

VLIV MALÝCH VRUBŮ NA ÚNAVOVOU PEVNOST PŘI VYSOKÉ ASYMETRII CYKLU

LUDVÍK KUNZ^{1*}, PETR LUKÁŠ¹

Pro únavové namáhání s vysokou asymetrií cyklu byla stanovena únavová pevnost válcových zkušebních tyčí s malými obvodovými vruby. Zkušební tyče byly zhotoveny z oceli odebrané ze železničního dvojkolí vyrobeného z experimentální tavby. Bylo ukázáno, že lomově mechanický přístup k popisu vlivu vrubů na únavovou pevnost spolehlivě předpovídá: a) únavový vrubový součinitel pro asymetrické zatěžování, b) maximální velikost nepoškozujících vrubů.

INFLUENCE OF SMALL NOTCHES ON FATIGUE STRENGTH UNDER HIGH STRESS CYCLE ASYMMETRY

Fatigue strength of cylindrical specimens with small circumferential notches was determined for a high stress cycle asymmetry. The steel test bars were detracted from a railway wheel set made of an experimental melt. It has been shown that the fracture-mechanical approach to the description of the notch effects in fatigue reliably predicts both (a) the fatigue notch factor for asymmetrical loading and (b) the maximum size of non-damaging notches.

Key words: fatigue notch factor, non-damaging notches, mean stress

1. Úvod

Základní únavové vlastnosti materiálů – mez únavy a křivky životnosti – se pro potřeby běžné inženýrské praxe téměř výhradně stanovují na hladkých zkušebních tělesech. Materiálové charakteristiky, experimentálně zjištěné na hladkých vzorcích, představují tedy základní vstupní data pro únavové pevnostní výpočty. Únavové zkoušky na tělesech s koncentrátory napětí jsou sice zmiňovány v příslušných normách, např. [1, 2], ovšem s tím, že nemohou být vzhledem ke specifčnosti jednotlivých případů blíže normovány a výsledky získané pro konkrétní koncentrátor napětí nejsou jednoduše přenositelné na jiné typy koncentrátorů.

Otázka vlivu vrubů, byť je již velmi starého data, je stále znovu otevírána [3], protože doposud neexistuje dostatečně vhodný a obecný postup, jak předpovídat

¹ Ústav fyziky materiálů AV ČR, Žižkova 22, 616 62 Brno, Česká republika

* kontaktní autor, e-mail: kunz@ipm.cz

únavovou pevnost vrubovaných těles na základě materiálových dat získaných experimentálně na hladkých tělesech. V nedávné práci Taylorově [4] se explicitně konstatuje, „že mez únavy stanovená experimentálně na hladkých vzorcích v tahu-tlaku má evidentně omezené praktické použití, protože většina součástí a konstrukcí se porušuje v místech koncentrace napětí. Problémem je tudíž nalezení teorie, která umožňuje predikci meze únavy těles s koncentrátory, která je dostatečně obecná z hlediska jejich tvaru a velikosti“.

Klasické přístupy pro stanovení vlivu vrubu na únavovou pevnost vycházejí z teoretického součinitele koncentrace napětí K_t , z úvah beroucích v potaz redistribuci napětí v důsledku plasticity v kořeni vrubu, triaxialitu napětí a gradienty napětí a deformace v blízkosti kořene vrubu. Výsledné vztahy pro únavový vrubový součinitel K_f , definovaný jako poměr amplitud napětí, které u hladkého tělesa a tělesa s vrubem odpovídají stejné životnosti, obsahují kromě teoretického součinitele koncentrace napětí a geometrických parametrů vrubu i materiálové parametry, které je nutno stanovit experimentálně nebo určit pomocí aproximativních empirických vztahů, viz např. práce [5–7]. Hlavním nedostatkem klasických přístupů je to, že nejsou v dostatečné míře opřeny o fyzikální podstatu únavového poškození. Na druhé straně často docela dobře fungují pro odhady meze únavy pro takové typy koncentrátorů, které se v inženýrské praxi běžně vyskytují, a to zejména v ocelích a v hliníkových slitinách.

