh tolerančních mezí na teplotě pro libovolnou pravděpodobnost porušení P_f .

I.

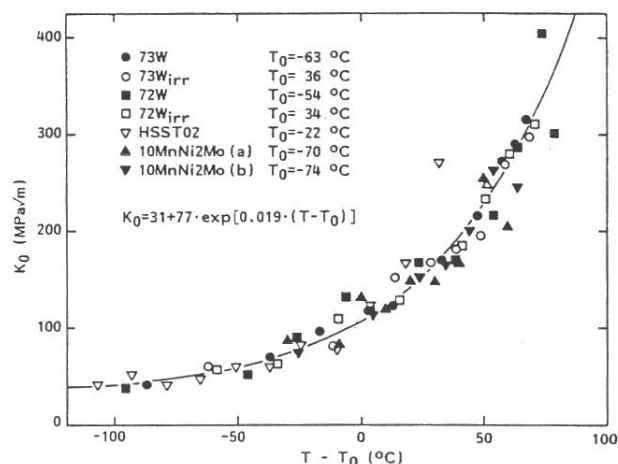
Odvozený vztah pro závislost lomové houževnatosti na teplotě lze použít jak pro predikci hodnoty K_{Ic} tak K_{Jc} . V případě lomové houževnatosti K_{Ic} ovšem jen pro ty hodnoty, které byly určeny za podmínek existence lineárně-elastické deformace tělesa s trhlinou, to je závislost síla – rozevření vrubu vykazuje přímkovou závislost až do okamžiku nestabilního lomu. Hodnoty K_{Ic} určené sekanovou metodou, to je $K_{Ic} = K_Q$ nelze navrženým vztahem predikovat, poněvadž v důsledku plastické deformace trhliny dávají příliš konzervativní hodnoty. V tomto případě doporučuje Wallin místo K_Q určovat přímo již hodnotu K_{Jc} přepočtenou z naměřené kritické hodnoty J -integrálu J_c podle vztahu:

$$K_{Jc} = \sqrt{\frac{J_c E'}{1 - \nu^2}} \quad (1),$$

kde kritická hodnota J -integrálu J_c byla určena na tělese s trhlinou u kterého na čele trhliny v okamžiku nestabilního lomu existoval stav označovaný SSY (small scale yielding) zaručující maximální constraint na čele trhliny (maximum triaxiality napjatosti), E' je modul pružnosti a ν je Poissonovo číslo. Je třeba si uvědomit, že v době kdy Wallin vztah odvozoval, neexistovaly ještě žádné standardy pro platné určení J_c -integrálu v tranzitní oblasti. Podmínky formulované v tomto odstavci mají zajistit, že v případě ověřování



Obr. 3 – Teplotní závislost lomové houževnatosti oceli použité na tlakovou nádobu reaktoru VVR 1000



Obr. 4 – Teplotní závislost K_0 pro zkušební tělesa o tloušťce 25 mm

navrženého vztahu např. zkoušením více těles při určité teplotě v tranzitní oblasti, naměřené hodnoty musí splňovat výše uvedené podmínky.

II.

Jestliže K_{Ic} nebo K_{Jc} bylo určeno při použití rozdílné tloušťky, lze naměřené hodnoty korigovat např. na jednotnou tloušťku B_1 podle vztahu:

$$K_{B1} = K_{min} + (K_{B2} - K_{min}) \left[\frac{B_2}{B_1} \right]^{1/4} \quad (2).$$

Uvedený vztah byl Wallinem odvozen [13] na základě modelu štěpné iniciace křehkého lomu řízené statistickým mikromechanismem (teorie nejslabšího článku). K_{min} je spodní prahová hodnota lomové houževnatosti, která je pro oceli rovna $20 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$. Wallin uvádí, že vztah byl ověřován na tělesech s průchozí trhlinou od tloušťky 10 mm do tloušťky 200 mm. Tento vztah byl úspěšně použit i pro predikci lomového chování zkušební tělesa tloušťky 25 mm s povrchovou 1 000 mm dlouhou trhlinou [14].

III.

Dalším hlavním principem Wallinovy koncepce je formulace vztahu, kterým lze popsat rozptyl lomové houževnatosti [15]:

$$P_f = 1 - \exp \left[- \left(\frac{K_I - K_{min}}{K_0 - K_{min}} \right)^4 \right] \quad (3),$$

kde P_f je kumulativní pravděpodobnost porušení při hodnotě K_I od aplikovaného zatížení a K_0 je normalizační parametr závislý

- ▶ na tloušťce B a teplotě. Wallin rozbořem ohromného množství dat lomové houževnatosti různých ocelí zjistil, že teplotní závislost K_{Ic} může být úspěšně popsána vztahem:

$$K_{Ic} = \alpha + \beta \exp[\varepsilon(T - T_0)] \quad (4)$$

T_0 je teplota ve [°C] při které je medián lomové houževnatosti roven $100 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ a α , β a ε jsou materiálové konstanty. Nejčastější tělesa pro zjištění tranzitního chování lomové houževnatosti jsou zkušební tělesa tloušťky 25 mm. Experimentálně zjištěný průběh K_{Ic} pro zkušební tělesa této tloušťky je na obr. 4. Bylo zjištěno, že tvar průběhu tranzitní křivky lomové houževnatosti je jen slabě závislý na typu oceli. Tudíž α , β a ε jsou prakticky nezávislé na teplotě. Tento závěr vyplývá z obr. 4. Potom výsledná rovnice pro teplotní závislost K_{Ic} odpovídající tloušťce $B = 25 \text{ mm}$ je:

$$K_{Ic} = 31 + 77 \exp[0,019(T - T_0)] \quad (5)$$

Teplotu T_0 při níž $K_{Ic(\text{med})} = 100 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ zvolil Wallin na základě následujících úvah:

- teplota T_0 by měla být dostatečně vzdálena od teploty t_B (obr. 1) tak, aby se křehký lom inicioval zcela bez předchozího tvárného růstu u čela trhliny.
- T_0 by mělo být dostatečně vzdáleno od teploty t_c (obr. 1), aby lomová houževnatost $K_{Ic(\text{med})}$ měřená při teplotě T_0 ležela v oblasti tranzitní křivky, kde je lomová houževnatost silně závislá na teplotě.

