

**VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
Fakulta strojního inženýrství**

Doc. RNDr. Zdeněk Knésl, CSc.

**DVOUPARAMETROVÁ LOMOVÁ
MECHANIKA
A NĚKTERÉ JEJÍ APLIKACE**



**VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
NAKLADATELSTVÍ VUT IUM
BRNO 2000**

Teze přednášky k profesorskému jmenovacímu řízení; vypracováno pro jednání vědecké rady Fakulty strojního inženýrství Vysokého učení technického v Brně dne 9. 4. 1999.

© Zdeněk Knésl, 2000
ISBN 80-214-1580-0

Zdeněk Knésl se narodil v roce 1940 v Olomouci. V letech 1957–1962 studoval fyziku na Fakultě přírodovědecké Masarykovy univerzity v Brně a studium ukončil ve specializaci Fyzika pevných látek státní závěrečnou zkouškou a obhajobou diplomové práce Energiové spektrum elektronu v porušeném krystalu. V roce 1964 byl přijat na studijní pobyt do Laboratoře pro studium vlastností kovů ČSAV (nyní Ústav fyziky materiálů AV ČR). V roce 1971 vykonal na Masarykově univerzitě v Brně rigorózní zkoušku ve vědním oboru Teoretická fyzika a byl mu přiznán titul RNDr. Externí vědeckou přípravu absolvoval ve Fyzikálním ústavu ČSAV v Praze v letech 1967–71 a kandidátskou disertační práci na téma Dislokace v nelineární teorii pružnosti, podanou ve vědním oboru teoretická fyzika, úspěšně obhájil v roce 1972 a získal hodnost CSc. V roce 1989 mu byl přiznán příslušnou komisí ČSAV vědecký kvalifikační stupeň I (vedoucí vědecký pracovník). V roce 1994 se řádně habilitoval pro obor mechanika na Fakultě strojní VUT v Brně úspěšnou obhajobou habilitační práce Lineární lomová mechanika vrubů a některé její aplikace a byl jmenován docentem. Je školitelem v oboru Inženýrská mechanika, kde přednáší pro studenty témata z lomové mechaniky. V současné době pracuje jako vědecký pracovník v oddělení mechanických vlastností Ústavu fyziky materiálů AV ČR, kde je i předsedou vědecké rady.

K nejvýznamnějším výsledkům jeho rozsáhlé vědecké a odborné činnosti náleží práce z oblasti teorie dislokací, vypracování metodik výpočtů lomově-mechanických parametrů tělese s defekty metodou konečných prvků, formulace zobecněného kritéria stability vrubů a jeho aplikace na odhady životnosti konstrukcí, vypracování dvouparametrového přístupu k řešení problémů šíření únavových trhlin a k popisu chování vrubů při kombinovaném únavovém a creepovém namáhání. V aplikační oblasti jsou to především práce související s formulací a realizací optimalizačních přístupů k návrhům konstrukcí porušovaných šířením únavových trhlin, práce formulující postup při odhadu životnosti tlakových nádob z hlediska lomové mechaniky a práce související s aplikacemi numerických metod pro odhady životnosti konstrukcí s trhlínami.

Absolvoval celou řadu dlouhodobějších i kratších zahraničních studijních pobytů. Je autorem více než 200 publikací, z nichž asi 90 bylo uveřejněno v zahraničních časopisech a ve sbornících mezinárodních konferencí. Byl a je členem redakčních rad časopisů *Computers and Structure* a *Inženýrská mechanika*, členem ESIS a České společnosti pro mechaniku. Byl a je zodpovědným řešitelem několika grantů GA AV ČR a GA ČR a podílí se na řešení dalších domácích i zahraničních projektů.

OBSAH

Úvod	5
1. Klasická (jednoparametrová) lomová mechanika	5
1.1 Rozložení napětí v okolí kořene trhliny	5
1.2 Jednoparametrový popis	6
1.3 Obecný tvar kritéria stability	7
1.4 Nedostatky jednoparametrového popisu	7
2. Dvouparametrová lomová mechanika	7
2.1 Dvouparametrový popis pole napětí v okolí kořene trhliny, T-napětí	7
2.2 Metodika dvouparametrové lomové mechaniky	8
2.3 Výpočet T-napětí	8
3. Aplikace dvouparametrové lomové mechaniky na šíření únavových trhlin	9
3.1 Jednoparametrový popis šíření únavové trhliny	9
3.2 Popis vlivu geometrie těles na rychlost šíření únavových trhlin	10
4. Dvouparametrový přístup k popisu životnosti těles s vruby při creepu	11
4.1 Vliv vrubů na životnost těles při creepu	11
4.2 Popis vlivu velikosti a tvaru vrubu na životnost pomocí globálních veličin	12
5. Závěr	13
Abstract	13

