



Národní konference s mezinárodní účastí  
**INŽENÝRSKÁ MECHANIKA 2002**

13. – 16. 5. 2002, Svratka, Česká republika

**PODKRITICKÝ RŮST TRHLINY VE SVAROVÉM SPOJI KOMORY  
PŘEHŘÍVÁKU**

Jan Korouš, Ondřej Bielak<sup>1</sup>

*Abstrakt: V důsledku dlouhodobého provozu za podmínek tečení vznikají ve svarových spojích vysokotlakých parovodů z CrMoV oceli trhliny typu IV. Na etapu iniciace navazuje etapa podkritického růstu trhliny. Příspěvek se zabývá výpočtem rozvoje trhliny v interkritickém pásmu tepelně ovlivněné oblasti svarového spoje za podmínek, kdy rozvoj trhliny určuje parametr nelineární lomové mechaniky  $C^*$ . K jeho výpočtu je použit odhad z referenčního napětí. Při výpočtu se uvažuje zatížení vnitřním přetlakem a ohybovým momentem. Výsledky výpočtu jsou konfrontovány s odhadem délky etapy podkritického růstu trhliny, stanoveným na základě fraktografického rozboru poruchy svarového spoje mezi komorou a parovodem  $\text{Æ} 219 \times 20 \text{ mm}$  z oceli 15128.*

**Klíčová slova:** creep, podkritický růst trhliny, referenční napětí

## Úvod

V nedávné době došlo několika poruchám ve svarových spojích vysokotlakých parovodů z CrMoV oceli. Poruchy měly charakter netěsnosti, která vznikla na základě šíření tzv. trhliny typu IV. Toto označení se týká klasifikace trhlin podle místa jejich vzniku a charakteru jejich šíření. Defekty typu IV vznikají v jemnozrnné teplotně ovlivněné zóně svaru a jsou často limitujícím faktorem pro provozuschopnost parovodů pracujících za zvýšených teplot.

Po vyjmutí poškozených částí potrubí byla v interkritické oblasti teplotně ovlivněné zóny objevena trhlina, která se šířila v obvodovém svaru kolmo na osové zatížení. Z vyhodnocení tlouštěk oxidických vrstev na lících trhliny bylo odhadnuto, že trhlina se šířila po dobu 30 000 až 60 000 hodin v závislosti na jednotlivých případech. Tento údaj představoval vodítko při odhadu časového intervalu, který odpovídá etapě šíření trhliny creepovými procesy.

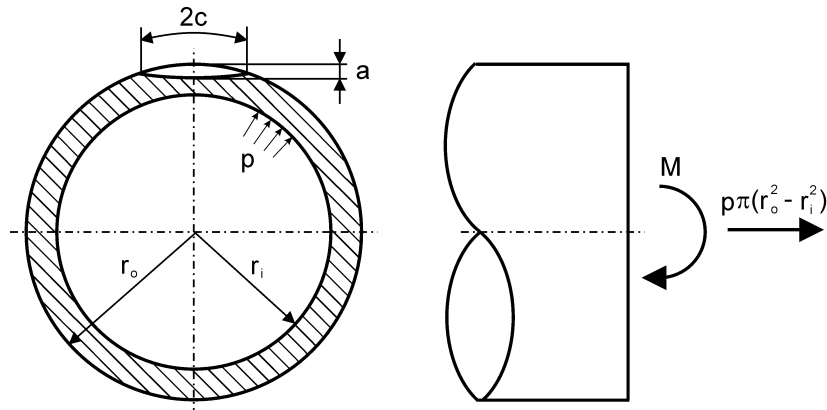
Cílem práce je odhad růstu trhliny v interkritickém pásmu tepelně ovlivněné oblasti na základě postupu detailně popsáno v [4]. Šlo především o provedení citlivostní analýzy testující vliv jednotlivých vstupních parametrů na výsledné řešení. Studován byl vliv konstant zákona, který popisuje šíření trhliny, vliv zbytkových napětí ve svarovém spoji a vliv počátečního rozměru defektu.