Kombinací rovnic (2), (3) a (5) dostaneme vztah umožňující popsat celou tranzitní křivku lomové houževnatosti pro iniciaci křehkého lomu jako funkci teploty, tloušťky tělesa B a pravděpodobnosti porušení P_f :

$$K_{Ic} = 20 + \{11 + 77 \exp[0,019(T - T_0)]\} \left(\frac{25}{B}\right)^{1/4} \left(\ln \frac{1}{1 - P_f}\right)^{1/4} \quad (6)$$

Poznamenejme, že se zde sice mluví o vlivu tloušťky tělesa na lomovou houževnatost, avšak ve skutečnosti by se mělo mluvit o vlivu délky čela trhliny. V případě zkušebních těles je délka čela trhliny rovna jeho tloušťce. U povrchového půlelptického defektu je však za tloušťku B potřeba dosadit délku čela defektu.

Dalším výsledkem Wallinovy koncepce je korelace $K_{Ic} - KV$. V tomto případě se korelací rozumí vztah teploty T_0 k určité charakteristické teplotě v tranzitní oblasti závislosti nárazové práce KV na teplotě. Na základě teoretické analýzy, jejíž rozsah je mimo obsah tohoto příspěvku, Wallin přišel k závěru, že v teplotním průběhu KV to musí být teplota, při níž nastává elasto-plastický křehký lom Charpyho tělesa s V-vrubem a s lomovou plochou zcela krystalického vzhledu, ale současně v blízkosti tranzitní teploty, nad níž již nastává lom smíšený, u něhož část lomové plochy tvoří tvárné porušení a část je krystalického (štěpného vzhledu). Z rozboru značného počtu tranzitních křivek Charpyho tělesa s V-vrubem, teplota splňující výše uvedené požadavky byla teplota, při které $KV = 28 \text{ J}$, to je TK_{28J} . Na základě zjištěných hodnot T_0 při použití zkušebních těles tloušťky 25 mm (celkem 104 hodnot T_0) a na základě zjištěných hodnot TK_{28J} u stejných ocelí dostal diagram uvedený na obr. 5. Z tohoto diagramu vyplývá korelace:

$$T_0 = TK_{28J} - 18^\circ\text{C} \quad (7)$$

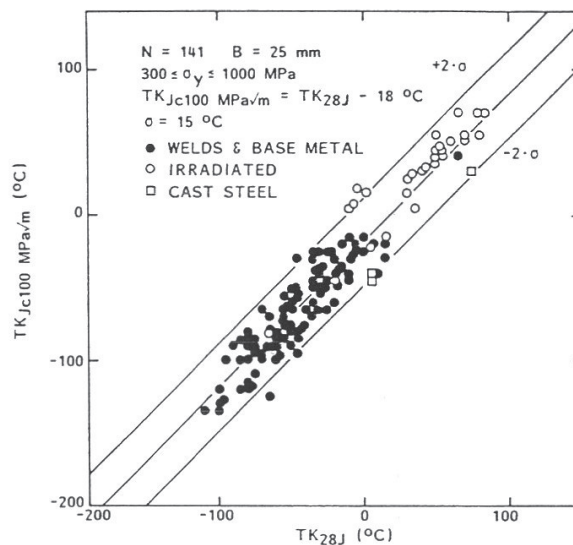
Standardní odchylka této korelace je $\sigma = 13^\circ\text{C}$. Dosazením za T_0 do vztahu (6) dostaneme:

$$K_{Ic} = 20 + \{11 + 77 \exp[0,019(T - TK_{28J} + 18)]\} \left(\frac{25}{B}\right)^{1/4} \left(\ln \frac{1}{1 - P_f}\right)^{1/4} \quad (8)$$

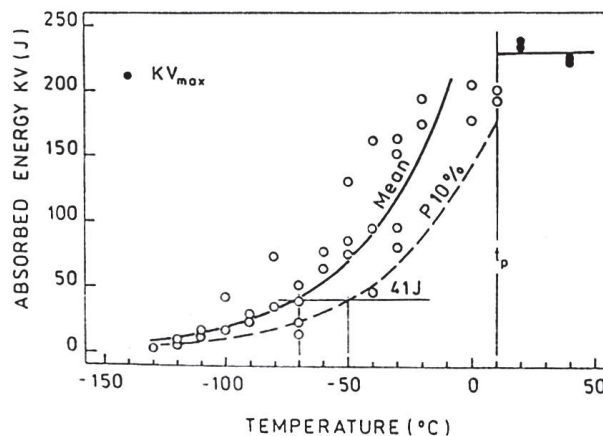
Na obr. 6 je průběh KV na teplotě pro reaktorovou ocel CrNiMoV (reaktor VVR 1000). Z diagramu odečtená teplota $TK_{28J} = -88^\circ\text{C}$.

Na obr. 3 je průběh lomové houževnatosti na teplotě zjištěný pro těleso tloušťky $B = 25 \text{ mm}$ vyrobené z těžé oceli. Přestože křivka průběhu $K_{Ic(\text{mean})}$ není přesně určená podle vztahu (6), lze z ní odečíst, že teplota T_0 ($K_{Ic} = 100 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$) se rovná $T_0 = -108^\circ\text{C}$. T_0 určená podle vztahu (7) je rovna -106°C , tj. o 2°C vyšší než T_0 určená ze zkoušek lomové houževnatosti. Tato hodnota je v rámci standardní odchylky a navíc je konzervativnější.

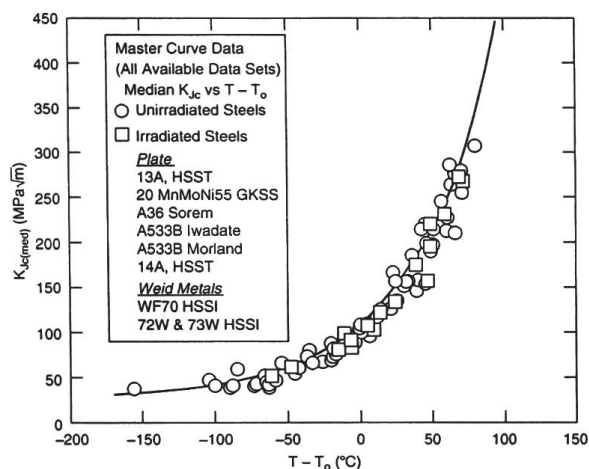
Podotýkáme, že při zveřejnění této koncepce Wallinem např. v článku [1] není žádná zmínka o Master křivce. Není nám také známo, že by v době publikace článku [1] (1989) existoval standard pro platné určování J_c -integrálu jako charakteristiky odolnosti proti iniciaci křehkého lomu v tranzitní oblasti. Existoval pouze standard ASTM E 813-88 [16] obsahující směrnice pro určování J_c -integrálu reprezentujícího materiálovou charakteristiku při níž nastává iniciace stabilního šíření trhliny. Normou, která obsahovala podmínku pro platné určení J_c při elastoplastické iniciaci křehkého lomu byla norma ČSN 42 0347 [12] vytvořená týmem československých odborníků a zpracována péčí VÚZ Bratislava (vydána v r. 1991). Dále se v témže roce objevuje ESIS Procedure for Determining the Fracture Behaviour of Materials, ozn. P2-92 [17], který rovněž zahrnuje podmínku pro platné určení J_c -integrálu. V současné době existuje pro určení J_c -integrálu standard ASTM ▶



