

VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

Fakulta strojního inženýrství

Ústav mechaniky těles

Ing. Pavel Preclík

**VLIV GEOMETRIE A VELIKOSTI VRUBU NA DOBU
DO LOMU PŘI MONOTÓNNÍM A CYKlickÉM ZATÍŽENÍ
ZA VYSOKÉ TEPLoty**

**INFLUENCE OF NOTCH SIZE AND GEOMETRY ON THE
TIME TO FRACTURE UNDER CREEP AND CREEP/FATIGUE
CONDITIONS**

ZKRÁCENÁ VERZE PHD THESIS

Obor: Inženýrská mechanika

Školitelé: Doc. RNDr. Ludvík Kunz, CSc.
Prof. RNDr. Zdeněk Knésl, CSc.

Oponenti: Prof. Ing. Otakar Bokůvka, Ph.D.
Doc. Ing. Jindřich Petruška, CSc.
Ing. Ivo Černý

Datum obhajoby: 27. 9. 2001

KLÍČOVÁ SLOVA

creep, těleso s vrubem, multiaxialita napětí, doba do lomu, ocel P91, CMSX-4

KEYWORDS

creep, notched specimen, multiaxiality, life time estimation, P91, CMSX-4

Práce je uložena v oddělení pro vědu a výzkum FSI VUT v Brně.

© Pavel Preclík, 2002

ISBN 80-214-2110-X

ISSN 1213-4198

OBSAH

1	<i>Obsah</i>	3
2	<i>Současný stav řešené problematiky</i>	4
3	<i>Cíl práce</i>	7
4	<i>Zvolené metody zpracování</i>	8
	4.1 Experimentální modelování	8
	4.2 Výpočtové modelování.....	9
	4.2.1 Ocel P91	9
	4.2.2 Monokrystalická Ni superslitina CMSX-4.....	9
5	<i>Hlavní výsledky práce</i>	10
	5.1 Ocel P91	10
	5.1.1 Odhady dob do lomu	11
	5.2 Odhad doby do lomu vrubovaných těles z monokrystalu CMSX-4	14
	5.3 Cyklické zatížení za vysoké teploty	17
	5.4 Nepoškozující velikost vrubu.....	17
6	<i>Závěr</i>	20
	6.1 Ocel P91	20
	6.2 Niklová superslitina CMSX-4	22
7	<i>Výtah z použité literatury</i>	23
8	<i>Seznam autorových prací zaměřených na diskutovanou problematiku</i>	24
9	<i>Summary</i>	25
	9.1 Conclusions	25
	<i>Autorovo curriculum vitae</i>	27

1 SOUČASNÝ STAV ŘEŠENÉ PROBLEMATIKY

Konstrukce běžně užívané v technické praxi obsahují tvarové změny, které mají při provozním zatížení vrubový účinek. Pochopení projevů vrubů nebo obecných koncentrátorů napětí je základním faktorem pro prevenci lomů součástí s vruby a analýzu lomů, jestliže již nastaly. Základními parametry rozhodujícími o lomu vrubované součásti jsou typ zatížení, geometrie, materiál, teplota a velikost vrubu. Velikostí vrubu může být chápána hloubka, poloměr kořene nebo rozevření vrubu. Vždy je třeba uvažovat rozměrové charakteristiky ve vztahu k mikrostruktuře materiálu, která může být charakterizována např. velikostí zrna, bainitického paketu a podobně.

Vliv geometrie a velikosti vrubů ve vztahu k době do lomu byly intenzivně studovány při cyklickém zatěžování za pokojové teploty, kdy dochází k rozvoji únavového porušení právě v oblasti vrubu. V případě čistě cyklického namáhání je efekt vrubu na mez únavy negativní a závislý na velikosti vrubu. Pro určitou velikost součinitele tvaru vliv vrubu klesá se zmenšující se velikostí vrubu a pod určitou kritickou velikostí vrub nemá vliv na mez únavy. Jinými slovy existuje mezní velikost vrubu, která mez únavy neovlivní.

Naprostá většina přístupů hodnotících vliv vrubu na mez únavy vychází pouze ze znalosti součinitele tvaru, popřípadě součinitele vrubu. Pro popis meze únavy vrubovaného tělesa lze v prvním přiblížení použít vztah, ve kterém vystupuje mez únavy hladkého tělesa, součinitel tvaru a korekční funkce, která závisí na materiálu, poloměru kořene vrubu, ale není závislá na jeho velikosti např. [8], [12], [13] a [15]. Z toho plyne, že pro stejné součinitele tvaru mohou mít geometricky různé vruby (např. obvodový vrub u válcového tělesa a průchozí otvor v taženém pásu) stejný vliv na mez únavy vrubovaného tělesa. Z toho lze logicky vyvodit, že vliv multiaxiality napětí zde nehraje podstatnou roli, neboť oba zmíněné typy vrubů se v tomto ohledu liší [10].

Relativně mnohem menší úsilí bylo vynaloženo ke studiu efektu vrubů v případě creepového porušení. Při creepovém procesu porušování stále není dostupný obecně akceptovatelný postup stanovení doby do lomu. I zde je často vliv vrubu na dobu do lomu charakterizován pouze elastickým součinitelem tvaru [9]. Takový popis je příliš zjednodušený. Pro viskózní chování materiálů [5] a [6] postihující koncentraci napětí a deformace v čase bylo zobecněno Neuberovo pravidlo. Dále bylo ukázáno, že při creepu je nutno popsat nejen koncentraci napětí, ale i constraint efekt, který má zde výrazný vliv na dobu do lomu. Vrub totiž může způsobit prodloužení doby do lomu při stejné hodnotě nominálního napětí jako u hladkého tělesa; pak hovoříme o vrubovém zpevnění. Pokud doba do lomu tělesa s vrubem je kratší než u hladkého tělesa, mluvíme o vrubovém odpevnění např. [16], [20] a [3]. K odhadu doby do lomu je někdy využíván přístup mechaniky poškození (damage mechanics) např. [1] a [4]. Tyto postupy mají ovšem tu nevýhodu, že jsou značně složité a pro běžnou praxi nepříliš vhodné.

Z poznatků o chování vrubů při čistě cyklickém a čistě monotónním namáhání plyne, že při kombinaci obou typů zatížení může být vliv vrubu z hlediska doby do lomu negativní nebo pozitivní. Záležet bude na materiálu, poměru cyklické a statické složky mechanického namáhání, součiniteli tvaru vrubu a dalších parametrech např. na stupni multiaxiality napětí. Vliv cyklické složky napětí, superponované na dané střední napětí, přináší komplikace i v případě hladkých těles; superpozice únavy a creepu může vést k urychlení nebo k zpomalení creepové deformace. Odpovídající doba do lomu může být delší či kratší v důsledku aplikace cyklické složky. U hladkých těles byla akcelerace creepu pozorována např. u 2¼ Cr oceli při teplotě 600 °C [19], u Cr-Mo-V oceli při pokojové teplotě [18] a u austenitické oceli ANSI 304 při 300 °C a 600 °C [17]. Naopak zpomalení creepu bylo zjištěno u žárupevné slitiny Incoloy 800H při 800 °C [14], ale také u Cr-Mo-V oceli při 550 °C [18]. Při spolupůsobení creepu a únavy u vrubovaných těles je současný stav poznání nedokonalý, zejména z hlediska praktické použitelnosti materiálových vlastností pro návrh vysokoteplotně a mechanicky namáhaných součástí, a vyžaduje další experimentální i teoretické studium.

2 CÍL PRÁCE

Z literárního rozboru a současného stavu znalostí o vrubovém efektu při monotónním a cyklickém zatížení, kdy se uplatňuje creepový, respektive únavový mechanismus poškození a na základě pracovních hypotéz vyplývajících z kontextu řešení této problematiky v ÚFM AV ČR, byly zformulovány následující cíle práce:

- ↳ Navrhnout jednoduchý, obecně použitelný postup pro odhad doby do lomu těles s vruby na základě materiálových charakteristik získaných na hladkých tělesech při monotónním zatížení za vysoké teploty (uplatňuje-li se creepový mechanismus porušení).