ÚVOD

Lomová mechanika je interdisciplinární obor na rozhraní mezi mechanikou a naukou o materiálu. Základním cílem lomové mechaniky je poskytnout metodiku, která umožňuje popsat chování trhlin v tělesech za podmínek odpovídajících situacím, ve kterých se nacházejí konstrukce v provozu. Základní úvahy lomové mechaniky jsou vztaženy na trhliny, ale postupy a výpočty používané v tomto případě mají obecnější význam a lze je použít i v případech obecnějších defektů (např. vruby, strukturní vady v materiálu, stopy po opracování apod.). Vzhledem k tomu, že existence takových defektů je objektivním jevem, nabízí lomová mechanika postup jak hodnotit návrhy konstrukcí z tohoto hlediska, a tak významně zvýšit užitou hodnotu návrhu i jeho provozní spolehlivost a snížit rizika případných havárií.

Hlavním úkolem lomové mechaniky je stanovit kritéria, která určí, zda a jakým způsobem se bude za daným podmínek defekt šířit a v této souvislosti stanovit maximální kritické hodnoty aplikovaného napětí případně největší přípustnou velikost defektu. Postup při návrhu konstrukce na základě poznatků lomové mechaniky je tedy obecnější než konvenční návrhy, které jsou založeny na veličinách jako např. tahová pevnost, mez kluzu apod.

V přednášce jsou nejprve uvedeny základní předpoklady klasické (jednoparametrové) lomové mechaniky a je poukázáno na nedostatky, které jsou s tímto přístupem spojeny. V další části jsou uvedeny základní předpoklady dvouparametrové lomové mechaniky a je zdůrazněn význam, který má tento přístup jednak pro rozšíření mezí platnosti lomové mechaniky a jednak pro zvýšení spolehlivosti odhadů životnosti těles s trhlínami. Dále je uveden postup výpočtu druhého parametru a na základě jeho znalosti je pak formulován dvouparametrový popis šíření únavové trhliny za předpokladů vysokocyklové únavy. Užitečnost a obecnost dvouparametrového popisu je pak dále demonstrována na příkladě vlivu vrubů na životnost těles při creepu.

S výjimkou kapitoly týkající se creepu těles s vruby, se v dalším omezíme na předpoklady lineární lomové mechaniky (tj. budeme předpokládat, že velikost plastické zóny na čele trhliny je malá ve srovnání s délkou trhliny) a na normálový mód namáhání.

1. KLASICKÁ (JEDNOPARAMETROVÁ) LOMOVÁ MECHANIKA

1.1 Rozložení napětí v okolí kořene trhliny

Pro potřeby lomové mechaniky se trhlina definuje jako porušení souvislosti tělesa podél plochy (která se nazývá lomová plocha). Křivka (uzavřená nebo končící na povrchu tělesa), která ohraničuje tuto plochu se nazývá čelo (v rovinném případě vrchol nebo kořen) trhliny. Základem všech aplikací lomové mechaniky je znalost rozložení napětí v okolí kořene trhliny (dvourozměrný případ). Odpovídající řešení pro složky napětí a posunutí se získá obvykle pomocí funkce napětí a vyjadřuje se ve tvaru nekonečné řady proměnných r (vzdálenost od kořene trhliny) a polárního úhlu φ (používá se polární souřadný systém s počátkem v kořenu trhliny):

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} = \sum_{n=1}^{\infty} \left(A_n \frac{n}{2} \right) (r)^{\frac{n}{2}-1} \begin{Bmatrix} \left\{ 2 + (-1)^n + n/2 \right\} \cos(n/2 - 1)\varphi - (n/2 - 1) \cos(n/2 - 3)\varphi \\ \left\{ 2 - (-1)^n - n/2 \right\} \cos(n/2 - 1)\varphi + (n/2 - 1) \cos(n/2 - 3)\varphi \\ - \left\{ (-1)^n + n/2 \right\} \sin(n/2 - 1)\varphi + (n/2 - 1) \sin(n/2 - 3)\varphi \end{Bmatrix} \quad (1)$$

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{A_n}{2\mu} (r)^{\frac{n}{2}} \begin{Bmatrix} k \cos(n/2)\varphi - n/2 \cos(n/2 - 2)\varphi + \left\{ n/2 + (-1)^n \right\} \cos n\varphi/2 \\ k \sin(n/2)\varphi + n/2 \sin(n/2 - 2)\varphi - \left\{ n/2 + (-1)^n \right\} \sin n\varphi/2 \end{Bmatrix}$$