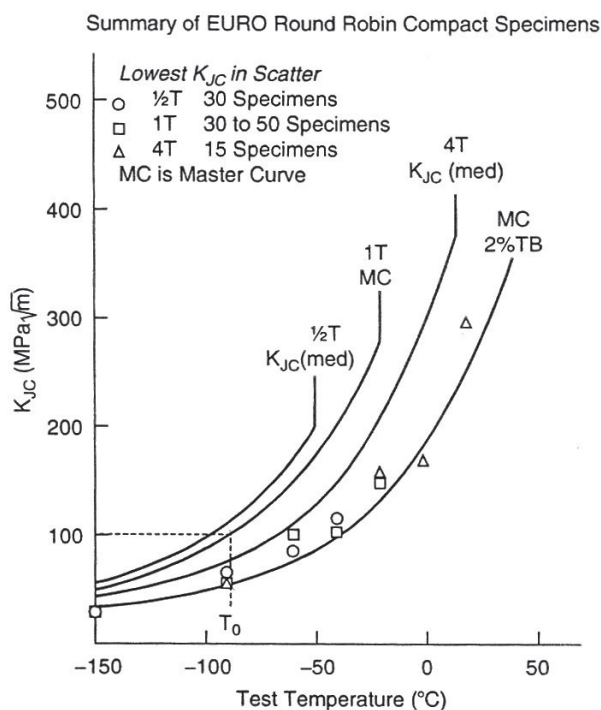
Obr. 5 – Korelace $K_{Ic} - KV$ pro zkušební tělesa tloušťky 25 mm



Obr. 6 – Teplotní závislost nárazové práce oceli použité na tlakovou nádobu reaktoru VVR 1000



Obr. 7 – Hodnoty mediánu lomové houževnatosti v závislosti na teplotě pro zkušební tělesa o tloušťce $B = 25$ mm



Obr. 8 – Porovnání mediánu a nejnižších naměřených hodnot lomové houževnatosti u zkušebních těles různých tloušťek

- ▶ E 1820-05 [7]. Podmínky pro platné určení J_c jsou však mnohem přísnější než podmínky ve výše citované normě a standardu ESIS. Byly formulovány na základě numerických simulací 3D modelů zkušebních těles C(T) a SE(B) metodou konečných prvků (Nevalinen a Dodds [18]).

KONCEPCE MASTER KŘIVKY

Od uveřejnění Wallinovy koncepce pokračoval intenzivní výzkum hodnocení lomové houževnatosti v tranzitní oblasti. Snad největší výzkumný program zaměřený na hodnocení lomové houževnatosti v tranzitní oblasti byl program podporovaný společně americkou MPC (Material Property Council) a japonskou JSPS (Japan Society for the Promotion of Science). Zúčastnilo se ho 18 laboratoří Anglie, USA a Japonska. Náplň programu lze nalézt v článku William et al. [19]. Bylo zkoušeno celkem 150 C(T)

těles tloušťky 25 mm. Ověřoval se hlavně vztah (3), to je zda $m = 4$ a zda nezávisí na teplotě, určovalo se K_0 a teplota T_0 z 50 těles zkoušených při -100 °C. Současně v práci McCabe et al. [20] se již objevil pojem Master křivka. Podrobný rozbor a zhodnocení dosažených výsledků lze rovněž nalézt v nejnovější knize McCabe et al. [21]. Zřejmě výsledky dosažené v tomto programu vedly komisi ASTM E 08.08 k vypracování standardu ASTM E 1921-97 Standard Test Method for Determination of Reference Temperature T_0 for Ferritic Steels in the Transition Range. Výzkum i po vydání tohoto standardu pokračoval. Standard ASTM E 1921-97 byl postupně revidován až po současné platný standard ASTM E 1921-05 [10].

Přejdeme nyní k definici a rovnici Master křivky. Master křivka představuje průběh mediánu lomové houževnatosti $K_{Jc(\text{med})}$ pro těleso tloušťky 25 mm v tranzitní oblasti. Rovnici Master křivky dostaneme ze vztahu (6) po dosažení za $B = 25$ mm a $P_f = 0,5$:

$$K_{Jc(\text{med})} = 30 + 70 \exp[0,019(T - T_0)] \quad (9)$$

kde T_0 je referenční teplota při níž $K_{Jc(\text{med})} = 100$ MPa.m^{1/2}. Referenční teplota je materiálovou charakteristikou dané oceli. Pro určení průběhu Master křivky a její polohy na ose teplot stačí určit T_0 . Tím se v podstatě určí pro danou ocel i poloha tranzitní oblasti.

Je mimo rozsah tohoto příspěvku uvádět podrobně celý postup určování T_0 . Stručně shrnuto je postup následující (ASTM E 1921-05). Používají se tělesa pro excentrický tah C(T) nebo tělesa pro tříbodový ohyb SE(B) tloušťky $B = 25$ mm. Nejmenší počet těles musí být šest. Zvolí se teplota, při níž se budou provádět zkoušky. Ve standardu se doporučuje, aby tato teplota byla v blízkosti očekávané teploty T_0 . Ze vztahu (7) okamžitě vyplývá, že zkušební teplota by měla být v blízkosti teploty TK_{28J} . Měří se závislost síla – rozevření vrubu (přemístění) až do porušení. Ze získaného diagramu se určí J_c a po přepočtu podle vztahu (1) se určí K_{Jc} . Všechny šest hodnot K_{Jc} musí splňovat podmínku pro platné určení K_{Jc} , která zajišťuje, že v okamžiku porušení u čela trhliny bude stav SSY. Metodou maximální věrohodnosti se z hodnot K_{Jc} určí parametr K_0 , z této hodnoty se určí $K_{Jc(\text{med})}$ a s použitím vztahu (10) se stanoví T_0 :

$$T_0 = T - \left(\frac{1}{0,019} \right) \ln \left[\frac{K_{Jc(\text{med})} - 30}{70} \right] \quad (10)$$