Lomově mechanický přístup k problematice vrubové citlivosti, který se objevil mnohem později než klasické teorie, vychází z fyzikálně opodstatněné představy, že mez únavy hladkých i vrubovaných těles je určena prahovými podmínkami pro šíření trhlin [8]. Ve srovnání s klasickými teoriemi vlivu vrubů je tento přístup evidentně více oprávněný, protože se opírá o mnohem realističtější modelovou představu [9]. To je důvodem, proč je lomově mechanický přístup v poslední době (např. práce [10, 11]) intenzivněji používán než přístupy klasické, a to přesto, že obě metody poskytují formálně identické vztahy pro K_f . Zjevnou výhodou lomově mechanického přístupu je možnost predikce velikosti nepoškozujících vrubů [12, 13].

Použitelnost lomově mechanického přístupu k posouzení vrubového účinku malých vrubů byla doposud ověřována pouze při napěťově symetrickém únavovém namáhání. Cílem této práce je zjistit, zda a za jakých podmínek lze vztahy pro únavový vrubový součinitel a pro velikost nepoškozujících vrubů použít v případě cyklického namáhání s tahovým středním napětím.

2. Materiál a metodika zkoušek

Únavové zkoušky byly provedeny na oceli, která byla odebrána z desky hotového a finálně tepelně zpracovaného železničního kola. Jednalo se o vývojovou tabvu s mezí pevnosti v tahu $R_m = 1200$ MPa a s tvrdostí HV 10 = 412.

Válcové vzorky s průměrem měrné délky 6 mm byly buď hladké, anebo opatřené malými obvodovými vruby. Měrná délka vzorků byla dokonale metalograficky leštěna. Vruby byly vyrobeny ve středu leštěné měrné délky diamantovým hrotem. Po výrobě vrubu nebyly vzorky již nijak tepelně zpracovávány či žíhány na odstranění pnutí. Příklad profilu obvodového vrubu pozorovaného v bočním pohledu v rastrovacím elektronovém mikroskopu (REM) je na obr. 1. Geometrické rozměry vrubů byly určovány proměřením REM obrázků. Při výrobě velmi malých vrubů nebylo možno dosáhnout zcela rovnoměrné velikosti vrubu po celém obvodu. Parametry vrubů byly proto určovány v místě, kde vrub byl nejhlubší. To bylo zjišťováno z několika REM snímků lišících se pootočením zkušební tělesa.

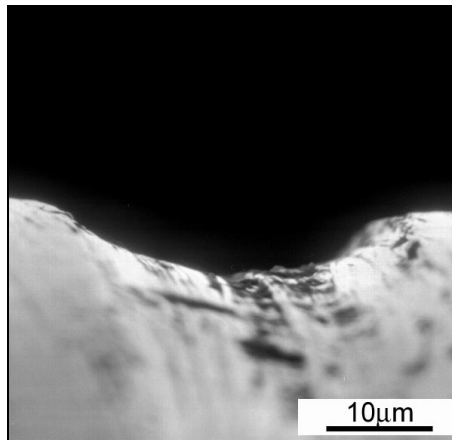
Pro únavové zkoušky byly připraveny tři skupiny zkušebních těles. První skupinu tvořila tělesa hladká, bez vrubu. Do druhé skupiny byly zařazeny

vzorky s vruby, které měly přibližně polokruhový tvar s poloměrem $\rho = (35 \pm 5) \mu\text{m}$ a s hloubkou $h = (11 \pm 2) \mu\text{m}$. Teoretické součinitele koncentrace napětí těchto vrubů ležely v mezích $K_t = (2,10 \pm 0,25)$ [6]. Třetí skupinu tvořily vzorky s menšími, také přibližně polokruhovými vruby, jejichž parametry ležely v pásmu $\rho = (21 \pm 3) \mu\text{m}$ a $h = (6 \pm 1) \mu\text{m}$. Odpovídající teoretické součinitele koncentrace napětí se pohybovaly v mezích $K_t = (2,0 \pm 0,1)$.