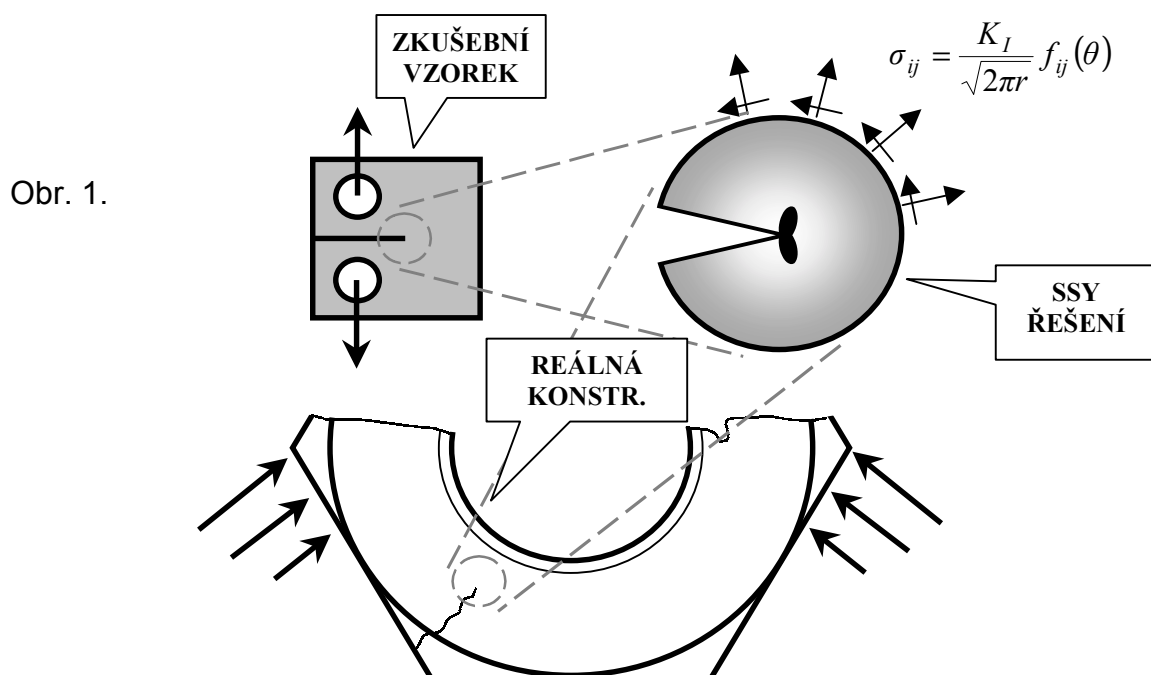
První člen řady pro složky napětí je vzhledem k proměnné r singulární.

1.2 Jednparametrový popis

Základním předpokladem jednparametrového popisu je tvrzení, podle kterého je rozhodující pro chování trhliny rozdělení napětí v těsném okolí kořene trhliny, tj. pro $r \rightarrow 0$. Pro výpočet hodnot napětí je pak postačující první (singulární) člen rozvoje (1), tj. vliv ostatních členů lze zanedbat:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \frac{1}{2} \begin{Bmatrix} \frac{3}{2} \cos \frac{1}{2}\varphi + \frac{1}{2} \cos \frac{5}{2}\varphi \\ \frac{5}{2} \cos \frac{1}{2}\varphi - \frac{1}{2} \cos \frac{5}{2}\varphi \\ -\frac{1}{2} \sin \frac{1}{2}\varphi + \frac{1}{2} \sin \frac{5}{2}\varphi \end{Bmatrix} \quad \dots (2)$$

Napětí (deformace a posunutí) v okolí kořene trhliny a tím i počátek lomu jsou pak charakterizovány jediným parametrem K_I (faktor intenzity napětí). Hodnota K_I závisí na geometrii tělesa a okrajových podmínkách a s výjimkou několika triviálních případů se musí stanovit numerickým řešením (např. metodou konečných prvků). Metodologie jednparametrové lomové mechaniky je pak založena na předpokladu, podle něhož je chování trhliny ve zkušební tělese a v konstrukci s trhlinou stejné, jsou-li hodnoty faktoru intenzity napětí K_I v obou případech identické, obr. 1.