Postup zpracovat a ověřit pro dva velmi odlišné materiály, jmenovitě 9 % Cr ocel P91 a pro monokrystalickou superslitinu CSMX-4. V prvním případě se jedná o polykrystalický materiál, ve druhém o orientovaný monokrystal s výraznou anisotropií mechanických vlastností.

- ↳ Aplikovat postup pro případ cyklického zatížení, které je superponováno na střední napětí, kdy se současně uplatňuje creepový a únavový proces degradace struktury materiálu.

Vzhledem ke složitosti problému případ interakce creepu a únavy řešit za zjednodušených podmínek. Jelikož není možné z důvodu doby trvání výpočtu modelovat cyklické zatížení, tak aby úplně simulovalo experiment, vytyčit oblast platnosti postupů pro monotónní zatěžování a diskutovat důvody této aproximace.

- ↳ Stanovit nepoškozující velikost vrubu při monotónním a cyklickém namáhání za vysoké teploty.

Stanovení nepoškozující velikosti vrubu provést čistě na základě výsledků experimentů na tělesech s vruby.

3 ZVOLENÉ METODY ZPRACOVÁNÍ

K dosažení vytyčených cílů byly použity dva způsoby modelování: výpočtové modelování metodou konečných prvků (použit byl systém ANSYS) a experimentální modelování. Výsledky výpočtů byly korelovány s experimentem.

3.1 Experimentální modelování

Zkoušky doh do lomu vrubovaných těles vyrobených z oceli P91 [7] v podmínkách interakce creepu a únavy byly realizovány na dvou experimentálních zařízeních.

V počátečních fázích řešení projektu byl použit rezonanční pulsátor RUMUL FRACTRONIC 7801. Experimenty probíhaly v režimu řízené statické a cyklické síly. Statická složka byla vyvozena soustavou šroub - matice a cyklická část elektromagnetem buzeným střídavým proudem.

K dosažení pracovních teplot byla použita dvouzónová odporová pec se vzduchovou atmosférou. Teplota v peci byla měřena pomocí termočlánků (Ni-CrNi). Celkem byly použity tři termočlánky uvedeného typu. Dva z nich byly umístěny ve vyhřívaných zónách pece a sloužily pro regulaci teploty, třetí měřil teplotu na povrchu zkušební tělesa v oblasti vrubu. Dlouhodobá stabilita teploty na vzorku byla lepší než 1 °C. Teplota, při které byly experimenty prováděny, tj. 600 °C, byla stanovena na základě praktického použití oceli P91.

Pracovní frekvence stroje byla závislá na tuhosti celého systému stroj - vzorek a v našem případě se pohybovala okolo 130 Hz. Tato frekvence se měnila v řádu jednotek pro hladká a vrubovaná tělesa. Změna délky zkušební tělesa byla snímána induktivním extenzometrem s rozlišovací schopností 5 μm.

Na začátku zkoušky bylo provedeno zatížení na střední hodnotu síly a teprve potom byla nastartována cyklická složka síly. Náběh cyklické složky je typický pro rezonanční stroje. Požadované amplitudy bylo dosaženo během několika set cyklů.

Zkoušky vlivu geometrie vrubu na dobu do lomu při monotónním a cyklickém zatížení za vysoké teploty realizované na zkušebním stroji RUMUL FRACTRONIC 7801 byly prováděny při konstantní síle. Střední napětí bylo $\sigma_m = 290$ MPa vztaženo na původní průřez tělesa ($t = 0$) a amplituda napětí se měnila podle asymetrie cyklu R .

Tělesa byla opatřena polokruhovými C-vruby, respektive ostrými V-vruby.

Během zkoušek byly sledovány tyto veličiny:

- Posuv dolního příčnicku stroje (koresponduje s creepovou deformací tělesa)
- Statická i harmonická síla
- Teplota v obou částech pece a na povrchu vzorku
- Čas

V průběhu experimentů bylo postupně prováděno jejich podrobné vyhodnocení. Byly stanoveny rychlosti tečení, doby do lomu a charakter porušení zkušebních těles.

Pro zkrácení doby trvání experimentů a větší efektivnost bylo uvedeno do provozu další experimentální zařízení, zejména pro časově náročnější zkoušky. Jednalo se o upravený creepový stroj, na kterém bylo možno provádět experimenty stejného charakteru jako na zmíněném rezonančním pulsátoru.

3.2 Výpočtové modelování

Pro výpočtové modelování byla použita metoda konečných prvků. Využit byl běžně dostupný programový systém ANSYS [2].

Byla provedena lineární elastická analýza těles s vruby s cílem získat součinitele tvaru K_t a parametr triaxiality napětí v kořeni vruby α . Stejné parametry byly stanoveny pro případ elasto-plastické analýzy. Vstupními materiálovými charakteristikami byly statická či cyklická křivka napětí deformace.

Parametry charakterizující multiaxialitu napětí u kořene vruby byly stanoveny také z výpočtu creepu v ustáleném stádiu. Tyto parametry byly korelovány s dobou do lomu naměřenou v laboratoři. Creepové zákony byly stanoveny na základě statistického vyhodnocení zkoušek na hladkých tělesech.

Díky rotační symetrii geometrie použitých zkušebních těles a typu zatížení a isotropnímu materiálu bylo možno použít pouze 2D model čtvrtiny zkušební tělesa. Důvodem je rovinná a rotační symetrie výsledných složek napětí a posuvů. Velká pozornost byla věnována modelování okrajových podmínek.

3.2.1 Ocel P91

Ve výpočtech byl pro ocel P91 použit mocninný model. Jelikož během experimentů, s nimiž výpočty korespondovaly, nedocházelo ke změnám teploty lze model popsat vztahem známým jako Nortonův zákon tečení,

$$\Delta \varepsilon_{cr} = C_7 \sigma^{C_8} \Delta t, \quad (1)$$

kde C_7 a C_8 jsou materiálové konstanty při dané teplotě.

Zjištění charakteristik C_7 a C_8 se provádí u souboru hladkých zkušebních těles, kdy je creep sledován při různých úrovních napětí. Nutnou podmínkou je, aby v průběhu testu bylo sledováno prodloužení.

Výpočty byly provedeny pro válcové zkušební vzorky s polokruhovými obvodovými C-vrubami i pro ostré obvodové V-vrubu.

3.2.2 Monokrystalická Ni superslitina CMSX-4

Závislost minimální rychlosti creepu hladkých těles na velikosti aplikovaného napětí materiálu CMSX-4 lze při konstantní teplotě popsat vztahem

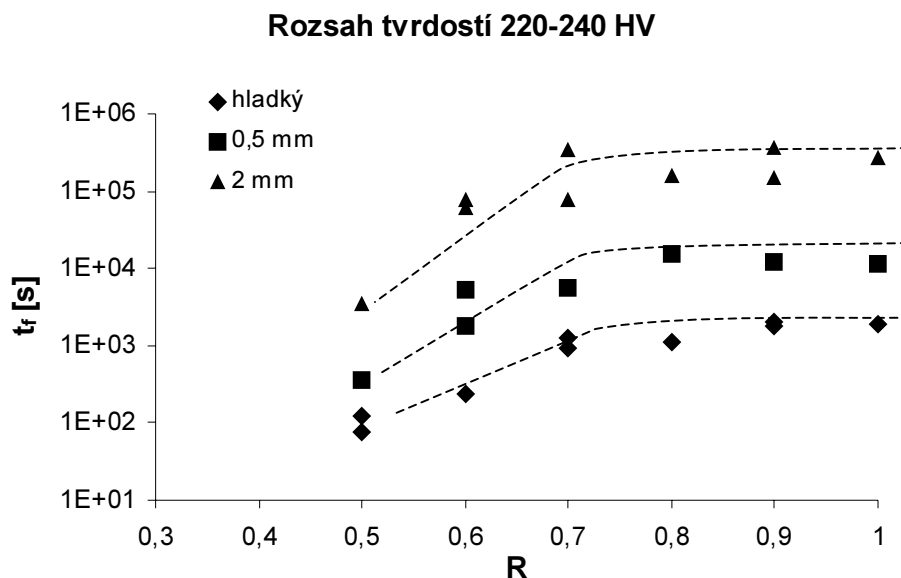
$$\Delta \varepsilon_{cr} = C_7 e^{\sigma/C_8} \Delta t, \quad (2)$$

kde C_7 a C_8 jsou materiálové charakteristiky při dané teplotě. Uvažovány byly dva typy vrubů na válcovém zkušebním tělese - mělký a hluboký obvodový vrub.