Pochopitelně, že průběh Master křivky se experimentálně ověřoval pro nejrůznější oceli a svarové spoje [20] (obr. 7). Dále se ověřovala predikce průběhů $K_{Jc(\text{med})}$ u jedné a téže oceli pro tělesa různé tloušťky (obr. 8) [20]. Jak vyplývá z obr. 8 průběh $K_{Jc(\text{med})}$ určený experimentálně souhlasil s hodnotami $K_{Jc(\text{med})}$ určenými podle koncepce Master křivky ze vztahu (9). Avšak objevil se neočekávaný výsledek. Nejnižší hodnoty rozptylu u těles jednotlivých tloušťek nezávisely na velikosti (tloušťce) tělesa a souhlasily s průběhem tolerančního pásu Master křivky pro kumulativní pravděpodobnost porušení 2 % (viz obr. 8). Jak poznamenává Burdekin [22] na konferenci ESIA 8 (Engineering Structural Integrity Assessment) s názvem Throughlife Management of Structures and Components organizované FESI (UK Forum for Engineering Structural Integrity) v r. 2006, TAGSI (Technical Advisory Group on Structural Integrity) se bude touto problematikou zabývat.

ZÁVISLOST LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI NA RYCHLOSTI ZATĚŽOVÁNÍ

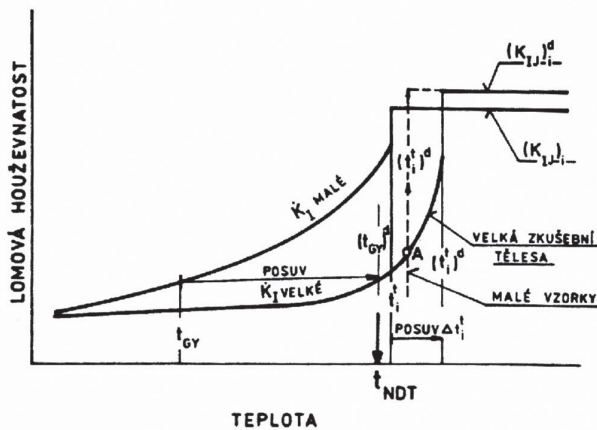
Dosud jsme se zabývali pouze vlivem teploty na lomovou houževnatost v tranzitní oblasti. S rostoucí rychlostí zatěžování však lze pozorovat změnu charakteru teplotní závislosti. Na následujícím obrázku (obr. 9) je uvedeno obecné schéma vlivu rychlosti zatěžování na teplotní průběh lomové houževnatosti.

- Je zde zřetelný posuv křivky s rostoucí rychlostí zatěžování a vznik náhlého (nespojitého) vzrůstu lomové houževnatosti z oblasti spodních do oblasti horních prahových hodnot.

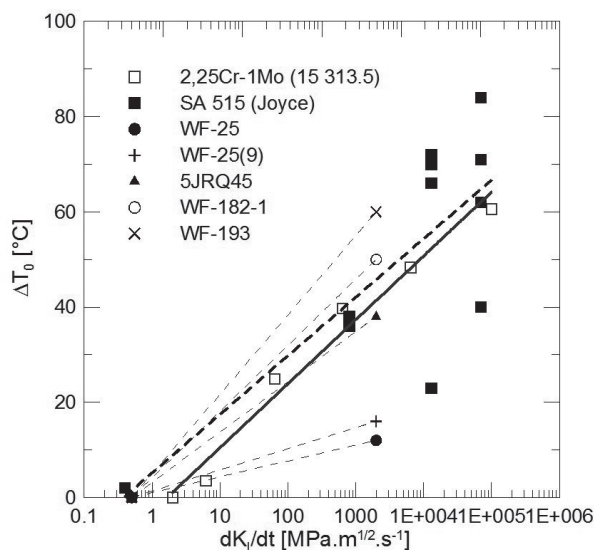
Vznik náhlého vzrůstu lomové houževnatosti je spojen s lokálním ohřevem v místech intenzivní plastické deformace v kořeni trhliny. Tento ohřev závisí jednak na rychlosti zatěžování (čím je vyšší rychlost zatěžování, tím je obtížnější odvod tepla do okolního materiálu – adiabatický ohřev), jednak na velikosti napětí a rozsahu plastické deformace (vzniklé teplo je úměrné vykonané mechanické práci). Při velkých rychlostech zatěžování nastane vlivem adiabatického ohřevu pokles napětí v plastické zóně u čela trhliny. Výsledkem je výraznější vzrůst lomové houževnatosti.

Posuv křivky je způsoben změnou napěťové deformační odezvy materiálu v závislosti na rychlosti deformace na čele trhliny. Experimentálně bylo zjištěno, že teplotní posuv je lineární funkcí logaritmu rychlosti změny faktoru intenzity napětí (viz obr. 10).

Fyzikální podstatu tohoto jevu lze spatřovat v tom, že lomová houževnatost je závislá na napěťově deformačních vlastnostech oceli při dané teplotě a rychlosti zatěžování. Popis těchto vlastností



Obr. 9 – Schema vlivu rychlosti zatěžování na teplotní průběh lomové houževnatosti



Obr. 10 – Posuv referenční teploty T_0 v závislosti na rychlosti zatěžování

v závislosti na teplotě a rychlosti zatěžování je založen na teorii tepelně aktivovaných procesů. Pokud vyjdeme z těchto předpokladů, pak lze pro posuv referenční teploty Master křivky odvodit vztah [23]:

$$\Delta T_0 = \frac{T_{0,st} \ln(\dot{K}_I)}{\ln(\dot{K}_{I0}) - \ln(\dot{K}_I)} \quad (11)$$

kde $T_{0,st}$ je referenční teplota naměřená při kvazistatických podmínkách zatěžování, \dot{K}_I je rychlost změny součinitele intenzity napětí a \dot{K}_{I0} lze považovat za materiálovou charakteristiku. Poznamenejme, že popis vlivu rychlosti zatěžování na lomovou houževnatost založený na tomto vztahu se stal součástí připravovaného standardu Fitnet [3].