Vysokocyklové únavové zkoušky byly provedeny na rezonančním zkušebním zařízení Amsler 10HFP s řídicím programovým vybavením VibroWin v napěťově asymetrickém cyklu s vysokým tahovým středním napětím $\sigma_m = 900 \text{ MPa}$. V průběhu zkoušek byla řízena střední síla a amplituda síly. Zkoušky byly realizovány tak, že nejprve byla přiložena střední síla odpovídající požadovanému střednímu napětí a poté cyklická složka zatížení. Předepsané hodnoty amplitudy síly zkušební stroj dosáhl v průběhu asi 500 cyklů. Zatěžovací cyklus byl sinusový s frekvencí 170 Hz. Zatěžování bylo prováděno až do lomu nebo do minimálního počtu cyklů $1 \cdot 10^7$.

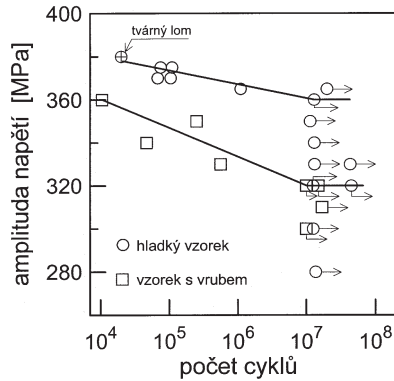
3. Experimentální výsledky

Na obr. 2 jsou ukázány výsledky experimentálního stanovení životnosti hladkých a vrubovaných vzorků s parametry $\rho = (35 \pm 5) \mu\text{m}$ a $h = (11 \pm 2) \mu\text{m}$.



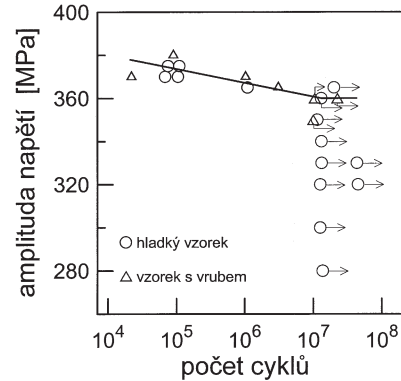
Obr. 1. Malý obvodový vrub pozorovaný z boku v rastrovacím elektronovém mikroskopu.

Fig. 1. Small circumferential notch as observed edgewise in scanning electron microscope.



Obr. 2. Experimentálně zjištěné únavové životnosti hladkých a vrubovaných tyčí s polokruhovými vruby s poloměrem $\rho = (35 \pm 5) \mu\text{m}$ a s hloubkou $h = (11 \pm 2) \mu\text{m}$.

Fig. 2. Experimentally determined fatigue lifetime of smooth and notched test bars with semicircular notches of radii $\rho = (35 \pm 5) \mu\text{m}$ and depth $h = (11 \pm 2) \mu\text{m}$.



Obr. 3. Experimentálně zjištěné únavové životnosti hladkých a vrubovaných tyčí s polokruhovými vruby s poloměrem $\rho = (21 \pm 3) \mu\text{m}$ a s hloubkou $h = (6 \pm 1) \mu\text{m}$.

Fig. 3. Experimentally determined fatigue lifetime of smooth and notched test bars with semicircular notches of radii $\rho = (21 \pm 3) \mu\text{m}$ and depth $h = (6 \pm 1) \mu\text{m}$.