4 HLAVNÍ VÝSLEDKY PRÁCE

4.1 Ocel P91

Již úvodní creepové experimenty na tělesech s vruby při stanovených podmínkách $T = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$, $\sigma_{\text{nom}} = 290\text{ MPa}$ prokázaly vliv vrubového zpevnění oceli obr. 1. Byl zjištěn nárůst doby do lomu v rozsahu tří řádů pro ostré V-vruby. Charakter lomu však zůstal stejný.



Obr. 1. Závislost doby do lomu těles s obvodovými C-vruby s poloměry 0,5 a 2 mm na asymetrii cyklu R , redukovaný soubor dat.

Superpozice cyklické složky na dané střední napětí způsobila pokles dob do lomu těles přibližně až od hodnoty $R = 0,7$. V intervalu R od jedné po 0,7 byla prokázána existence plató v závislosti doby do lomu na parametru asymetrie cyklu obr. 1. Nedochozí k významným změnám rychlosti creepu a ani dob do lomu, a proto lze říci, že nejvýznamnějším a řídicím parametrem je střední napětí σ_m . Při asymetriích $R = 0,7$ se začínají objevovat únavové trhliny a dochází ke změně mechanismu lomu.

Jinými slovy lze říci, že materiál není citlivý na cyklické zatěžování malými hodnotami amplitudy napětí a chová se stejně jako by byl zatěžován pouze středním napětím. Tento jev lze vysvětlit na základě vzájemné interakce dislokací a interakcí dislokací s překážkami. Takovými překážkami mohou být karbidické částice či transformované martenzitické jehlice, narůstající subzrna nebo takové uspořádání dislokací, které brání dalšímu skluzovému pohybu dislokací. Při asymetrii cyklu $R = 0,7$ a $\sigma_m = 290\text{ MPa}$ je amplituda napětí $\sigma_a = 51,2\text{ MPa}$. Její velikost není

dostačující k překonání uvedených překážek a dochází zřejmě pouze k vratnému vychýlení ukotvených dislokací.

Během creepové a únavové expozice dochází k poklesu hustoty pohyblivých dislokací a jejich přeuspořádání do subzrnové struktury. Pro takovoto struktury s periodicky se opakujícími místy s nižší a vyšší hustotou dislokací se užívá kompozitní model. Struktura je modelována dvěma fázemi - měkkou a tvrdou. V případě oceli P91 měkké fázi odpovídá vnitřek vytvářejících se subzrn a tvrdá koresponduje s jejich hranicemi. Předpokládá se, že v hranicích subzrn působí dopředné napětí, zatímco uvnitř buněk zpětné napětí. Vzhledem k tomu, že plastická deformace se odehrává převážně uvnitř subzrn, je proto rozhodující zpětné napětí, které brzdí pohyb dislokací uvnitř zrna. Zpětné napětí je kriticky závislé ne pouze na velikosti buňky, ale také na objemovém podílu stěn buněk a hlavně na detailech uspořádání dislokací ve stěnách buňky.

Na hranicích subzrn, tvrdé fáze jsou umístěny karbidické částice, které svou přítomností také vytvářejí překážky pro pohyb dislokací mezi sousedními zrny. Tyto překážky jsou efektivními bariérami při nízkých hodnotách amplitudy napětí. Zpomalují také migraci a rozpouštění hranic subzrn. Při jejím zvýšení již nejsou schopny zabránit pohybu dislokací. Podobně působí i diskretní překážky, tj. vyprecipitovaná či disperzní fáze. Takové překážky mohou být překonány dislokacemi různými způsoby. Jedná se o překonání překážky Orowanovým mechanismem nebo přetnutí překážky za vzniku antifázového rozhraní.

Vytvoření takových uspořádání vede k omezení pohybu dislokace, tedy i omezení rozvoje plastické deformace. Rychlost tečení tak zůstává přibližně stejná i při poklesu parametru asymetrie cyklu.

4.1.1 Odhady dob do lomu

Střední hodnota efektivního napětí

První pokus, jak odhadnout dobu do lomu vrubovaných těles s obecnou trojosou napjatostí způsobenou přítomností vrubu, vzešel přímo ze vztahu uvádějícího do souvislosti dobu do lomu a velikost aplikovaného napětí pro hladké těleso. Na základě měření dob do lomu hladkých těles s různou velikostí nominálního napětí byl získán vztah

$$t_f = A\sigma_{nom}^m, \quad (3)$$

kde A a m jsou materiálové konstanty hladkého tělesa. Pro ocel P91 je $A = 5,89 \times 10^{33}$, a $m = -12,5$.

Z úvah o mechanismu creepového porušení lze říci, že pro materiály creepově tvárné, mezi něž lze jednoznačně řadit ocel P91 i monokrystaly CMSX-4, je k popisu procesu poškození vhodná efektivní napětí podle Misesse. V procesu creepu dochází k rychlé relaxaci složek napětí a creep se uskutečňuje v celém průřezu

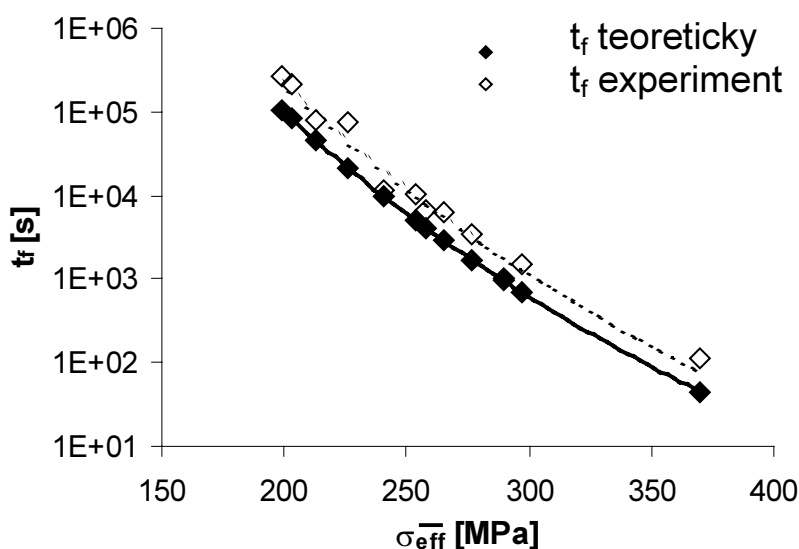
zkušební tělesa, nikoliv pouze v blízkosti kořene vrubu. Rovněž proces porušení není lokalizován a je distribuován v celém nosném průřezu. Z tohoto důvodu je oprávněné užití střední hodnoty efektivního napětí $\bar{\sigma}_{eff}$ zavedené vztahem

$$\bar{\sigma}_{eff} = \frac{\iint \sigma_{eff} dS}{S_0} \quad (4)$$

Potom lze modifikovat vztah (3) na

$$t_f = A \bar{\sigma}_{eff}^m, \quad (5)$$

kde A a m jsou materiálové konstanty získané na hladkých tělesech a $\bar{\sigma}_{eff}$ je střední hodnota ekvivalentního napětí dle Misese získaná výpočtem viz obr. 2.



Obr. 2. Naměřené a teoreticky určené doby do lomu těles s vrubem v závislosti na střední hodnotě efektivního napětí $\bar{\sigma}_{eff}$ pro vrubovaná tělesa.