---

<sup>1</sup> Ing. Jan Korouš, Ing. Ondřej Bielak, CSc., BiSAFE sro., Malebná 1049, 14900 Praha 4, Tel: 02/67913335, E-mail: bisafe@login.cz

## Popis problému

Šíření trhliny bylo modelováno na trubce zatížené vnitřním přetlakem a přídatným ohybovým momentem. Geometrie defektu je patrná z obr. 1, kde je též naznačeno působící zatížení. Vnější průměr trubky byl 219 mm, tloušťka stěny 20 mm. Vnitřní přetlak měl hodnotu 9,6 MPa a ohybový moment 6000 Nm. Teplota zařízení byla uvažována 540°C. Počáteční rozměry defektu byly voleny tak, aby byl zachován poměr  $2c/a = 10$ .



Obr. 1 Schéma defektu a znázornění zatížení

## Rychlost šíření trhliny

Rychlost šíření trhliny v podmínkách creepu se obvykle vyjadřuje v závislosti na parametru  $C^*$ . Tuto závislost lze formulovat zápisem:

$$\frac{da}{dt} = A \cdot (C^*)^q \quad [\text{mm/h}]. \quad (1)$$

Konstanty  $A$  a  $q$  charakterizují šíření trhliny v materiálu a jsou vyhodnocovány na základě laboratorních zkoušek. V případě nedostatku informací lze použít podle [6] aproximaci:

$$A = B / \epsilon_f, \quad (2)$$

kde  $\epsilon_f$  je lomová deformace v procentech a hodnota konstanty  $B$  bývá udávána 300 pro rovinnou napjatost a 15 000 pro rovinnou deformaci. Exponent  $q$  nabývá obvykle hodnoty 0,85. Pro zjednodušení bylo předpokládáno, že poměr délky a hloubky trhliny, tj.  $2c/a$  (viz obr. 1), zůstává během etapy růstu trhliny konstantní.

## Odhad parametru $C^*$

Lomově mechanický parametr  $C^*$  (creepový ekvivalent  $J$  – integrálu) lze podle [4] stanovit podle vztahu:

$$C^* = \sigma_{ref} \dot{\epsilon}_{ref} (K / \sigma_{ref})^2, \quad (3)$$

kde  $K$  je součinitel intenzity napětí,  $\sigma_{ref}$  je referenční napětí (viz dále) a  $\dot{\epsilon}_{ref}$  je rychlost creepové deformace jakožto funkce referenčního napětí  $\sigma_{ref}$  a akumulované creepové deformace  $e_c$ .

Pro výpočet rychlosti creepové deformace byl použit komplexní model tečení podle [1]. Celkovou deformaci  $e_{tot}$  (v procentech) během creepového procesu lze vyjádřit jako funkci času  $t$  pro dané hodnoty napětí  $\sigma$  a teploty  $T$  výrazem:

$$e_{tot}(t | \sigma, T) = e_o (e_m / e_o)^{g[p(t)]}. \quad (4)$$

Hodnota počáteční deformace  $e_o$  je dána výrazem  $e_o = 100s/E(T)$ . Modul pružnosti  $E(T)$  je funkcí teploty ve tvaru:

$$E = E_1 + E_2 \exp(-E_3/T).$$

Mezní deformace  $e_m$  je vyjádřena vztahem:

$$e_m = \exp \left[ M_1 + M_2 \operatorname{tgh} \left[ \frac{\ln(t_r) - M_3 - M_4 T}{T} \right] \right] + 100 \frac{s}{E(T)}. \quad (5)$$