Mez únavy hladkých těles při středním napětí 900 MPa stanovená na bázi 10^7 cyklů je $\sigma_c = 360 \text{ MPa}$. Šikmá větev křivky životnosti má velmi malý sklon. S rostoucí amplitudou napětí únavová životnost rychle klesá. Iničiaci a šíření únavových trhlin lze pozorovat v pásmu jen asi 20 MPa nad mezí únavy. Při aplikaci amplitud napětí nad 380 MPa nastával cyklický creep a k porušení docházelo tvorbou krčku a finálním tvárným lomem. Analogicky jako hladká tělesa byla namáhána i tělesa vrubovaná. Z obr. 2 je vidět, že mez únavy tyčí s vruby s parametry $\rho = (35 \pm 5) \mu\text{m}$ a $h = (11 \pm 2) \mu\text{m}$ je $\sigma_{cn} = 320 \text{ MPa}$.

Výsledky únavových zkoušek na třetí skupině vrubovaných těles s vruby s parametry $\rho = (21 \pm 3) \mu\text{m}$ a $h = (6 \pm 1) \mu\text{m}$ jsou znázorněny na obr. 3 spolu s životností hladkých vzorků. V rámci experimentálního rozptylu lze konstatovat, že vruby byly nepoškozující; experimentální body leží ve stejném pásmu jako body příslušející hladkým zkušebním tyčím.

4. Predikce únavového vrubového součinitele

Pro únavový vrubový součinitel z lomové mechanického přístupu plyne, že jej lze vyjádřit vztahem [13]

$$K_f = K_t \left[1 + \frac{4,5}{\pi\rho} \left(\frac{K_{ath}}{Q\sigma_c} \right)^2 \right]^{-1/2}. \quad (1)$$

K_{ath} je prahová hodnota amplitudy K -faktoru pro šíření krátkých trhlin, Q je tvarový faktor trhliny, σ_c je mez únavy hladkých těles a K_t a ρ jsou parametry vrubu. Protože prahové hodnoty amplitudy K -faktoru krátkých trhlin nejsou běžně dostupnou materiálovou konstantou, pokusili jsme se v prvním přiblížení použít hodnotu pro dlouhé trhliny stanovenou pro vysokou asymetrii cyklu. Pro únavové zatěžování s asymetrií definovanou parametrem $R = 0,5$ byla na bázi rychlosti šíření 10^{-8} mm/cyklus experimentálně zjištěna hodnota $K_{\text{ath}} = 3,2 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$. Použijeme-li ji k odhadu podle vztahu (1) a pro tvarový faktor Q zvolíme hodnotu 1,12, tj. hodnotu příslušnou dlouhé povrchové trhlíně s rovinným čelem, obdržíme pro skupinu vzorků s parametry vrubů $\rho = (35 \pm 5) \mu\text{m}$ a $h = (11 \pm 2) \mu\text{m}$ $K_f = 1,10 \pm 0,08$. Tento odhad je zjevně ve velmi dobré shodě s výsledkem $K_f = 1,13$, který plyne z experimentálně stanovených mezí únavy hladkých a vrubovaných těles.

Hodnotu únavového vrubového součinitele je možné předpovědět i na základě klasického přístupu. Podle vztahu uváděného Petersonem [6] platí

$$K_f = 1 + (K_t - 1) (1 + a/\rho)^{-1}, \quad (2)$$

kde a je materiálová konstanta, kterou je nutno stanovit experimentálně. Alternativou je její aproximativní určení z pevnosti v tahu podle vztahu

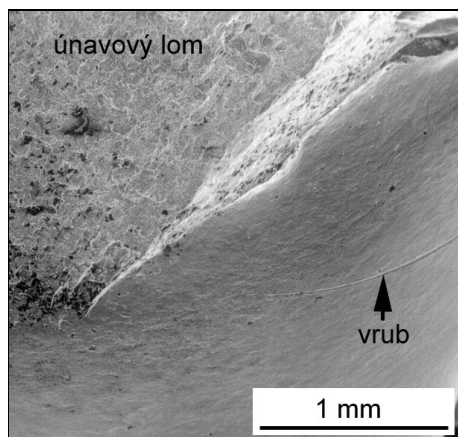
$$a = (270/R_m)^{1,8}, \quad (3)$$

kde R_m je v MPa a konstanta a v milimetrech [6, 14]. Pro ocel o pevnosti 1200 MPa a vruby s poloměrem v mezích $\rho = (35 \pm 5) \mu\text{m}$ podle (3) a (2) obdržíme únavový vrubový součinitel v intervalu $K_f = 1,37 \pm 0,05$. Tento odhad je zjevně horší než odhad plynoucí z lomové mechanického přístupu.