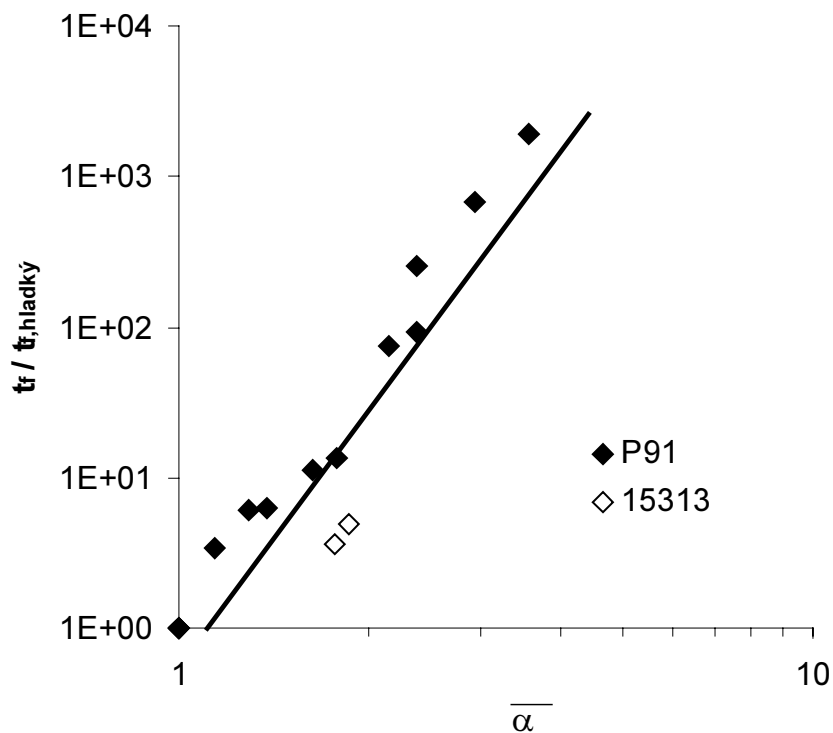
Střední hodnota parametru triaxiality napětí

S cílem vylepšit odhady doby do lomu tělesa s vrubem byl učiněn pokus použít dvouparametrový popis vlivu vrubu na dobu do lomu při creepovém namáhání.

První parametr souvisí s velikostí působícího vnějšího napětí a je reprezentován dobou do lomu hladkého tělesa $t_{f, \text{hladký}}$. Druhý parametr stanovuje vliv geometrie vrubu na dobu do lomu při daném namáhání. Ovlivnění doby do lomu přítomností vrubu je způsobeno vznikem trojosé napjatosti v blízkosti vrubu, tedy constraintem napětí a tudíž i ovlivněním rychlostí tečení materiálu v průřezu s vrubem. Trojosý

charakter napjatosti lze charakterizovat parametrem triaxiality napětí α v elastické a elasto-plastické oblasti, respektive jeho střední hodnotou $\bar{\alpha}$ viz obr. 3

$$\bar{\alpha} = \frac{\iint \alpha dS}{S_0} \quad (6)$$



Obr. 3. Závislost normované doby do lomu na střední hodnotě parametru triaxiality.

Střední hodnota rychlosti creepové deformace

Korelací doby do lomu a stacionární rychlostí creepu se již v 50. letech zabýval Monkman a Grant [11]. Na základě rozsáhlého souboru experimentálních dat získaných na hladkých zkušebních tělesech získali známou závislost, kterou lze popsat vztahem

$$t_f \dot{\epsilon}^m = c, \quad (7)$$

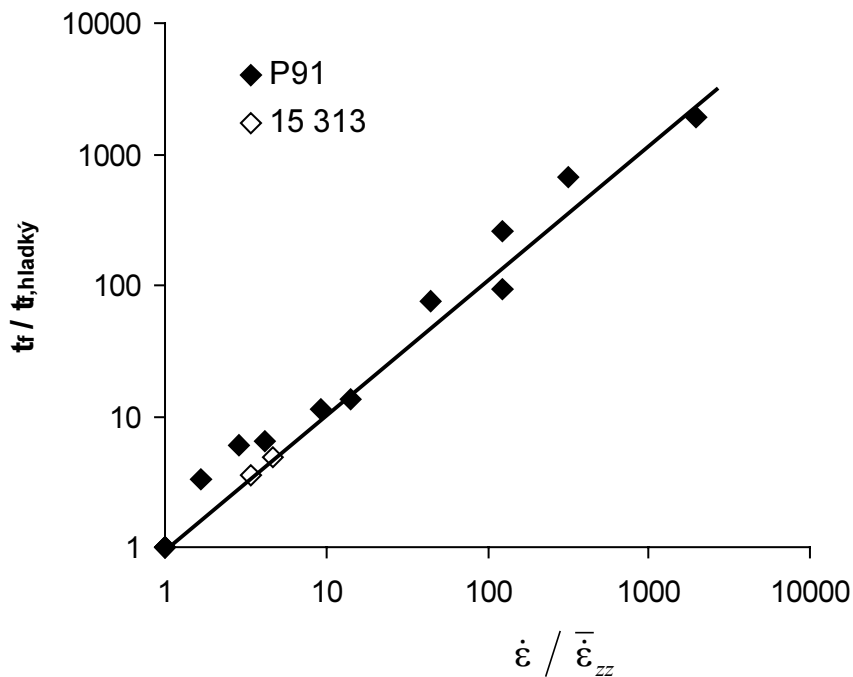
kde $\dot{\epsilon}$ je minimální rychlost creepu, c a m jsou konstanty.

Na základě Monkmanova – Grantova vztahu pro hladká tělesa byl zobecněn tento vztah pro tělesa s vrubem (viz obr. 4)

$$\frac{t_f}{t_{f, \text{hladký}}} = \frac{\dot{\epsilon}}{\bar{\dot{\epsilon}}_{zz}}, \quad (8)$$

kde $\bar{\dot{\epsilon}}_{zz}$ je střední hodnotou creepové rychlosti v ustáleném stavu creepu zavedená vztahem

$$\bar{\dot{\epsilon}}_{zz} = \frac{\iint \dot{\epsilon}_{zz} dS}{S_0}. \quad (9)$$



Obr. 4. Závislost normované doby do lomu na normované rychlosti creepu.

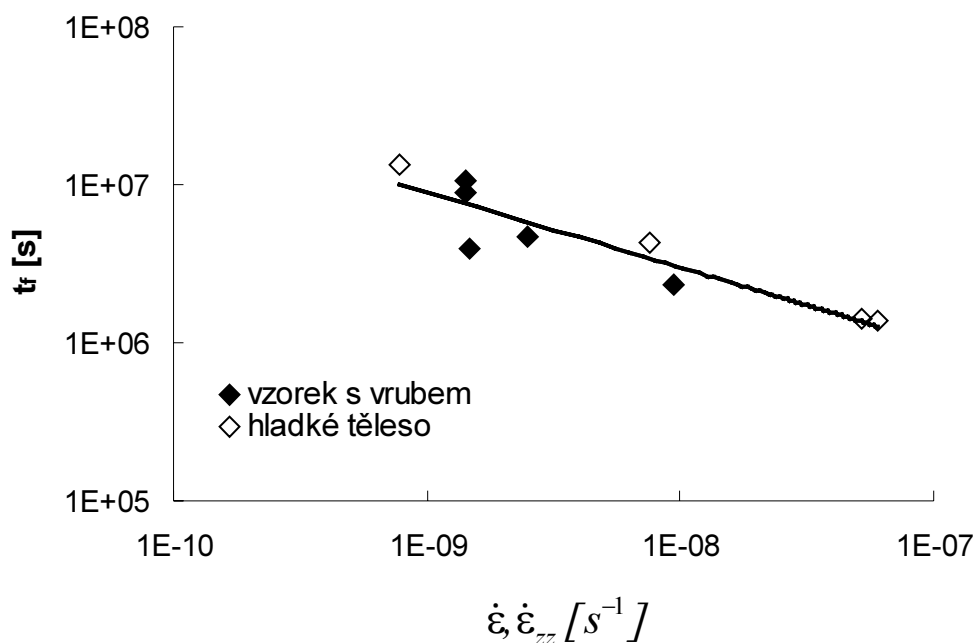
4.2 Odhad doby do lomu vrubovaných těles z monokrystalu CMSX-4

Obdobným postupem použitým u materiálu P91 byly pomocí výpočtu stanoveny creepové křivky vrubovaných těles. Zpracováním výsledků výpočtů creepu byly získány velikosti rychlostí $\bar{\dot{\epsilon}}_{zz}$ dle vztahu (9).