APLIKACE KONCEPCE MASTER KŘIVKY

Jak již bylo řečeno, jednou z hlavních příčin výskytu křehkých lomů byla přítomnost defektů zejména u svařovaných konstrukcí. Z tohoto poznatku vyplývá, že pokud chceme zaručit, že nová konstrukce bude odolná proti vzniku křehkého lomu při použití zvolené oceli, je potřeba zavést tzv. koncepci fiktivního defektu, jehož přítomnost v konstrukci se vyhodnotí lomově mechanickým přístupem. Tato koncepce je např. součástí normy ČSN EN 1993-1-10 [9] pro navrhování ocelových konstrukcí. Předpokládá se, že fiktivní defekt je půleliptická trhlina s poměrem stran $a/c = 0,4$, přičemž počáteční hloubka tohoto defektu je v případě monotónního zatížení dána vztahem:

$$a_0 = 0,5 \ln \frac{t}{t_0} \quad (12)$$

kde t je tloušťka pásu a $t_0 = 1$ mm. Závislost velikosti rozměrů fiktivního defektu na tloušťce pásu je uvedena na obr. 11.

Součinitel intenzity napětí tohoto defektu, pro daný způsob zatížení, se počítá podle vztahu:

$$K_{I,Ed} = \frac{\sigma_{Ed} \sqrt{\pi a_d} \cdot Y \cdot M_k}{(k_{R6} - \rho) \sqrt{1000}} \quad (13)$$

V limitním případě je vypočtená hodnota $K_{I,Ed}$ rovna lomové houževnatosti, kterou můžeme jednoduše označit jako K_{mat} . V tomto vztahu σ_{Ed} [MPa] je působící napětí zahrnující jak primární tak i sekundární napětí (pro zahrnutí reziduálních napětí se bere $\sigma_s = 100$ MPa):

$$\sigma_{Ed} = \sigma_p + \sigma_s \quad (14)$$

Y je součinitel vyjadřující tvar defektu a způsob zatížení, M_k je součinitel zohledňující vliv koncentrace napětí, a_d je návrhová hloubka trhliny zohledňující případný únavový růst počáteční trhliny o hloubce a_0 , k_{R6} je parametr vyjadřující vliv rozsahu plastické deformace v okolí defektu způsobené primárním napětím σ_p na hodnotu součinitele intenzity napětí a je dán vztahem:

$$k_{R6} = \frac{1}{\sqrt{1 + 0,5 L_r^2}} \quad (15)$$

Tento vztah vyplývá z metody R6 [24] používané pro posuzování bezpečnosti konstrukce s defekty. Parametr ρ rovněž vyplývá z metody R6 [24] a zahrnuje vliv lokální plastické deformace u čela trhliny na hodnotu součinitele intenzity napětí způsobené sekundárním napětím σ_s . Hodnota L_r ve vztahu (15) se vypočte jako poměr aplikovaného primárního napětí a limitního napětí:

$$L_r = \frac{\sigma_p}{\sigma_{gy}(t)} \quad (16)$$

Velikost limitního napětí se vypočte pro povrchový půleliptický fiktivní defekt podle vztahu:

$$\sigma_{gy}(t) = f_5(t) \left(1 - \frac{\pi \cdot 2,5 \cdot a_d^2}{2 \cdot t \cdot (5 \cdot a_d + t)} \right) \quad (17)$$



kde t je tloušťka pásu a $f_y(t)$ je mez kluzu závislejší na tloušťce pásu podle vztahu:

$$f_y(t) = f_{y,nom} - 0,25 \frac{t}{t_0} \quad (18),$$

kde $f_{y,nom}$ je jmenovitá mez kluzu a $t_0 = 1$ mm.

Odolnost ocelové konstrukce s návrhovým defektem hloubky a_d proti iniciaci křehkého lomu je zajištěna splněním následující podmínky:

$$K_{I,Ed} \leq K_{mat} \quad (19).$$

Pro stanovení K_{mat} je možné využít koncepci Master křivky. Podmínku (19) lze znázornit graficky v diagramu K_{Jc} versus teplota (viz obr. 12). Horizontální přímka reprezentuje vypočtenou hodnotu $K_{I,Ed}$. Pomocí průsečíku této přímky s danou tranzitní křivkou, která reprezentuje teplotní závislost lomové houževnatosti K_{mat} , lze určit teplotní interval ΔT_σ , jenž určuje přípustnou provozní teplotu vzhledem k teplotě T_0 . Podle Wallinovy koncepce Master křivky a $P_f = 0,5$ potom platí:

$$\Delta T_\sigma = -52 \left[\ln \left(\frac{(K_{I,Ed} - 20) \left(\frac{b_{eff}}{25} \right)^{1/4} - 10}{70} \right) \right] \quad (20).$$

Veličina b_{eff} [mm] vyjadřuje vliv tloušťky pásu s průchozí trhlinou, případně u povrchového defektu vliv jeho délky $b_{eff} \approx 2c$ na hodnotu lomové houževnatosti. Minimální hodnota ΔT_σ je omezena na -120 °C. Pro rychlá a rázová zatěžování se tranzitní křivka lomové houževnatosti a také teplota T_0 posunuje k vyšším teplotám. Tento vliv (viz obr. 12) lze při návrhu konstrukce zahrnout vztahem:

$$\Delta T_\xi = - \frac{1414 - f_y(t)}{550} \left(\ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{1,5} \quad (21),$$

kde $f_y(t)$ [MPa] je mez kluzu pro danou tloušťku t a $\dot{\epsilon}$ je rychlost poměrné deformace při aplikaci zatížení σ_{Ed} . Hodnota $\dot{\epsilon}_0 = 10^{-4} s^{-1}$.