Pro menší vruby s charakteristickými rozměry $\rho = (21 \pm 3) \mu\text{m}$ a $h = (6 \pm 1) \mu\text{m}$ bylo experimentálně prokázáno, že jsou nepoškozující. Vzorky s vruby, zatěžované na mezi únavy hladkých těles, měly životnost větší než 10^7 cyklů; jedna zkouška byla přerušena po $2,4 \cdot 10^7$ cyklech. Pro amplitudy napětí vyšší než mez únavy k lomům docházelo mimo vrub. Příklad je uveden na obr. 4, na kterém je patrná únavová lomová plocha a na pravé straně obrázku vrub, který v nejhlubším místě (na obrázku označeno šipkou) měl parametry $\rho = 24 \mu\text{m}$ a $h = 7 \mu\text{m}$. Trhlina byla iniciována a šířila se zjevně mimo vrub.

Lomově mechanický přístup poskytuje pro odhad velikosti nepoškozujících vrubů podmínku [12]

$$\rho \leq \frac{4,5}{\pi} \left(\frac{K_{\text{ath}}}{Q\sigma_c} \right)^2 (K_t^2 - 1)^{-1}. \quad (4)$$



Obr. 4. Nepoškozující vrub. Únavová lomová plocha nemá souvislost s vrubem.

Fig. 4. Non-damaging notch. Fatigue fracture surface does not exhibit any relation to the notch.

Pokud ji poloměr kořene vrubu splňuje, je vrub nepoškozující. S uvážením prahové hodnoty $3,2 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ a $Q = 1,12$ poskytuje podmínka (4) pro vzorky s vruby s charakteristickými rozměry $\rho = (21 \pm 3) \mu\text{m}$ a $h = (6 \pm 1) \mu\text{m}$ poloměry pro nepoškozující vruby od 27 do 35 μm . Poloměry zkoušených nepoškozujících vrubů byly ve všech případech menší než tyto predikované hodnoty a vruby byly skutečně nepoškozující.

5. Diskuse

Hlavním problémem při použití lomově mechanického přístupu ke stanovení únavového vrubového součinitele nebo velikosti nepoškozujících vrubů je znalost relevantní prahové hodnoty amplitudy K -faktoru. U krátkých trhlin – což je právě případ trhlin, které na mezi únavy mohou existovat – prahové hodnoty K -faktoru závisí na jejich délce a jsou obecně menší než hodnoty pro trhliny dlouhé. Krátké trhliny vykazují také anomální chování z hlediska rychlosti jejich šíření ve srovnání s trhlínami dlouhými, např. práce [15]. Tato skutečnost byla mnohokrát prokázána. Hlavní důvod pro pokles prahových hodnot s klesající délkou trhliny je spatřován v poklesu účinku zavíracích mechanismů. Zavírání trhliny však klesá také s rostoucí asymetrií zatěžovacího cyklu. Pro celou řadu ocelí bylo ukázáno, že normalizovaná hodnota amplitudy K -faktoru $K_{\text{ath}}/K_{\text{ath},0}$ klesá s rostoucím parametrem asymetrie R [16, 17]. K_{ath} je prahová hodnota při asymetrii zatěžování charakterizované parametrem asymetrie R a $K_{\text{ath},0}$ je prahová hodnota odpovídající míjivému cyklu. Pro vysoké asymetrie R se však pokles prahových hodnot zastavuje a prahovou hodnotu je možno považovat za nezávislou na asymetrii. Pro 2,25 Cr-1Mo ocel bylo např. ukázáno, že prahová hodnota klesá s rostoucím R v intervalu 0 až 0,5 a je konstantní pro $R > 0,5$ [18]. V prvním přiblížení lze tedy předpokládat, že pro $R > 0,5$ je závislost prahových hodnot na R již zanedbatelná a že prahové hodnoty bu-