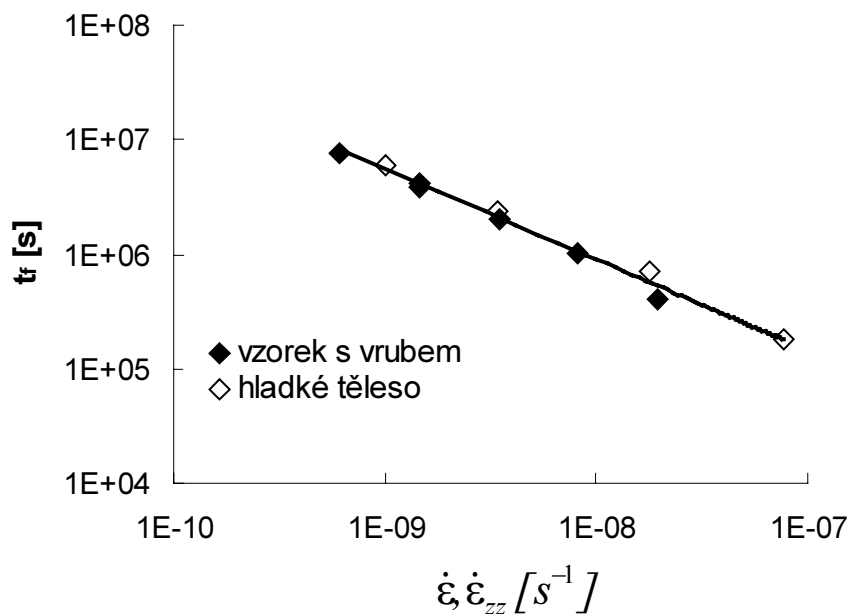
Creepová data hladkých i vrubovaných těles byla vynesena ve formě Monkmanova–Grantova diagramu.

V grafech závislostí doby do lomu na rychlostech creepové deformace lze pro orientace $\langle 001 \rangle$, $\langle 011 \rangle$ proložit všechny body odpovídající hladkým i vrubovaným vzorkům jednou křivkou viz obr. 5 a 6.

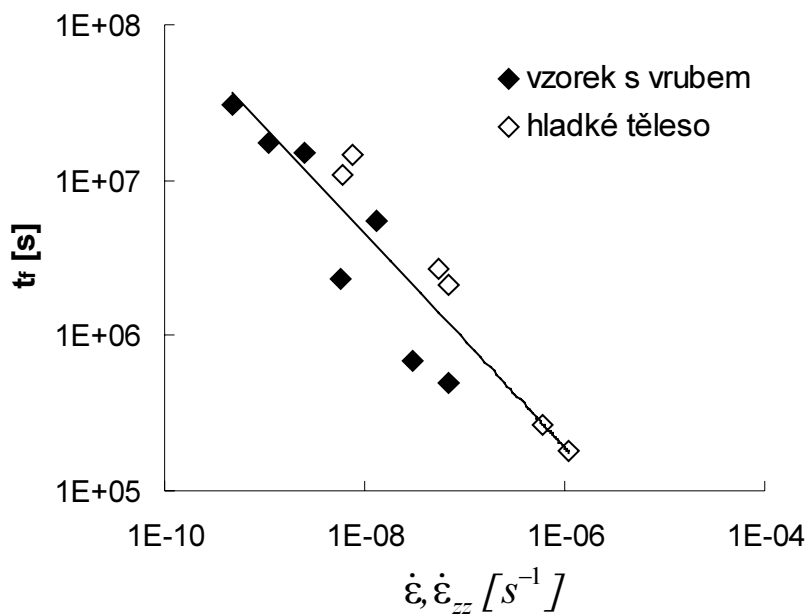
Pro orientaci $\langle 111 \rangle$ je zde patrný posun mezi daty hladkých a vrubovaných těles obr. 7. Tento posun může být zdůvodněn radiální anisotropií monokrystalu, která ve výpočtu nebyla uvažována.



Obr. 5. Monkmaniv – Grantův diagram pro hladké a vrubované těleso, ostrý vrub, orientace $\langle 001 \rangle$.

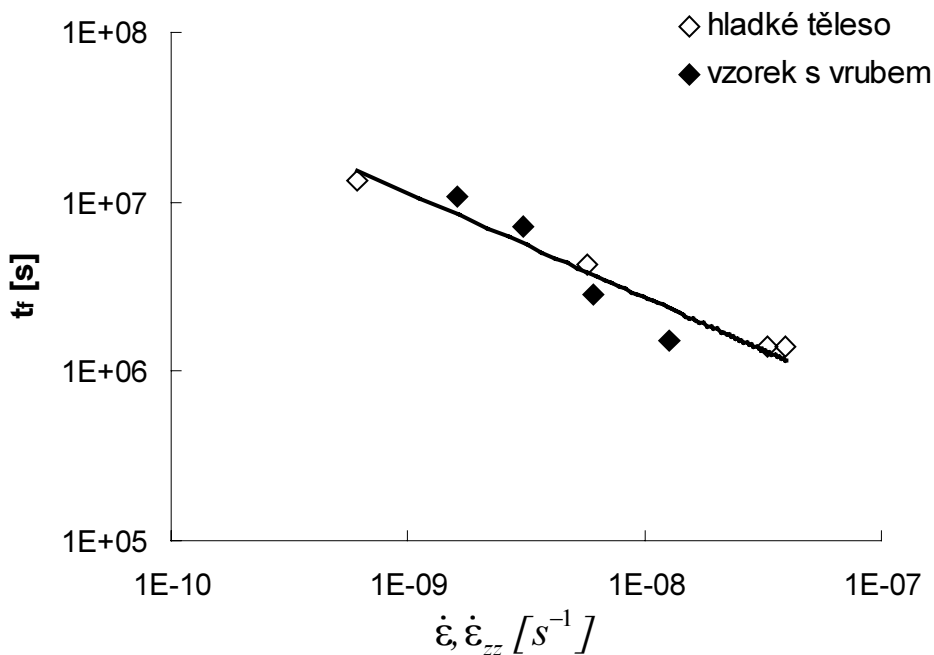


Obr. 6. Monkmaniv – Grantův diagram pro hladké a vrubované těleso, ostrý vrub, orientace $\langle 011 \rangle$.



Obr 7. Monkmanův – Grantův diagram pro hladké a vrubované těleso, ostrý vrub, orientace $\langle 111 \rangle$.

Navržený model byl prověřen i pro jiný tvar vrubu. Jednalo se o obvodový polokruhový vrub obr. 8.



Obr 8. Monkmanův – Grantův diagram pro hladké a vrubované těleso, mělký vrub, orientace $\langle 001 \rangle$.

Z uvedených grafů lze stanovit relaci mezi dobou do lomu a creepovou rychlostí ve tvaru

$$t_f = C\varepsilon^n, \quad (10)$$

kde C a n jsou konstanty.

Ze získaných výsledků lze odvodit nezávislost Monkmanova – Grantova vztahu na geometrii tělesa. Tento jednoduchý postup nabízí pouze základní odhad doby do lomu tělesa s vrubem čistě na základě dat získaných z experimentů na hladkých tělesech.

4.3 Cyklické zatížení za vysoké teploty

Odhad doby do lomu vrubovaného tělesa při cyklickém zatížení za vysoké teploty s danou hodnotou středního napětí cyklu σ_m je možný na základě zvolených charakteristik $\bar{\alpha}$ nebo $\bar{\varepsilon}_{zz}$. Těchto odhadů lze použít jen pro malé amplitudy napětí, tj. pro R do 0,7. Lze říci, že střední napětí při malých amplitudách napětí je i v případě těles s vruby řídicím napětím rozhodujícím o době do lomu tělesa. Téměř u všech typů těles nebyly zaznamenány výrazné rozdíly v dobách do lomu pro asymetrie cyklu do $R = 0,7$. Od $R = 0,7$ je zřetelný pokles doby životnosti u naprosté většiny těles bez ohledu na velikost vrubu obr. 9. Je důležité upozornit, že se tak děje bez ohledu na velikost vrubu tedy i velikost součinitele tvaru K_t .