Pokud je to potřeba, pak by se měly zohlednit také další vlivy na posuv tranzitní křivky jako je např. vliv radiace ΔT_r (viz EN 1991-1-5), požadavek bezpečnosti kvůli různé úrovni spolehlivosti pro různá použití ΔT_R (v České republice $\Delta T_R = 0$ °C) nebo vliv stupně tvarování za studena $\Delta T_{ecf} = -3 \cdot \epsilon_{cf}$, kde ϵ_{cf} je stupeň přetvoření při tvarování za studena. Výslednou přípustnou referenční teplotu T_{Ed} pak vypočteme podle vztahu:

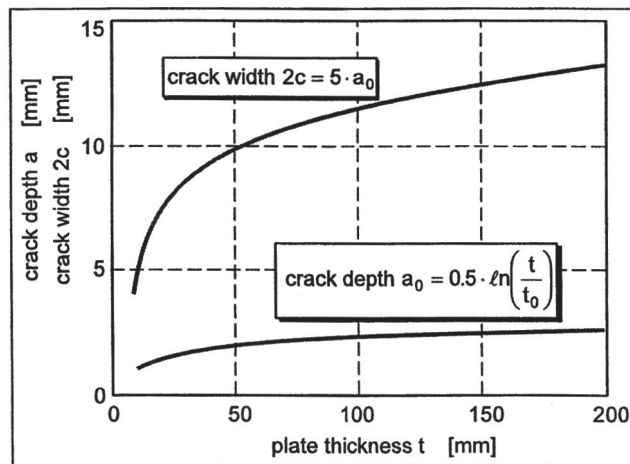
$$T_{Ed} = T_{md} + \Delta T_r + \Delta T_\sigma + \Delta T_R + \Delta T_\xi + \Delta T_{ecf} \quad (22),$$

kde T_{md} je nejnižší teplota vzduchu. Aby byla navrhovaná konstrukce odolná vůči křehkému lomu, musí být pro takto stanovenou referenční teplotu splněna podmínka:

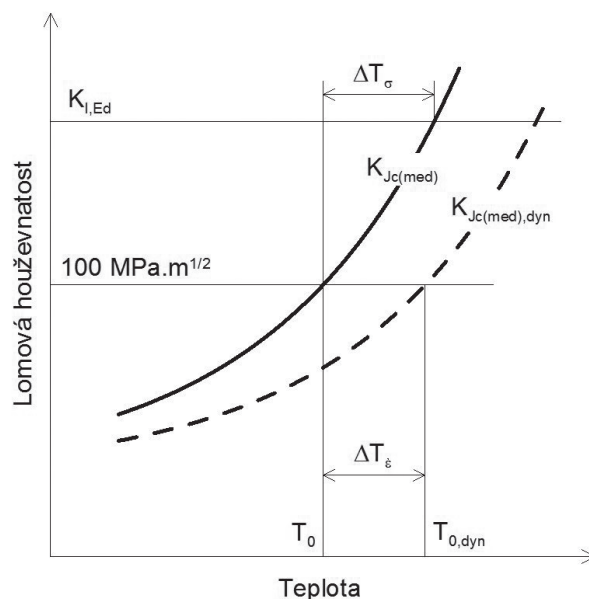
$$T_{Ed} \geq T_{Rd} \quad (23),$$

kde T_{Rd} odpovídá referenční teplotě T_0 v případě, že při návrhu vycházíme z koncepce Master křivky.

Výše zmíněný postup je vhodný v případě, že navrhujeme novou konstrukci a chceme zajistit její odolnost vůči křehkému lomu.



Obr. 11 – Závislost velikosti rozměrů fiktivního povrchového defektu na tloušťce pásu



Obr. 12 – Definice ΔT_σ a ΔT_ξ

Pokud však nastane situace, že ke vzniku defektu dojde během provozu konstrukce, pak je potřeba posoudit jeho přípustnost, tzn. zda neohrožuje bezpečný provoz konstrukce.

Pro tyto účely vznikla řada procedur umožňujících posouzení strukturální integrity konstrukcí a jiných svařovaných i nesvařovaných strojních celků. Podotýkáme však, že ačkoliv se uvedené procedury nejčastěji používají pro posouzení přípustnosti defektů nalezených při kontrolách již provozovaných zařízení, jsou využitelné i při návrhu nových konstrukcí nebo při vyšetřování příčin vzniku havárií. Tyto procedury obvykle vznikly jako průmyslové standardy (např. R6 [24]) nebo národní standardy (např. BS 7910 ▶



► [25]) a byly vypracovány pro specifické průmyslové odvětví. Další vývoj vedl ke vzniku projektu SINTAP (Structural INTEgrity Assessment Procedure) [2] částečně financovaného Evropskou unií, který byl vypracován 17 organizacemi z 9 zemí Evropské unie. Jedním z jeho úspěchů bylo sjednocení FAD analýzy (Failure Assessment Diagram) a CDF analýzy (Crack Driving Force), na nichž byly založeny do té doby používané procedury. Zatím posledním stádiem vývoje je projekt Fitnet [3], jehož cílem je vytvořit jednotný evropský (CEN) standard, který by zahrnoval nejen hodnocení odolnosti vůči lomu, ale také únavového, creepového a korozního poškození. Do přípravy této metodiky se zapojilo celkem 50 organizací nejen z Evropy, ale i z USA a Japonska.

Základním principem zmíněných metod je, že mezní stav konstrukce je hodnocen na základě dvou kritérií – odolnosti vůči lomu a odolnosti vůči plastickému kolapsu. Spojení obou kritérií vychází z toho, že kritérium odolnosti vůči lomu je samo o sobě nedostupující, protože i při jeho splnění může dojít ke vzniku plastického kolapsu konstrukce. To znamená, že sice nedojde k náhlému nebo tvárnému růstu trhliny, ovšem konstrukce se zhroutí pod vlivem velkých plastických deformací. Interakce mezi těmito dvěma mezními stavy bývá nejčastěji popsána tzv. FAD diagramem (Failure Assessment Diagram).

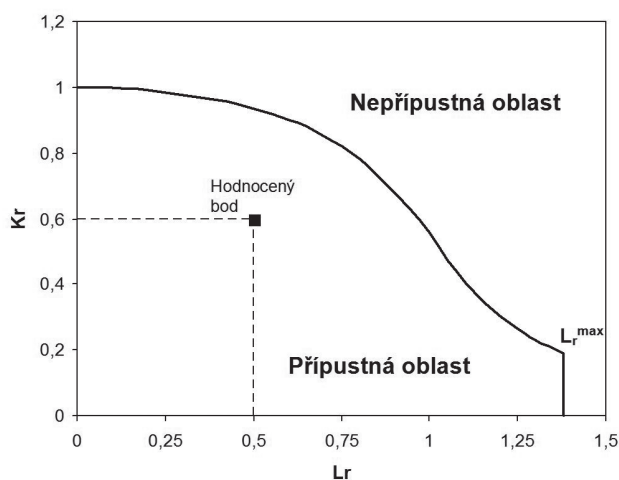
Kritériem přípustnosti defektu podle tohoto přístupu je aby bod definovaný veličinami K_r a L_r , jejichž hodnota závisí na aplikovaném zatížení, geometrii defektu, materiálových vlastnostech atd., ležel uvnitř přípustné oblasti FAD diagramu (viz obr. 13).