1.3 Obecný tvar kriteria stability

Kriterium stability trhliny, které umožňuje rozhodnout, zda se trhlina za daných podmínek bude či nebude šířit, lze za uvedených předpokladů zapsat ve tvaru

$$L(C,F,M,G) < L_k(M), \quad (3)$$

kde L je veličina, která charakterizuje proces a podmínky lomu v závislosti na tvaru a velikosti trhliny C , velikosti vnějšího namáhání F , vlastnostech materiálu M a geometrie tělesa (včetně okrajových podmínek) G . L_k je kritická hodnota této veličiny, o které se předpokládá, že je závislá pouze na vlastnostech materiálu a lze ji tedy měřit na malých vzorcích, a tuto hodnotu pak použít pro velká tělesa. V případě křehkého lomu může být veličinou L faktor intenzity napětí K_I a kriterium stability trhliny má tvar

$$K_I (\text{délka trhliny, aplikované namáhání}) < K_{IC} (\text{materiál}),$$

kde K_{IC} je lomová houževnatost. Dalšími příklady veličiny L jsou např. hnací síla trhliny G , Riceův J -integrál, otevření trhliny apod.

1.4 Nedostatky jednoparametrového popisu

Některé experimenty a výpočty ukázaly, že chování trhliny charakterizované danou hodnotou K_I není vždy identické. Příkladem může být závislost velikosti a tvaru plastické zóny na čele trhliny na geometrii tělesa při stejné hodnotě K_I . V důsledku této skutečnosti je sporná možnost přenosu kritických veličin lomové mechaniky určených na malých tělesech na velké konstrukce. Z praktického hlediska je tím zpochybněno stanovení kritického stavu konstrukcí s trhlinou.

2. DVOUPARAMETROVÁ LOMOVÁ MECHANIKA

Základním cílem dvouparametrové lomové mechaniky je vysvětlit a popsat vliv geometrie těles na chování trhlín. Přitom se vychází z předpokladu, že chování trhliny v tělese může záviset na stupni multiaxiality napětí v okolí kořene trhliny. Jednoparametrový přístup neumožňuje popsat vliv rozdílné multiaxiality napětí (vyvolané různou geometrií těles) na chování trhliny. V této souvislosti se vliv multiaxiality napětí označuje jako constraint efekt. Protože dosud neexistuje ustálený český termín pro tento jev, budeme i nadále tento termín používat.

2.1 Dvouparametrový popis pole napětí v okolí kořene trhliny, T-napětí

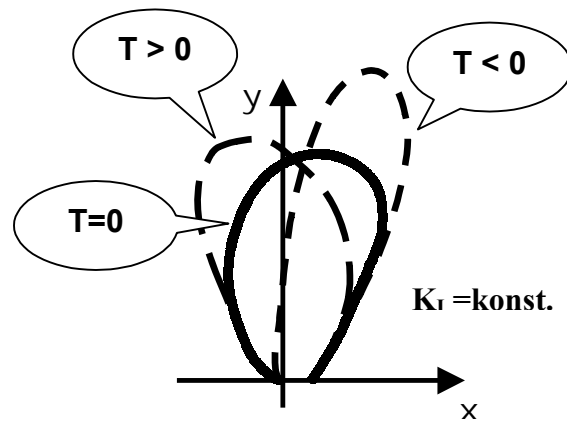
Vliv multiaxiality napětí lze dostatečně přesně popsat uvážením druhého (konstantního) členu v rozvoji pro napětí v okolí kořene trhliny. Z obecného řešení (1) pak vyplývá pro rozdělení napětí

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \frac{1}{2} \begin{Bmatrix} \frac{3}{2} \cos \frac{1}{2}\varphi + \frac{1}{2} \cos \frac{5}{2}\varphi \\ \frac{5}{2} \cos \frac{1}{2}\varphi - \frac{1}{2} \cos \frac{5}{2}\varphi \\ -\frac{1}{2} \sin \frac{1}{2}\varphi + \frac{1}{2} \sin \frac{5}{2}\varphi \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} T \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (4)$$

kde T je složka napětí působící rovnoběžně s lomovými plochami trhliny. Vliv T-napětí na velikost plastické zóny je ukázán na obr. 2.

Dvoupřímá lomová mechanika charakterizuje rozdělení napětí v okolí kořene trhliny pomocí dvou parametrů: faktoru intenzity napětí K_I a T-napětí. Místo T-napětí se ekvivalentně používá bezrozměrný parametr biaxiality B :

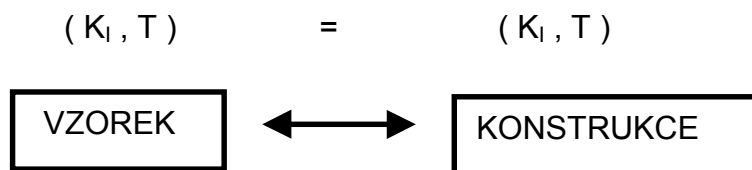
$$B = \frac{T\sqrt{\pi a}}{K_I}, \text{ kde } a \text{ je délka trhliny.}$$



Obr. 2.