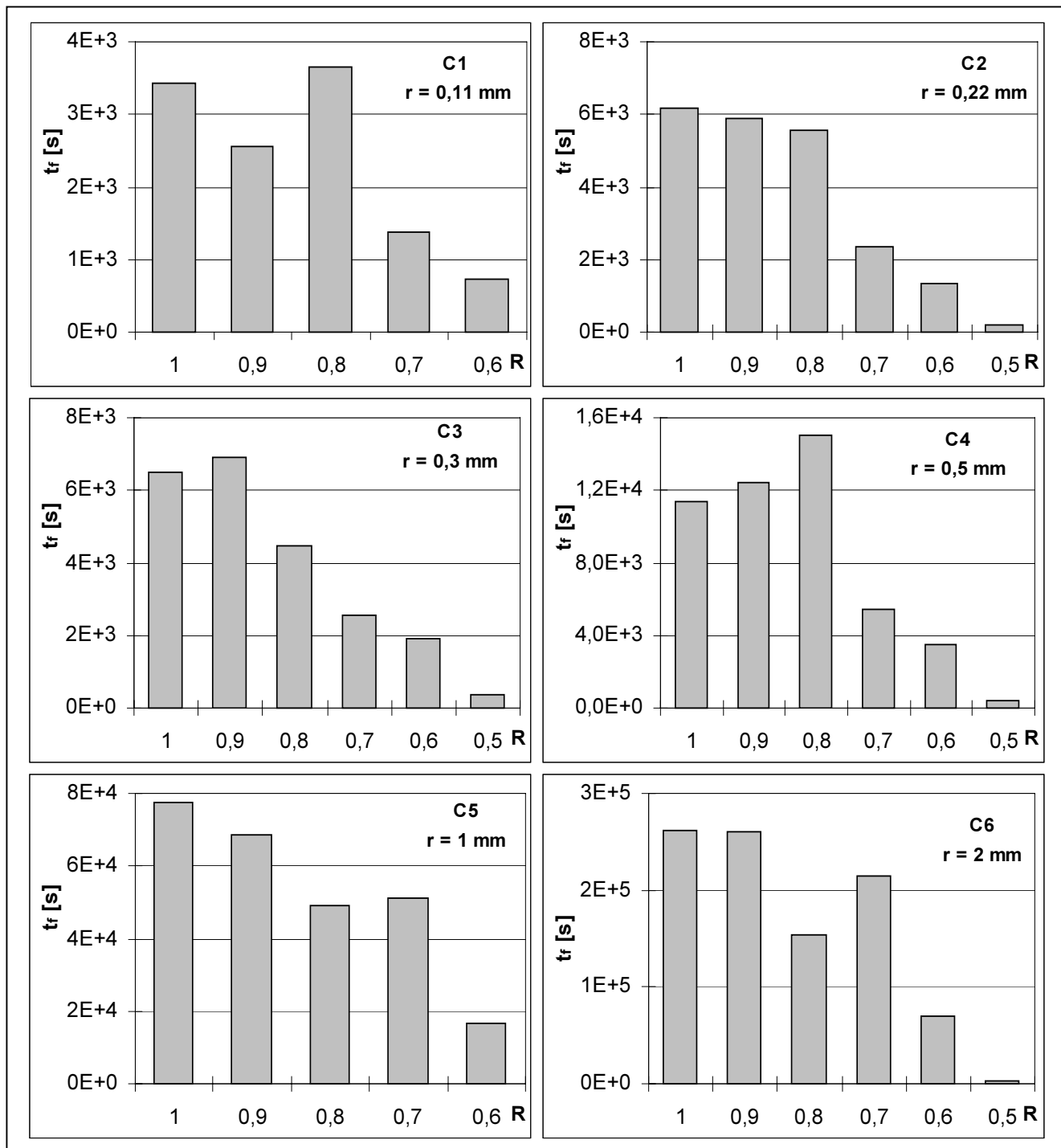
4.4 Nepoškozující velikost vrubu

Definici nepoškozující velikosti vrubu lze uvést v následující formě: je to taková mezní velikost vrubu, kdy dochází k porušení zkušebního tělesa mimo oblast vrubu a vrub v rámci experimentálního rozptylu neovlivňuje dobu do lomu tělesa.

Experimenty ukazují skutečnost, že u některých vrubů nedochází k lokalizaci porušení těles do oblasti vrubu a k lomu těles dochází v neoslabené části vzorku. Tento jev byl pozorován u nejmenších sledovaných vrubů. Lze také pozorovat mírný nárůst doby do lomu. Toto prodloužení doby do lomu lze vysvětlit jako nárůst doby do lomu hladkého tělesa s nižším nominálním zatížením. Nejedná se o vrubové zpevnění. Snížení zátěžné síly je zapříčiněno přítomností vrubu, v jehož průřezu je stejné nominální napětí jako u hladkého tělesa. Ve zbylé části vzorku je proto toto napětí nižší, závislé na hloubce vrubu. Pokud vrub nelokalizuje porušení materiálu, lze říci, že vrub takového charakteru je evidentně nepoškozujícím.

Bylo prokázáno, že pro asymetrie $R < 0,7$ dochází pro všechny sledované velikosti vrubu charakterizované poloměrem vrubu v rozsahu $r = 0,11$ mm až $r = 2$ mm k růstu únavových trhlin. Při asymetriích cyklu $R \geq 0,7$ se tělesa porušují tvárným lomem. V této oblasti byla zjištěna závislost lokalizace lomu ve vrubu na velikosti parametru R , kdy se zvětšující se amplitudou cyklické složky zatížení dochází k lokalizaci lomu v oblasti vrubu. Nicméně lze konstatovat, že pro dané

podmínky zatížení a daný materiál (ocel P91) existuje kritická velikost nepoškozujících vrubů s poloměrem $r \leq 0,2$ mm viz. tab. 1.



Obr. 9. Závislosti dob do lomu na parametru asymetrie cyklu R pro tělesa z oceli P91 s obvodovými polokruhovými vruby různých velikostí (rozsah tvrdostí 220 – 240 HV).

Typ vrubu	Podíl tvárných lomů mimo vrub / únavových lomů ve vrubu / tvárných mimo vrub							
	R = 1	R = 0,9	R = 0,8	R = 0,7	R = 0,6	R = 0,5		
Hladké těleso	0 / 0 / 100	0 / 0 / 100	0 / 0 / 100	0 / 0 / 100	0 / 66,6 / 33,3	0 / 50 / 50		
C1 r = 0,11mm	0 / 0 / 100	0 / 0 / 100	25 / 0 / 75	0 / 0 / 100	0 / 100 / 0			
C2 r = 0,2 mm	20 / 0 / 80	0 / 0 / 100	0 / 0 / 100	33,3 / 0 / 66,6	0 / 100 / 0	0 / 100 / 0		
C3 r = 0,3 mm	0 / 0 / 100	50 / 0 / 50	100 / 0 / 0	100 / 0 / 0	0 / 100 / 0	0 / 100 / 0		
C4 r = 0,5 mm	100 / 0 / 0	100 / 0 / 0	100 / 0 / 0	50 / 0 / 50	0 / 100 / 0	0 / 100 / 0		
C5 r = 1 mm	100 / 0 / 0	100 / 0 / 0	100 / 0 / 0	33,3 / 66,6 / 0	0 / 100 / 0	0 / 100 / 0		
C6 r = 2 mm	100 / 0 / 0	100 / 0 / 0	100 / 0 / 0	100 / 0 / 0	0 / 100 / 0	0 / 100 / 0		

Tab 1. Lomy v tělesech.

5 ZÁVĚR

Cíle práce formulované v kapitole 3 byly splněny. Získané výsledky umožňují inženýrský odhad doby do lomu těles s vruby při monotónním zatížení na základě charakteristik získaných na hladkých tělesech (ocel P91 i monokrystaly CSMX - 4). Byly navrženy parametry pro odhad dob do lomu, které přímo vycházejí ze stavu napjatosti při creepu v oblasti vrubu nebo přímo z rychlosti creepu v oslabeném průřezu. Všechny charakteristiky byly stanoveny v ustáleném stavu, kdy prakticky již nejsou závislé na čase. Postup byl aplikován pro případ superpozice cyklické složky na dané střední napětí. Byla nalezena nepoškozující velikost vrubu, která v daných podmínkách v rámci experimentálního rozptylu neovlivňuje dobu do lomu těles s vrubem.

Jednotlivé dosažené výsledky pro ocel P91 a niklovou superslitinu CMSX-4 jsou uvedeny v odstavcích 5.1 a 5.2.