Hodnocení pomocí FAD diagramu vyžaduje kategorizaci působících napětí na primární σ_p a sekundární σ_s . Celkové aplikované napětí je pak součtem těchto složek:

$$\sigma = \sigma_p + \sigma_s \quad (24)$$

Je to proto, že primární napětí přispívají ke vzniku plastického kolapsu, zatímco sekundární napětí nemohou způsobit plastický kolaps. Primární napětí jsou vyvolány vnějším zatížením jako je tlakové zatížení, silové zatížení, působení vlastní váhy nebo interakcí s ostatními komponentami konstrukce. Sekundární napětí jsou výsledkem teplotních gradientů nebo produktem svařovacího procesu (reziduální napětí). Tato napětí jsou lokalizovaná a po průřezu samorovnovážná. Ovšem v případech, kdy teplotní napětí působí na dlouhou vzdálenost, je nutné je kategorizovat jako primární.

Metoda hodnocení defektů se obvykle dělí do několika úrovní v závislosti na tom, jak podrobné vstupní podklady o materiálo-



Obr. 13 – FAD (Failure Assessment Diagram)

vých vlastnostech jsou k dispozici. Např. v metodě R6 [24] jsou definovány 3 úrovně hodnocení. Hodnocení podle první úrovně je nejkonzervativnější a zároveň vyžaduje pouze minimum nutných vstupních podkladů. Zvolením vyšší úrovně se hodnocení zpřesňuje a není tak konzervativní. Vyžaduje však zpřesnění vstupních podkladů což nebývá vždy možné.

Křivka vymežující FAD diagram je v případě nejnižší úrovně hodnocení definována vztahem:

$$f_1(L_r) = [1 + 0,5L_r^2]^{-1/2} [0,3 + 0,7 \exp(-0,6L_r^6)] \quad (25)$$

k jehož vyčíslení postačuje znalost meze kluzu a meze pevnosti. Druhá úroveň je založena na metodě referenčního napětí. V tomto případě je nutná znalost závislosti skutečné napětí – skutečná deformace z tahové zkoušky hodnoceného materiálu. Odpovídající křivka FAD diagramu je:

$$f_2(L_r) = \left[\frac{E \varepsilon_{ref}}{L_r \sigma_y} + \frac{L_r^3 \sigma_y}{2E \varepsilon_{ref}} \right]^{-1/2} \quad (26)$$

kde ε_{ref} je skutečná deformace získaná ze skutečného tahového diagramu a odpovídající skutečnému napětí $L_r \sigma_y$, σ_y je mez kluzu, E je modul pružnosti. Třetí úroveň je nejpřesnější, ale vyžaduje detailní analýzu konstrukce s trhlinou, která v obecném případě vyžaduje použití metody konečných prvků včetně modelování trhliny. Křivka FAD diagramu je pak definována jako:

$$f_3(L_r) = \left(\frac{J_e}{J} \right)^{1/2} \quad (27)$$

kde J_e a J jsou hodnoty J -integrálu z elastické a elasto-plastické analýzy při zatížení korespondujícím s hodnotou L_r . Pro všechny úrovně hodnocení je navíc definována maximální hodnota L_{rmax} , která vymežuje plastický kolaps:

$$L_{rmax} = \frac{\sigma_f}{\sigma_y}, \text{ kde } \sigma_f = \frac{1}{2}(\sigma_y + \sigma_u) \quad (28)$$

přičemž σ_y je mez kluzu a σ_u je mez pevnosti.

Pro danou konfiguraci trhliny, aplikovaných zatížení a materiálových vlastností se podle této procedury vypočte hodnota K_r a hodnota L_r . Hodnota K_r se vypočte z hodnoty faktoru intenzity napětí od primárních a sekundárních napětí a lomové houževnatosti materiálu podle vztahu:

$$K_r = \frac{K_r^p}{K_{mat}} + \frac{K_r^s}{K_{mat}} + \rho \text{ nebo } K_r = \frac{K_r^p}{K_{mat}} + V \frac{K_r^s}{K_{mat}} \quad (29)$$

kde K_r^p je faktor intenzity napětí od primárních napětí, K_r^s je faktor intenzity napětí od sekundárních napětí, K_{mat} je lomová houževnatost, ρ a V jsou faktory zohledňující interakci při kombinaci primárních a sekundárních napětí. Oba vztahy jsou ekvivalentní a liší se pouze ve způsobu jakým je vyjádřena interakce při kombinaci primárních a sekundárních napětí. Hodnota L_r se vypočte podle vztahu:

$$L_r = \frac{P}{P_L} \quad (30)$$

kde P je velikost aplikovaného zatížení a P_L je velikost zatížení způsobujícího plastický kolaps. Velikost zatížení způsobujícího plastický kolaps P_L je závislá na konkrétní geometrické konfiguraci a velikosti trhliny. Proto jsou řešení výpočtu veličiny L_r součástí technických příruček podobně jako řešení faktoru intenzity napětí. Pokud požadované řešení neexistuje nebo nebylo nalezeno, je možné pro konkrétní případ vypočítat limitní zatížení numericky pomocí metody konečných prvků.

Pokud jde o stanovení lomové houževnatosti, pak tyto standardy shrnují všechny hlavní postupy, které byly do dnešní doby vypracovány. V případě přímého měření lomové houževnatosti lze použít



postupy jednoduchého statistického zpracování naměřených dat nebo přístup stanovení referenční křivky. V současné době je většíinou upřednostněna koncepce Master křivky. V horní prahové oblasti se pak používá koncepce $J\text{-}\Delta a$ křivky. Pokud pro daný materiál nejsou dostupná data lomové houževnatosti, je možno použít doporučených korelačních vztahů mezi nárazovou prací a lomovou houževnatostí. Tyto korelace jsou však závislé na typu materiálu a proto je potřeba opatrnost při jejich použití. Zatím nejobecnější korelace založené na analýze velkého množství materiálových dat vypracoval Wallin a jsou součástí standardu Fitnet [3]. Standard Fitnet [3] také nově obsahuje metodu pro stanovení posuvu Master křivky se změnou rychlosti zatěžování. Posuv referenční teploty T_0 je zde vyjádřen pomocí rychlosti změny součinitele intenzity napětí \dot{K}_I podle vztahu:

$$\Delta T_0 = \frac{T_{0,st} \ln(\dot{K}_I)}{\Gamma - \ln(\dot{K}_I)} \quad (31).$$