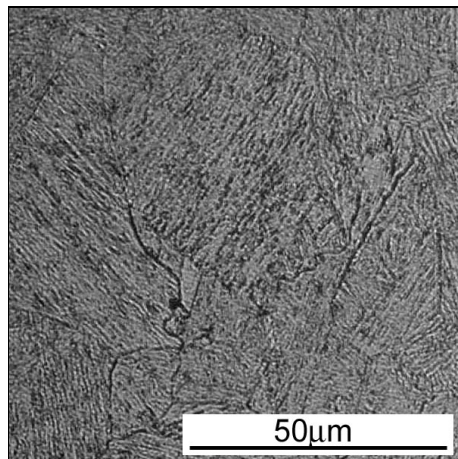
dou shodné nebo alespoň velmi blízké hodnotám pro trhliny krátké. Dobrá shoda predikce K_f podle vztahu (1) a velikosti nepoškozujících vrubů s experimentem potvrzují zřejmě oprávněnost tohoto aproximativního postupu. Výhodou lomově mechanického přístupu k určení vlivu vrubů při zatěžování s vysokými středními napětími ve srovnání s klasickým postupem je to, že prahové hodnoty pro vysoké asymetrie lze pro řadu konstrukčních materiálů najít v literatuře, např. v pracích [19, 20], zatímco údaje o kritických objemech či délkách, resp. materiálových konstantách potřebných pro klasický odhad jsou mnohem hůře dostupné.

Vztah (1) byl odvozen bez ohledu na asymetrii zatěžování. Ta je implicitně zahrnuta v prahové hodnotě. Pro asymetrické zatěžování by tedy měla být použita prahová hodnota krátkých trhlín pro daný typ zatěžování. Použitelné kvantitativní údaje o vlivu asymetrie zatěžování na prahové hodnoty krátkých trhlín v literatuře chybí. Obecně lze očekávat, že v důsledku menších zavíracích efektů bude závislost prahových hodnot krátkých trhlín na R slabší a oblast nezávislosti na R bude delší. Únavové zkoušky s amplitudami napětí 320 až 380 MPa (obr. 2) jsou charakteristické asymetrií cyklu $R = 0,41$ až $0,48$. Předpoklad, že při těchto asymetriích prahové hodnoty krátkých trhlín již nezávisí na asymetrii a jsou blízké prahové hodnotě dlouhých trhlín při vysoké asymetrii, se zdá být rozumný.

Pro odhad velikosti nepoškozujících defektů při asymetrickém únavovém namáhání existuje kromě lomově mechanického přístupu také empirická metoda, označovaná jako metoda $\sqrt{\text{area}}$ [21]. Je založena na geometrickém parametru, který charakterizuje průmět defektu do roviny kolmé k maximálnímu tahovému napětí. Materiál je charakterizován jedinou materiálovou konstantou, kterou je tvrdost vyjádřená v jednotkách HV. Metoda byla rozšířena i na případ obvodových vrubů, ovšem za cenu zavedení empirického pravidla, že plocha se definuje jako desetinásobek hloubky vrubu. Při použití tohoto pravidla metoda $\sqrt{\text{area}}$ pro obvodové vruby s hloubkou $(6 \pm 1) \mu\text{m}$ a zatěžování s parametrem asymetrie $R = 0,42$ až $0,43$ předpovídá mez únavy 403 až 414 MPa. Pokud je předpovídaná mez únavy vyšší než mez únavy hladkých těles, což je v tomto případě splněno, vruby by měly být nepoškozující. To je skutečně v souladu s experimentem.