Funkce  $g[p(t)]$  je tzv. funkce poškození definovaná výrazem:

$$g[p(t)] = [p(t)]^N \left[ \frac{1 + \exp\{-2[p(t)]^K\}}{1 + \exp(-2)} \right]^M. \quad (6)$$

kde poškození  $p(t)$  je dáno poměrem  $t/t_r$ , přičemž doba do lomu  $t_r$  je definována vztahem:

$$\log(t_r) = A_1 + A_2 \log \left| \frac{1}{T} - \frac{1}{A_5} \right| + A_3 \log \left| \frac{1}{T} - \frac{1}{A_5} \right| \log[sh(A_6 s T)] + A_4 \log[sh(A_6 s T)]. \quad (7)$$

Křivka tečení je tedy charakterizována 17 konstantami ( $E_1 - E_3$ ,  $M_1 - M_5$ ,  $N$ ,  $M$ ,  $K$ ,  $A_1 - A_6$ ). V úvahu byly vzaty materiálové vlastnosti všech částí svarového spoje, tj. svarového kovu, základního materiálu komory a materiálu teplotně ovlivněné zóny. Pro výpočet rozvoje creepové deformace v interkritickém pásmu bylo na základě dlouhodobých zkoušek svarových spojů odhadnuto, že doba do lomu v této oblasti představuje 70% doby do lomu základního materiálu.

## Referenční napětí $s_{ref}$ a součinitel intenzity napětí $K$

Referenční napětí  $s_{ref}$  je definováno podle vztahu [5]:

$$s_{ref} = \frac{P}{P_L(s_K, a)} s_K. \quad (8)$$

Ve výrazu (8) charakterizuje hodnota  $P$  zatížení konstrukce,  $P_L(s_K, a)$  je hodnota  $P$  při plastickém kolapsu jakožto funkce meze kluzu  $s_K$  a velikosti defektu  $a$ .

Pro daný případ kombinaci tlaku a ohybového momentu lze vyjádřit mezní křivku v souřadnicích bezrozměrných veličin  $p$  a  $m$  podle [3]:

$$m = \sin \left[ \frac{\pi(1+p) + \left(1 - \frac{r_a^2 - r_i^2}{r_o^2 - r_i^2}\right) \beta}{2} \right] - \left(1 - \frac{r_a^3 - r_i^3}{r_o^3 - r_i^3}\right) \frac{\sin \beta}{2} \quad \text{pro } \beta \leq \beta_{lim} \quad (9)$$

resp.

$$m = \frac{r_a^3 - r_i^3}{r_o^3 - r_i^3} \sin \left[ \frac{\pi(1+p) + \left(1 - \frac{r_a^2 - r_i^2}{r_o^2 - r_i^2}\right) \beta}{2} \right] - \left(1 - \frac{r_a^3 - r_i^3}{r_o^3 - r_i^3}\right) \frac{\sin \beta}{2} \quad \text{pro } \beta > \beta_{lim} \quad (10)$$

$$\text{kde } \beta_{lim} = \frac{\pi(1+p)}{1 + \frac{r_a^2 - r_i^2}{r_o^2 - r_i^2}}.$$

Hodnota  $b$  je  $b = c/r_o$  a  $r_a = r_o - a$  (viz obr.1). Veličiny  $p$  a  $m$  představují bezrozměrný tlak a moment a jsou odvozeny z mezního tlaku  $P_L$ , mezního momentu  $M_L$ , rozměrů a meze kluzu  $S_K$ :

$$p = \frac{P_L r_i^2}{(r_o^2 - r_i^2) \sigma_K} \quad m = \frac{3M_L}{4(r_o^3 - r_i^3) \sigma_K} \quad (11)$$

Za předpokladu proporcionality mezi tlakem a momentem, tj. platí-li  $P/M = P_L/M_L$ , lze pro zadanou kombinaci zatížení určit numericky  $P_L$  jakožto funkci  $M_L$ . Hodnota faktoru intenzity napětí pro danou kombinaci zatížení byla určena na základě kompencia obsaženého v [5]. Tabelární hodnoty faktoru intenzity napětí byly numericky interpolovány pro uvažovaný rozsah velikosti defektu.