2.2 Metodika dvoupřímá lomová mechanika

Metodika dvoupřímá lomová mechanika je založena na předpokladu, podle kterého je lomové chování dvou těles identické, lze-li trhlínu v obou případech charakterizovat stejnou hodnotou faktoru intenzity napětí K_I a navíc i stejnou hodnotou parametru popisujícího constraint, tj. T-napětí (případně parametru biaxiality B), viz. obr. 3.



obr. 3.

2.3 Výpočet T-napětí

Nutným předpokladem pro aplikace dvoupřímá lomová mechanika je znalost hodnot T-napětí (parametru B) pro zkušební vzorky a možnost výpočtu této veličiny pro reálné konstrukce. Zatímco hodnoty faktoru intenzity napětí a metody jejich výpočtů jsou v literatuře dostatečně dokumentovány, metody výpočtů parametru popisujícího constraint a jejich hodnoty nebyly (v době, kdy jsme tento problém začali studovat, tj. kolem roku 1993) v dostatečné míře běžně dostupné. Cílem naší práce bylo tedy nejprve vypracovat spolehlivou metodu výpočtu T-napětí

a sestavit tabulky T hodnot pro základní geometrie zkušebních těles používaných v našich laboratořích.

Pro výpočet T-napětí byla použita metoda hybridních trhlinových prvků (Z. Knésl, Int. J. Fract., 70, 1995, R9-R14), která byla původně odvozena pro výpočet hodnot faktoru intenzity napětí. Postup byl implementován do standardního systému metody konečných prvků. Napětí a posunutí v hybridním trhlinové prvku je popsáno pomocí prvních 28 členů rozvoje (1), zbytek tělesa je modelován standardními prvky. Výhodou této metody je dostačující přesnost výsledků i při relativně hrubé síti. Výsledkem výpočtů jsou tabulky hodnot parametru B (ekvivalentně T-napětí) pro 15 základních geometrií zkušebních těles používaných v laboratorní praxi při měření kritických hodnot lomově-mechanických veličin (Z. Knésl, K. Bednář, ÚFM AV ČR 1997, 1998).

3. APLIKACE DVOUPARAMETROVÉ LOMOVÉ MECHANIKY NA ŠÍŘENÍ ÚNAVOVÝCH TRHLIN

Převážná většina aplikací dvouparametrové lomové mechaniky se soustřeďuje na popis vlivu constraintu na hodnoty lomové houževnatosti K_{IC} . V této souvislosti lze uvést, že pro $T > 0$ není hodnota lomové houževnatosti příliš ovlivněna, zatímco pro $T < 0$ je skutečná hodnota K_{IC} větší než pro $T = 0$. Odhady kritického stavu jsou (zbytečně) konservativní, ale leží na bezpečné straně. Dosud neexistuje systematická studie o vlivu T-napětí na chování únavových trhlin.

3.1 Jednparametrový popis šíření únavové trhliny

Za předpokladů lineární lomové mechaniky lze vyjádřit rychlost šíření únavové trhliny da/dN (jedná se o popis odpovídající podmínkám vysokocyklové únavy) jako funkci

$$da/dN = F(\dots, \Delta K_I, \dots) \quad (6)$$

kde ΔK_I je hodnota rozkmitu faktoru intenzity napětí odpovídající aplikovanému namáhání. Tato závislost, která je rozhodující pro řadu aplikací, je chápána jako materiálová křivka a tato skutečnost umožňuje její měření na malých laboratorních vzorcích a aplikace na velká tělesa v praxi. Výraz (6) se obvykle zapisuje ve tvaru Parisovy-Erdoganovy rovnice

$$da/dN = A (\Delta K_I^m - K_{th}^m), \text{ případně pro } \Delta K_I \gg K_{th} \quad da/dN = A(\Delta K_I)^m, \quad (7)$$

, m , K_{th} jsou materiálové konstanty. Závislost (7) byla s úspěchem použita v celé řadě praktických aplikací.