Díky tomu tento vztah bere do úvahy skutečné poměry týkající se rychlosti zatížení na čele trhliny, zatímco vztah (21) uvedený v normě ČSN EN 1993-1-10 [9] vychází pouze z rychlosti deformace pásu bez ohledu na tvar, velikost a umístění defektu. Veličina Γ byla stanovena na základě korelace velkého množství experimentálních hodnot referenčních teplot a mezí kluzu řady ocelí. Její hodnota se vypočte podle následujícího vztahu:

$$\Gamma = 9,9 \cdot \exp\left[\left(\frac{T_{0,st}}{190}\right)^{1,66} + \left(\frac{\sigma_{ys}}{722}\right)^{1,09}\right] \quad (32),$$

kde σ_{ys} [MPa] je mez kluzu naměřená při kvazistatických podmínkách zatěžování a $T_{0,st}$ [°C] je referenční teplota naměřená při kvazistatických podmínkách zatěžování.

Jeden z autorů M. Holzmann, děkuje grantové agentuře AVČR za možnost využít výsledky získané v rámci grantu 1QS 2004 10502 při zpracování příspěvku.

Doc. Ing. Miloslav Holzmann, CSc.,
holzmann@ipm.cz,
ÚFM AVČR

Ing. Ladislav Jurášek, Ph.D.,
jurasek@uam.cz,
ÚAM Brno, s. r. o.

LITERATURA:

- [1] Wallin, K., 1989: A simple theoretical Charpy V-K_{IC} correlation for irradiated embrittlement, innovative approaches to irradiation damage and fracture analysis, The 1989 ASME Pressure Vessels and Piping Conf. – JSME Co-Sponsorship, July 1989, Honolulu, Hawaii, s. 93–100
- [2] SINTAP Procedure, November 1999
- [3] FITNET Fitness-for-Service Procedure, Revision MK8, 2008
- [4] Daviděnkov, N. N., 1953: Mechanické zkoušení kovů, Státní nakladatelství technické literatury
- [5] ASTM E 399-90, Standard test method for plane-strain fracture toughness of metallic materials
- [6] ASTM E 1290-93, Crack-tip opening displacement (CTOD) fracture toughness measurement
- [7] ASTM E 1820-05, Standard test method for measurement of fracture toughness
- [8] ISO 12135, Metallic materials for the definition of quasistatic fracture toughness
- [9] ČSN EN 1993-1-10, Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 110: Houževnatost materiálu a vlastnosti napříč tloušťkou
- [10] ASTM E 1921-05, Standard test method for determination of reference temperature, T_0 , for ferritic steels in the transition range
- [11] Holzmann, M., Man, J., Válka, L., 1995: R-Curves and fracture toughness transition behaviour at static, rapid and impact loading of CrNiMoV reactor pressure vessel steel, Int. J. Pres. Ves. and Piping, 1995, s. 39–47
- [12] ČSN 42 0347, Lomová houževnatost kovů při statickém zatížení, 1991
- [13] Wallin, K., 1985: The size effect in Klc results, Eng. Frac. Mech., 1985, Vol. 22, s. 149–163
- [14] Törrönen, K. et al., 1988: Overview of recent results of the safety related research in pressure boundary components of finish nuclear power plants, Techn. Research Centre of Finland, VTTMET B131
- [15] Wallin, K., 1984: The scatter in Klc results, Eng. Frac. Mech., Vol. 19., s. 1 085–1 093
- [16] ASTM E 813-88, Standard test method for J_{IC}, a measure of fracture toughness
- [17] ESIS P2-92, Procedure for determining the fracture behaviour of materials
- [18] Nevalainen, M., Dodds Jr., R. H., 1995: Numerical investigation of 3-D constraint effect on brittle fracture in SE(B) and C(T) specimens, Intern. J. Fracture, 1995, 74, s. 131–161
- [19] William, A., Van Der Sluys, Miglin, M. T., 1994: Results of MPC/JSPS cooperative testing program in the brittle-to-ductile transition region, ASTM STP 1207, Frac. Mechanics: Twenty-Fourth Volume, 1994, ASTM Philadelphia, s. 308–324
- [20] McCabe, D. E., Merkle, J. G., Nanstad, R. K.: A perspective on transition temperature and K_{IC} data characterization, Ibid, s. 215–232
- [21] McCabe, D. E., Merkle, J. G., Wallin, K., 2005: An introduction to the master curve method, ASTM International, West Conohocken, USA, 2005
- [22] Burdekin, M., 2006: Where now for structural integrity, ESIA 8: Throughlife Management of Structures and Components, Proceedings of the UK Forum for Engineering Structural Integrity, Manchester, October, 2006, EMAS Publishing, s. 395
- [23] Jurášek, L., 2006: Vliv teploty a rychlosti zatěžování na lomové chování ocelí v tranzitní oblasti, disertační práce, 2006
- [24] R6-Revision 4, Assessment of the integrity of structures containing defects, British Energy Generation Ltd and/or British Energy Generation (UK) Ltd, United Kingdom, 2004
- [25] British Standard 7910, Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, BSI, 2005
- [26] Background documentation to Eurocode 3, 1997: Design of Steel Structures, Choice of steel material to avoid brittle fracture

Conception principle of the Master curve, its specification and application

Mechanical characteristics of ferritic steels are dependent on the temperature and strain rate. From the fracture mechanics viewpoint the most important characteristic is the fracture toughness. The Wallin's concept [1] of the temperature dependence of the fracture toughness in the transition and lower shelf region, where the micromechanism of the initiation of the unstable fracture is cleavage, is presented. The resulting relation makes it possible to calculate the fracture toughness as dependent on temperature, specimen size and given cumulative probability of the fracture P_f . After setting into the resulting equation the value of $P_f = 0,5$ and specimen size (thickness) $B = 25$ mm the relation for Master curve is obtained. The influence of loading rate on transition temperature is also pointed out. Application of Master curve concept is presented together with the philosophy of the fictive defect and also European projects Sintap (Structural Integrity Assessment Procedure) [2] and Fitnet Fitness-for-Service Procedure [3]. Such approaches can be used at the design stage to provide assurance for new structures and at the operational phase to provide assurance throughout the life of the structure.