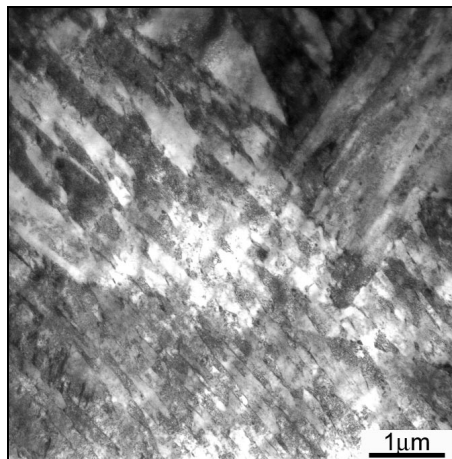
Z výsledků uvedených na obr. 2 a 3 je patrné, že při středním napětí 900 MPa a při použitých amplitudách maximální hodnoty napětí v cyklu přesahovaly mez pevnosti 1200 MPa. Důvodem je to, že při tahové zkoušce byla rychlost deformace zhruba o 4 řády nižší než při únavových zkouškách realizovaných při frekvenci 170 Hz.

Obvyklý výklad existence meze únavy materiálu je zakládán na představě, že vzniklá či existující trhlina musí při únavovém namáhání překonávat vnitřní materiálové bariéry. Lomově mechanický pohled zavádí největší velikost trhlín l_0 , které mohou na mezi únavy existovat [22]. Pro studovanou ocel je tato velikost $20 \mu\text{m}$. Obecně je přijímáno, že l_0 koresponduje se vzdáleností mikrostrukturních bariér, které jsou rozhodující pro šíření krátkých trhlín. Mikrostruktura studované oceli



Obr. 5. Mikrostruktura studované oceli. Optická mikroskopie, leptáno. Zviditelněny hranice původních austenitických zrn.

Fig. 5. Microstructure of studied steel. Optical microscopy, etched. Unhidden austenitic grain boundaries.



Obr. 6. Mikrostruktura studované oceli. Transmisní elektronová mikroskopie. Zviditelněny hranice bainitických paketů a latěk.

Fig. 6. Microstructure of studied steel. Transmission electron microscopy. Unhidden boundaries of bainitic packets and laths.

je ukázána na obr. 5 a 6. Na obrázcích lze identifikovat tři možné mikrostrukturní bariéry. Hranice původních austenitických zrn, hranice bainitických paketů a hranice latěk. Velikost jednotlivých mikrostrukturních útvarů nebyla kvantitativně vyhodnocována, nicméně z porovnání jejich přibližné velikosti je zřejmé, že l_0 rozumně koresponduje s průměrnou velikostí bainitických paketů. Rozměr původního austenitického zrna je příliš velký a rozměr latěk naopak příliš malý.

Při určování velikosti trhliny na mezi únavy vrubovaných těles byl použit tvarový faktor $Q = 1,12$, který odpovídá trhlíně s rovinným čelem. Pro přirozené povrchové únavové trhliny je obvykle přijímán faktor 0,65. Únavové trhliny iniciované na volném povrchu mají totiž velmi často polokruhový tvar. V tomto případě nebyl použit faktor pro polokruhovou trhlinu proto, že trhliny iniciované z obvodových vrubů mají délku na povrchu (v kořeni vrubu) mnohem větší než hloubku a blíží se trhlinám s rovinným čelem.

Studované vruby byly vyrobeny na leštěném povrchu diamantovým hrotem. Po přípravě vrubů nebylo prováděno žádné žihání na odstranění pnutí. Vruby tedy simulují skutečná poškození, která mohou nastat při běžném provozu. Provedený odhad jejich vlivu velmi dobře odpovídá experimentu. Toto zjištění znamená, že

v případě použitého materiálu neměla výroba vrubů použitým způsobem zásadní vliv na napěťové podmínky v jejich okolí a také, že nebyly podstatným způsobem změněny materiálové charakteristiky v těsném okolí vrubu, které je rozhodující pro šíření trhlin.