V rámci lineární lomové mechaniky existuje relace mezi velikostí plastické zóny r_p a hodnotou faktoru intenzity napětí. Platí $r_p \sim (K_I / \sigma_0)^2$, kde σ_0 je mez kluzu studovaného materiálu. V literatuře existují vyjádření pro rychlost šíření únavové trhliny, kde je proměnnou veličinou hodnota r_p , tj. vztahy typu $da/dN \sim r_p^{m/2}$. Tato vyjádření jsou ekvivalentní vztahům (6, 7). Pokud však velikost plastické zóny (při stejné hodnotě K_I) závisí na geometrii tělesa, musí na geometrii být závislá i rychlost šíření únavové trhliny. V literatuře lze najít tvrzení, které tento závěr potvrzuje. Jedná

se o experimentální výsledky získané na geometriích s výrazně odlišnou hodnotou T-napětí. Nejvíce se tento rozdíl projeví v oblasti prahových hodnot K_{th} . Důsledkem závislosti rychlosti šíření únavové trhliny da/dN na geometrii tělesa je skutečnost, že rovnice (6,7) nejsou materiálové charakteristiky, závisí na geometrii tělesa a odhady únavových zbytkových životností založené na jejich použití mohou být chybné.

3.2 Popis vlivu geometrie těles na rychlost šíření únavových trhlin

Rozpor uvedený v odstavci 3.1 lze opět vysvětlit různým stupněm multiaxiality napětí v okolí kořene únavové trhliny a popsat parametrem charakterizujícím constraint. Pak platí

$$da/dN = F^* (... , \Delta K_I , T , ...). \quad (8)$$

Při popisu vlivu constraintu na rychlost šíření únavové trhliny jsme vyšli z předpokladu, že řídící veličinou určující rychlost šíření je velikost plastické zóny r_p^* na čele únavové trhliny. Veličinu $r_p^* = r_p^*(K_I, T)$ pak určíme pro danou úroveň namáhání a danou geometrii tělesa numericky (např. metodou konečných prvků). Srovnáním výrazu pro velikost plastické zóny r_p za předpokladu platnosti lineární lomové mechaniky a vypočtené hodnoty r_p^* definujeme dále efektivní hodnotu faktoru intenzity napětí K_I^{ef} , tj.

$$r_p^*(K_I, T) = (1 - 2\nu)^2 / (2\pi) (K_I^{ef} / \sigma_0)^2 = r_p(K_I^{ef}). \quad (9)$$

Pro efektivní hodnotu faktoru intenzity napětí K_I^{ef} pak platí

$$K_I^{ef} = \sigma_0 / (1 - 2\nu) (2\pi r_p^*)^{1/2} \quad (10)$$

Parisovu-Erdoganovu rovnici pro rychlost šíření únavové trhliny pak můžeme použít ve tvaru

$$da/dN = A (\Delta K_I^{ef})^m. \quad (11)$$

Uvedená rovnice tedy vztahuje rychlost šíření únavové rovnice k hodnotě faktoru intenzity napětí a velikosti constraintu popsaného hodnotou T-napětí. Takto sestavená závislost da/dN vs. K_I^{ef} je nyní nezávislá na geometrii vzorku a umožňuje spolehlivý přenos veličin určených na laboratorních vzorcích na reálné konstrukce.

Pro většinu materiálů a reálné hodnoty T-napětí platí

$$r_p^*(K_I, T < 0) > r_p(K_I, T = 0) > r_p^*(K_I, T > 0)$$

a tedy

$$da/dN(K_I, T < 0) > da/dN(K_I, T = 0) > da/dN(K_I, T > 0).$$

Pro stejnou hodnotu faktoru intenzity napětí K_I tedy rychlost šíření únavové trhliny za předpokladů vysokocyklové únavy klesá s rostoucí hodnotou T-napětí. Tato skutečnost odpovídá experimentálním faktům. Významným rysem umožňující

okamžité aplikace naznačeného postupu je skutečnost, že pro stanovení závislosti da/dN na hodnotě T-napětí lze použít již naměřené materiálové konstanty A, m, K_{th} .

V rámci studia uvedené problematiky byly provedeny rozsáhlé výpočty závislosti veličin charakterizujících chování únavové trhliny (r_p , CTOD, reziduální prnutí, otevření trhliny) na veličině T.

Jako ilustraci naznačeného postupu uveďme jeden výsledek získaný pro vzorek namáhaný tříbodovým ohybem. V tomto případě se mění hodnota T-napětí výrazně i v závislosti na délce trhliny. Pro krátké trhliny (poměr délky trhliny a šířky vzorku $a/w \approx 0,2$) je hodnota T záporná, pro trhliny dlouhé ($a/w \approx 0,6$) je T kladné. Z hlediska dvouparametrové lomové mechaniky je tento (v laboratorní praxi často používaný) vzorek tedy poměrně nevýhodný. Výpočty ukazují, že pro hodnotu konstanty $m = 4$ v Parisově-Erdoganově vztahu je v důsledku constraintu (při stejné hodnotě faktoru intenzity napětí $K_I = 10 \text{ MPa m}^{1/2}$) rozdíl v rychlostech šíření únavové trhliny určených pro $a/w = 0,2$ a $a/w = 0,6$ přibližně 60 %.