5.1 Ocel P91

- Byla shromážděna materiálová data oceli P91. Vyhodnocením tahové zkoušky, cyklické a deformační křivky byly získány materiálové charakteristiky při teplotě 600 °C. Ze zkoušek creepu při téže teplotě byly získány parametry Nortonova vztahu uvádějícího do souvislosti velikost zatížení a minimální rychlost creepu.
- Pro ocel P91 bylo při daných podmínkách experimentálně prokázáno vrubové zpevnění, tzn., že doba do lomu tělesa s vrubem je delší než tělesa hladkého při stejné hodnotě nominálního napětí.
- Byla provedena optimalizace a návrh experimentu interakce creepu a únavy tak, aby bylo možno realizovat na jedné straně únosně dlouhé zkoušky těles s vruby a na straně druhé, aby zkoušky na hladkých tělesech byly co možná nejdější. Vzhledem k mimořádné časové a finanční nákladnosti experimentů bylo nutno zvolit relativně vyšší hodnoty aplikovaného napětí, i když je evidentní, že takto vysoká zatížení přesahují zatížení běžně se vyskytující v inženýrské praxi.
- V teoretické oblasti byl ověřen výpočtový model creepu hladkého tělesa dle experimentu a zjištěna velmi dobrá shoda modelu s experimentálně naměřenými minimálními rychlostmi creepu, což je výchozí předpoklad úspěšného numerického modelování creepu těles s vruby.
- V oblasti experimentálního modelování, jemuž byla vyhrazena velká část prostoru, bylo provedeno více než 130 vysokoteplotních zkoušek na oceli P91 a byl získán velmi rozsáhlý soubor experimentálních dat o době do lomu, prodloužení tělesa, velikosti zátěžné síly, čase a teplotě. Testy byly provedeny na hladkých i vrubovaných tělesech s různou velikostí vrubu, pro asymetrie cyklu $R = 1$ až $R = 0,5$. Byly stanoveny rychlosti tečení, doby do lomu a charakter porušení zkušebních těles.

- Bylo provedeno výpočtové modelování creepu těles s vruby. Použity byly teorie malých i velkých deformací. Výsledkem výpočtů byly deformace a rozložení napětí v tělese jako funkce času.
- V souladu s pracovní hypotézou formulovanou v úvodu byly stanoveny parametry ovlivňující dobu do lomu oceli. Skutečnost, že u creepově tvárných materiálů je poškození struktury distribuováno v celém průřezu s vrubem, vedla k zavedení středních hodnot uvažovaných parametrů:

střední hodnota ekvivalentního napětí podle Misese $\bar{\sigma}_{eff}$,

střední hodnota parametru triaxiality napětí $\bar{\alpha}$,

střední hodnota rychlosti creepu ve směru zatížení $\bar{\dot{\epsilon}}_{zz}$.

Číselné hodnoty parametrů pro všechny uvažované velikosti vrubů jsou získány v ustáleném stavu, kdy se s časem nemění.

- Byl stanoven vztah mezi dobou do lomu a aplikovaným napětím platným pro hladká tělesa i pro tělesa s vrubem. Odhady doby do lomu postavené na aplikaci střední hodnoty ekvivalentního napětí podle Misese dávají konzervativní výsledky pro všechna uvažovaná tělesa.
- V analogii s dvouparametrovou lomovou mechanikou byl navržen popis lomového chování. První parametr souvisí s velikostí působícího vnějšího napětí a je reprezentován dobou do lomu hladkého tělesa $t_{f, \text{hladký}}$. Druhý parametr stanovuje vliv geometrie vrubu na dobu do lomu při daném namáhání. Byla nalezena korelace mezi střední hodnotou parametru triaxiality napětí $\bar{\alpha}$ a normovanou dobou do lomu.
- Byl zobecněn Monkmanův - Grantův vztah pro těleso s vrubem. Funkční vztah mezi normovanou dobou do lomu a normovanou střední rychlostí creepu nezávisí na velikosti aplikovaného napětí ani na materiálu. Platnost modelu byla prokázána i pro ocel 15313.
- Pomocí tří výše uvedených parametrů lze odhadnout dobu do lomu tělesa s vrubem při monotónním zatížení za vysoké teploty pouze na základě dat naměřených na hladkých tělesech. Toto zjištění naplňuje první bod vytyčený v cílech práce.
- Při aplikaci malé cyklické složky na vysoké střední napětí nemá cyklická složka vliv na dobu do lomu. Experimentálně bylo prokázáno, že při $\sigma_m = 290$ MPa a asymetriích cyklu do $R = 0,7$ nemá přítomnost cyklické složky vliv na dobu do lomu. Proto lze i u cyklického zatížení za vysoké teploty použít odhady stanovené pro čistě monotónní namáhání. Při nižších asymetriích cyklu již dochází k růstu únavové trhliny z kořene vrubu. Tento poznatek se váže na druhý vytyčený cíl.
- V rámci třetího hlavního cíle byla studována existence nepoškozujícího vrubu, tzn. takové mezní velikosti vrubu, kdy dochází k porušení zkušebního tělesa mimo oblast vrubu a vrub v rámci experimentálního rozptylu neovlivňuje dobu do lomu tělesa. Podrobným vyhodnocením experimentálních dat bylo ukázáno, že vruby menší než 0,22 mm při monotónním zatížení $\sigma_m = 290$ MPa

i při superpozici cyklické složky do $R = 0,7$ na střední napětí $\sigma_m = 290$ MPa za vysoké teploty nemají vliv na dobu do lomu.

5.2 Niklová superslitina CMSX-4

- Postup navržený pro ocel P91 využívající střední rychlost creepové deformace pro odhad doby do lomu byl aplikován i na monokrystalickou superslitinu CMSX-4.
- Byly získány vstupní hodnoty pro výpočtové modelování pro tři krystalografické orientace $\langle 001 \rangle$, $\langle 011 \rangle$ a $\langle 111 \rangle$. Výpočtový model byl nejprve ověřován na hladkých tělesech. Shoda výsledků experimentů s výpočty potvrdily správnost použitého modelu. Podobně jako u těles z oceli P91 byly pro vruby určeny součinitele tvaru v elastické oblasti a výpočtem creepu byly stanoveny deformace a složky napětí jako funkce času.
- Byly sestrojeny Monkmanovy – Grantovy diagramy pro všechny orientace. Závislost doby do lomu na stacionární rychlosti creepu, respektive na střední hodnotě rychlosti creepové deformace ve směru zatížení, lze popsat jednou křivkou pro hladká i pro vrubovaná tělesa. Popsaná závislost je velice dobře použitelná pro orientace $\langle 001 \rangle$ a $\langle 011 \rangle$, nesoulad obou závislostí pro orientaci $\langle 111 \rangle$ lze vysvětlit radiální anizotropií monokrystalu.

6 VÝTAH Z POUŽITÉ LITERATURY

- [1] Altenbach, H. *Proceedings of the 7th International Conference NMCM 98*, 219-224, 1998.
- [2] ANSYS User's Manual for Revision 5,0, Vol. IV, Swanson Analysis System, Inc., Houston, 1992.
- [3] Curbishley, I. - Pilkington, R. - Lloyd, G.J. *Engng. Fract. Mech.* 23, 1986, 383.
- [4] Hayhurst, D. R. - Morrison, C. J. - Leckie, F. A. *Trans. ASME J. Appl. Mech.* 42, 1975, 613.
- [5] Chaudonneret, M. - Culie, J. P. *Reach. Aérop.*, Vol. 4, 1985, 33-40.
- [6] Chaudonneret, M. Calcul de Concentrations de Contrainte en Elastoviscoplasticité, Thesis, ONERA Publication No. 78.1, 1978.
- [7] Jakobová, A. - Foldyna, V. *Hutnické listy* č. 7-8, 1993, 57-64.
- [8] Klesnil, M. - Lukáš, P. *Fatigue of Metallic Materials*, Elsevier, 1992.
- [9] Konish, H. J. *Journal of Pressure Vessel Technology*, vol. 110, 1988, 314-321.
- [10] Lukáš, P. - Kunz, L. - Knésl, Z. - Kuna, M. 4th International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue, St. Germain en Laye, *ESIS*, 1994, 171-180.
- [11] Monkman, F. - Grant, N. J. *Proc. ASTM* 56, 1956, 382.
- [12] Murakami, Y. - Endo, M. *Int. J. of Fatigue*, vol. 16, 1994, 163-182.
- [13] Polák, J. On the Relation Between the Fatigue Notch Factor and Theoretical Stress Concentration Factor, *Acta Technica ČSAV* 6, 1987.
- [14] Portella, P. D. - Blum, W. *Proceedings of the 4th Riso International Symposium on Metallurgy and Materials Science*, Roskilde, Riso National Laboratory, Roskilde, 1983, 493.
- [15] Smith, R. A. - Miller, K. J. *Int. J. Mech. Sciences* 20, 1978, 201-206.
- [16] Sugimoto, K. - Sakaki, T. - Horibe, T. - Kuramoto, K. and Miyagawa, O., *Metall. Trans. A* 16, 1985, 1457.
- [17] Turner, A. P. L. - Matrin T. J. *Metall. Trans. A*, 11, 475, 1980.
- [18] Wang Z. G. - Rahka K. - Laird C. *Fatigue Fract. Eng. Mat. Struct.*, 9, 219, 1986.
- [19] Wolf, H. - Schiessl, M. - Blum, W. *Proceeding of the 7th International Conference on the Strength of Metals and Alloys*, Montreal, Vol. 1, Pergamon, New York, 1985.
- [20] Wu, K. H. - Leckie, F. A. *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.* 13, 155, 1990.