Při únavovém namáhání při vysokých středních napětích, v závislosti na materiálu a parametrech zatěžování, může docházet k rozvoji cyklického creepu. V případě zkoušek provedených v této práci byl rozvoj cyklického creepu při středním napětí 900 MPa pozorován teprve při dosažení amplitudy napětí 380 MPa (obr. 2). Odpovídající únavová životnost byla řádově 10^4 cyklů. Výsledný lom byl tvárného charakteru a následoval po tvorbě krčku. Naopak, ve vysokocyklové oblasti byl rozhodujícím mechanismem porušení vznik a šíření únavové trhliny. Lze tedy oprávněně očekávat, že vztahy pro únavovou vrubovou citlivost budou za těchto podmínek věrohodně popisovat únavové chování těles s vruby i za přítomnosti vysokých středních napětí.

6. Závěr

Na konkrétním případě oceli pro železniční kola bylo ukázáno, že lomově mechanický přístup poskytuje při únavovém namáhání s vysokým středním napětím v tahu velmi dobrý odhad únavového vrubového součinitele a dobře předpovídá velikost nepoškozujících vrubů.

Poděkování

Výzkumný program byl realizován za finanční podpory Grantové agentury ČR v rámci projektu 106/00/0171.

LITERATURA

- [1] ČSN 42 0363. Zkoušky únavy kovů, metodika zkoušení.
- [2] ASTM E 466. Annual Book of ASTM Standards, 2001, Vol. 03.01.
- [3] TAYLOR, D.: In: Fatigue 2002, Vol. 3/5, Cradley, Heath, West Midlands U.K, Emas 2002, s. 1849.
- [4] TAYLOR, D.: Int. J. of Fatigue, 21, 1999, s. 413.
- [5] NEUBER, H.: Konstruktion, 20, 1968, s. 245.
- [6] PETERSON, R. E.: Stress Concentration Factors. New York, J. Wiley & Sons 1974.
- [7] BUCH, A.: Fatigue Data Handbook. Zürich, Trans Tech Publications 2000.
- [8] LUKÁŠ, P.—KLESNIL, M.: Kovove Mater., 16, 1978, s. 739.
- [9] LUKÁŠ, P.: Strojírenství, 30, 1980, s. 114.
- [10] ATZORI, B.—LAZZARIN, P.—FILIPPI, S.: Int. J. of Fatigue, 23, 2001, s. 355.
- [11] CHAPETTI, M. D.: Int. J. of Fatigue, 23, 2001 s. 171.
- [12] LUKÁŠ, P.—KUNZ, L.—WEISS, B.—STICKLER, R.: Fatigue Fract. Engng Mater. Struct., 9, 1986, s. 195.
- [13] LUKÁŠ, P.—KUNZ, L.—WEISS, B.—STICKLER, R.: Kovove mater., 26, 1988, s. 619.
- [14] OSTASH, O. P.—PANASYUK, V. V.: Int. J. of Fatigue, 23, 2001, s. 627.

-
- [15] POLÁK, J.—MAN, J.—OBRTLÍK, K.: *Kovove Mater.*, 39, 2001, s. 179.
 - [16] LAWSON, L.—CHEN, E. Y.—MESHII, M.: *Int. J. of Fatigue*, 21, 1999, s. 15.
 - [17] BULLOCH, J. H.: *Int. J. Pressure Vesels Piping*, 47, 1991, s. 263.
 - [18] RITCHIE, R. O.—SURESH, S.—MOSS, C. M.: *J. of Eng. Mater. and Technol.*, 102, 1980, s. 293.
 - [19] TAYLOR, D.: *A Compendium of Fatigue Thresholds and Growth Rates*. Warley, West Midlands, U.K. Emas 1985.
 - [20] TAYLOR, D.—JIANCHUN, L: *Sourcebook on Fatigue Crack Propagation*. Warley, West Midlands, U.K. Emas 1993.
 - [21] MURAKAMI, Y.—ENDO, M.: *Fatigue*, 16, 1994, s. 163.
 - [22] MILLER, K. J.—O'DONNELL, W. J.: *Fat. Fracture Engng Mater. Struct.*, 22, 1999, s. 545.

Rukopis dodaný: 10.12.2002