4. DVOUPARAMETROVÝ PŘÍSTUP K POPISU ŽIVOTNOSTI TĚLES S VRUBY PŘI CREEPU

4.1 Vliv vrubů na životnost těles při creepu

Motivací pro formulaci dvouparametrového přístupu k popisu životnosti těles s vruby při creepu jsou experimentální fakta získaná srovnáním životností hladkých vzorků a vzorků s vruby při stejném nominálním napětí (síla/nejmenší průřez vzorku). Vliv vrubů na životnost vzorků poškozovaných únavovým procesem je v takovém případě vždy záporný. V případě creepu může u vzorků s vruby dojít ke zvýšení (creepové zpevnění) nebo ke snížení (creepové změkčení) životnosti (ve srovnání s hladkými vzorky se stejným nominálním napětím). Cílem této studie bylo zejména stanovit postup, který umožňuje odhad životnosti vzorků s vruby na základě dat naměřených na hladkých vzorcích. V této souvislosti byl studován i vliv velikosti a tvaru vrubů na životnost vzorků. Pro studium byly použity dva materiály (ocel 9%Cr-1%Mo -P91 a ocel 2.25%Cr-1%Mo). Experimentální výsledky byly získány na válcových vzorcích (hladkých a s obvodovými vruby) při teplotě $600 \text{ }^\circ\text{C}$ a hodnotě nominálního napětí 290 MPa. Byly použity dva typy vrubů (V vrub a polokruhovitý C vrub) s různou velikostí poloměru a rozdílnou hloubkou. Základní materiálové parametry charakterizující creepové chování materiálů byly měřeny na hladkých vzorcích a tyto hodnoty byly použity jako vstupní data pro následné numerické simulace metodou konečných prvků. Experimenty dále prokázaly, že za daných podmínek jsou oba dva materiály creepově zpevňující, tj. poměr doby do lomu vzorku s vrubem, $t_{f, \text{vrub}}$, a hladkého vzorku, t_f , je větší než 1. Poznamenejme, že obvyklý způsob popisu vrubu pomocí součinitele koncentrace napětí K_t a lokální hodnoty koeficientu triaxiality napětí není pro odhady životnosti při creepu dostačující.

4.2 Popis vlivu velikosti a tvaru vrubu na životnost pomocí globálních veličin

Během creepové expozice dochází u vzorků s vrubem k přerozdělení napětí v celém průřezu vzorku. Jednoosá napjatost odpovídající hladkému vzorku se mění a vlivem indukované triaxiality napětí dochází ke změně deformací a tedy i životnosti. Současně dochází k relaxaci napětí a v poměrně krátké době (ve srovnání s životností vzorku) dosáhnou napěťové veličiny stacionárních hodnot. Vzhledem k tomu, že creepová deformace probíhá v okolí vrubu v celém průřezu vzorku, použili jsme pro popis vlivu vrubů na životnost střední hodnoty stacionárních veličin vypočtené přes nejmenší průřez vzorku S . Např. střední hodnota koeficientu triaxiality $\bar{\alpha}$ je definována vztahem

$$\bar{\alpha} = \frac{\iint \alpha dS}{S}, \quad \text{kde } \alpha = (\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}) / \sigma_{\text{eff}}. \quad (12)$$

obr. 4.

Pro výpočet potřebných veličin byla použita metoda konečných prvků a výpočty v oblasti creepu byly provedeny pomocí procedur systému ANSYS. Poznamenejme, že řešení problému si vyžádalo celou řadu časově náročných výpočtů. Na obr. 4 je uvedena korelace $t_{f, \text{vrub}} / t_f$ ($= t_{f, \text{notch}} / t_{f, \text{smooth}}$) vs. střední hodnota koeficientu triaxiality $\bar{\alpha}$ odpovídající stacionárnímu stavu. Uvedená korelace je závislá na materiále. Pro výpočet hodnoty $\bar{\alpha}$ jsou postačující základní materiálová data charakterizující creep stanovená na hladkém tělese. V případě, kdy potřebujeme obecnější korelaci, nezávislou na materiále, je nutno použít deformační charakteristiku, např. střední hodnotu rychlosti axiální creepové deformace $\bar{\dot{\epsilon}}_{zz, \text{vrub}}$ vypočtenou opět přes nejmenší průřez S vzorku v okolí vrubu, tj.