7 SEZNAM AUTOROVÝCH PRACÍ ZAMĚŘENÝCH NA DISKUTOVANOU PROBLEMATIKU

- [1] Preclík, P. – Vilímek, D. – Knésl, Z. *Creep fracture of notched bars: a fractographic and numerical study*, Proceedings of the International Conference held in the hotel Academia, the High Tatras, Slovakia, 26-29 October 1997, eds. Parilak, L., 1997, 330.
- [2] Preclík, P. *Vliv geometrie zkušebního tělesa na určování lomových charakteristik vrubů*, Sborník národní konference Inženýrská mechanika`98, 627-632.
- [3] Preclík, P. – Knésl, Z. *Creep Fracture of Notched P91 Steel Bars: a Numerical Study of Stress Triaxiality*, Proceedings of the VIIth International Conference on Numerical Methods in Continuum Mechanics, eds.: V. Kompiš, M. Žmindák, B. Hučko, High Tatras 1998, 241-246.
- [4] Knésl, Z. – Preclík, P. – Vrbka, J. *Creep/high Cycle Fatigue Fracture of Notched P91 Steel Bars: Influences of Notch Size and Geometry*, Computational Mechanics, New Trends and Applications. Electronic version of Proceedings of the Four World Congress on Computational Mechanics, Buenos Aires 1998, eds. Idelson, S. R. – Onate, E. – Dvorkin, E. N., Part III, section 4, IACM, 1998.
- [5] Lukáš, P. – Knésl, Z. – Kunz, L. – Preclík, P. *Notch Effect in Creep and Creep/fatigue Conditions*, ICM8, Victoria, Canada, May 1999.
- [6] Preclík, P. – Knésl, Z. *Global Quantities Controlling Creep Fracture of Notched Bodies* Building Research Journal, 47, 3, 2000, 231-238.
- [7] Lukáš, P. – Preclík, P. – Čadek, J. *Notch Effect on Creep Behaviour of CMSX-4 Superalloy Single Crystals*, Mat. Sci. Eng. A298, Elsevier, 2001, 84-89.
- [8] Lukáš, P. – Preclík, P. – Kunz, L. - Čadek, J. and Svoboda M. *Effect of Notches on High Temperature Fatigue/Creep Behaviour of CMSX-4 Superalloy Single Crystals*, SF2M-ESIS Confernece, Paris, France, 2001.
- [9] Preclík, P. – Lukáš, P. – Čadek, J. *The effect of notches on high temperature creep behaviour of CMSX-4 superalloy single crystals*. Third International Conference on Materials Structure & Micromechanics of Fracture in Brno, Czech Republic, June 27 - 29, 2001.

8 SUMMARY

Presence of notches in components operating at high temperatures is often inevitable. The effect of notches on strength and lifetime of components depends critically on the geometry of the notch, on material, temperature and on magnitude of the external load.

This work deals with an advanced 9% Cr steel of the P91 type and one of the hi-tech high temperature materials namely with single crystals of Ni base superalloy CMSX-4.

The aims of this work are: (i) to offer a general procedure for the evaluation of the notch effect under creep (ii) to apply this procedure for pure creep to creep/high-cycle-fatigue loading conditions and (iii) to estimate non-damaging notch size for creep/fatigue conditions.

Both theoretical and experimental methods were used to reach the aims mentioned above: (i) smooth and notched specimens were tested at high temperature in laboratory air under creep and creep/fatigue conditions, (ii) stress and strain distribution in crept bodies was determined by time-dependent elastic-plastic calculations.

The resonant testing machine was used for creep and creep/fatigue tests. Cylindrical bars with circumferential notches at high temperature were tested under controlled load conditions. Several types of notches with different notch geometry and the notch root radius and therefore with different degree of stress triaxiality were used. The elongation and elapsed time were continuously measured and registered.

Two creep laws were used for numerical analysis. The creep behaviour of 9% Cr steel was described by Norton creep law and the exponential creep law was used for single crystals of superalloy CMSX-4. The calculations were performed using the general-purpose finite element system ANSYS.

8.1 Conclusions

It has been found that, the circumferentially notched specimens made from P91 steel and single crystals of superalloy CMSX-4 exhibit a longer creep lifetime than the smooth specimens for the same net-section stress. This finding is explained by the strain constraint caused by the stress triaxiality.

The mean value of the calculated steady-state creep strain rate $\bar{\dot{\epsilon}}_{zz}$ over the cross-section area of the specimen in the notch region was found to be the controlling variable for the creep fracture of notched specimen. Monkman-Grant relationship was generalized for the notched bodies. The stress triaxiality and its influence on the lifetime of a notched specimen can be characterized by the steady-state value of stress triaxiality $\bar{\alpha}$ calculated over the cross-section area. Both the variables were calculated for different types and sizes of the notch. A simple correlation was found between the creep lifetime and both the mentioned quantities calculated in the

steady-state. The calculations make it possible to estimate the effect of a notch on the time to fracture using the material parameters obtained on a smooth specimen.

The experimental results show that for P91 steel the cycling with small stress amplitudes (up to $R=0.7$) has no effect on the lifetime of smooth and notched bodies. Hence, the lifetime estimation based on pure creep data is possible for small cyclic loading superimposed on static load.

Non-damaging notch size was estimated for steel P91. It has been showed that semicircular notches smaller than 0.22 mm do not influence the time to fracture.

A correlation between the creep lifetime of the notched specimens and the mean value of the calculated steady-state creep strain rate $\bar{\dot{\epsilon}}_{zz}$ was found for superalloy CMSX-4. Thus a modified Monkman-Grant relationship was shown to be valid both for smooth and notched specimens. This finding offers a basis for the evaluation of the notched creep life solely on the basis of the smooth creep data.

AUTOROVO CURRICULUM VITAE

Doktorské studium:

1996 – 1999

FSI Vysoké učení technické Brno
Ústav mechaniky těles
Technická 2
616 69 Brno

V rámci doktorského studia je mým školícím pracovištěm Ústav fyziky materiálů Akademie věd České republiky. Téma mé doktorské práce zní: Vliv geometrie a velikosti vrubu na dobu do lomu při monotónním a cyklickém zatížení za vysoké teploty.

Práce je orientována do interdisciplinární oblasti s těžištěm v materiálovém výzkumu v kombinaci s mechanikou kontinua a numerickými metodami. Jejím cílem je zlepšit odhady dob do lomu těles s vruby při monotónním a cyklickém namáhání za vysoké teploty.

Univerzita:

1991 – 1996

FSI Vysoké učení technické Brno
Ústav mechaniky těles
Specializace: Aplikovaná mechanika
Technická 2
616 69 Brno

Tématem mojí diplomové práce, která byla vypracována pod vedením Ing. Zdeňka Floriána, CSc., byl návrh váhy se snímačem typu PWS.

Střední škola:

1987 – 1991

Gymnázium F. M. Pelcla
Hrdinů odboje 36
516 01 Rychnov nad Kněžnou