$$\bar{\dot{\epsilon}}_{zz, \text{vrub}} = \frac{\iint \dot{\epsilon}_{zz, \text{vrub}} dS}{S}. \quad (13)$$

Označíme-li $\dot{\epsilon}_{zz}$ rychlost creepové deformace v axiálním směru pro hladký vzorek, lze na základě experimentálních výsledků nalézt vztah

$$t_{f, \text{vrub}} / t_f \cong \dot{\epsilon}_{zz} / \bar{\dot{\epsilon}}_{zz, \text{vrub}}. \quad (14)$$

Korelace (14) je nezávislá na materiálu a lze ji použít pro odhad životnosti vzorku s vrubem na základě dat získaných na hladkých tělesech. Uvedený postup odhadu životnosti vzorku s vrubem při creepu používá dvouparametrového přístupu. Jedním parametrem je aplikované nominální napětí, které určuje životnost hladkého tělesa. Druhým parametrem, který určuje vliv velikosti a tvaru vrubu na životnost je vypočtená hodnota $\bar{\alpha}$ případně $\dot{\epsilon}_{zz} / \bar{\dot{\epsilon}}_{zz, \text{vrub}}$.

5. ZÁVĚR

Aplikace dvouparametrového přístupu v lomové mechanice umožňuje popis vlivu geometrie těles na lomově mechanické veličiny, přispívá k přesnějšímu měření jejich kritických veličin a tím zvyšuje spolehlivost odhadů životností konstrukcí. Výsledky rozšiřují meze platnosti lomové mechaniky, přispívají k rozvoji základního výzkumu a mají bezprostřední praktický význam.

ABSTRACT

TWO-PARAMETER FRACTURE MECHANICS AND ITS APPLICATIONS

Fracture is a problem that society has faced as long as there have been man-made structures. The lecture deals with a two-parameter approach in fracture mechanics. First, the relevant basic concepts of fracture mechanics are introduced along with the problem and it is shown that the characterization of stress, strain, and deformation fields at the tip of a crack is fundamental to fracture mechanics.

The conventional or classical theory of fracture (one-parameter fracture mechanics) is based on the assumption that the stress and deformation fields associated with the crack tip, and so the onset of a failure, are characterized by a single parameter (e.g. in linear-elastic fracture mechanics by the stress intensity factor). It is documented that one-parameter fracture mechanics approaches do not account for the differences in constraint between laboratory specimens and structural components. This makes it questionable to transfer the critical values of the fracture mechanics parameters from test specimen to structures.

Two-parameter fracture mechanics provides a tool to account for these differences in constraint. In this approach, the first parameter is still used to quantify the size of the stress field, but the second parameter is added to index the effects of geometry and the deformation level on the tensile stress due to different levels of constraint at the crack tip. The T-stress is used as a measure of the in-plane constraint in an elastic field. This two-parameter fracture method is based upon the assumption that the fracture behaviour of the test specimens is the same as that of the structure if both encompass the same range of the constraint parameters. Knowledge of the constraint parameters is thus of paramount importance in performing structural analysis by the two-parameter approach. For calculation of the T-stress, the hybrid crack tip element method combined with the standard finite element procedure is presented and its accuracy discussed.

The effect of constraint on the propagation of the fatigue crack under high cycle conditions is described in the next part of the lecture. The different values of constraint are characterized in terms of T-stress value. A modification of the Paris-Erdogan equation that enables the quantification the effect of constraint on the fatigue crack propagation rate is suggested. The amplitude of the effective stress intensity factor, which depends on the geometry of the body under consideration, is shown to be the variable controlling the rate of propagation of the fatigue crack. Specifically, the suggested approach makes it possible to compare experimental data

obtained on different types of test specimens with different constraint level and to transfer the knowledge gained to large industrial structures.

The creep fracture behaviour of a notched specimen and application of the two-parameter approach to the problem is discussed in the last part of the lecture. The effect of size and geometry of a notch is quantified and it is concluded that there are two-parameters controlling life time of notched specimens: the first one is connected with life time of the smooth specimen and corresponds to applied load level, the second one expresses the influence of size and geometry of the notch. The presented two parameter approach makes it possible to estimate the notched creep life on the basis of the smooth creep data.

It is concluded that two parameter approaches provide a good engineering approximation to many problems and contribute to more reliable estimates of the service life of structures.