### Zahrnutí vlivu zbytkových napětí

Zbytková pnutí, která se nacházejí v okolí svaru na začátku provozu zařízení, se postupně odbourávají vlivem redistribuce napětí a uplatní se především v nestacionární fázi tečení. Tento efekt lze postihnout zavedením parametru  $C(t)$  místo parametru  $C^*$ . Hodnota  $C(t)$  je závislá na čase  $t$  a limitně se blíží k hodnotě  $C^*$ . Podle [4] je  $C(t)$  dáno výrazem:

$$C(t) = C^* \frac{(1+t)^{1/(1-q)}}{(1+t)^{1/(1-q)} - 1} \quad (12)$$

Parametr  $t$  je bezrozměrný čas určený ze vztahu:

$$t = \left[ \frac{K_{tot}}{K_p} \right]^2 \frac{e_c}{e_{el}}, \quad (13)$$

kde  $K_{tot}$  je celkový součinitel intenzity napětí pro primární zatížení (přetlak ohyb) a pro zbytkové pnutí,  $K_p$  je součinitel intenzity napětí odpovídající pouze primárnímu zatížení,  $e_c$  je akumulovaná creepová deformace a  $e_{el}$  je elastická deformace odpovídající referenčnímu napětí  $S_{ref}$ .

Při zahrnutí vlivu zbytkových pnutí vyvstává samozřejmě otázka, jakou velikost mohou ve svarovém spoji mít. Měření těchto pnutí nebývají obvykle k dispozici.

V provedených výpočtech jsme uvažovali pnutí o velikosti 30 a 60 MPa. Hodnota 60 MPa je podle [4] doporučena pro svary, které byly po svařování podrobeny žíhání na odstranění vnitřních pnutí, což byl právě studovaný případ.

### Výsledky

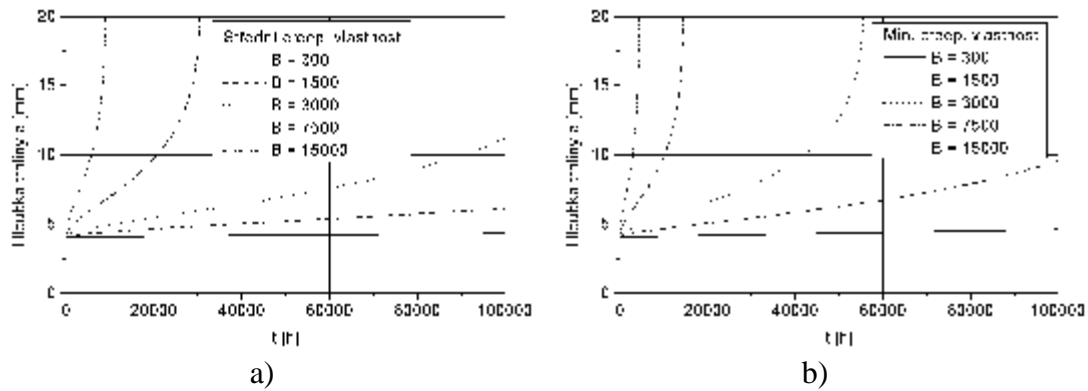
Jak je vidět z předchozích odstavců, růst trhliny v podmínkách creepu je závislý na celé řadě faktorů. Následující text se zaměřuje na výsledky parametrických studií vlivu některých z nich.

Výsledky byly získány pomocí programu, který byl vytvořen na základě postupu naznačeného v předchozích kapitolách.

#### Vliv parametru $B$

Na obr. 2 je zachycen vliv parametru  $B$  (viz rovnice (2)) na růst trhliny. Ostatní veličiny řídící růst defektu zůstaly v tomto případě neměnné, zbytková pnutí nebyla uvažována.

Obr. 2a se týká výpočtů, kdy byly uvažovány vlastnosti materiálu na střední úrovni, zatímco obr. 2b zobrazuje výsledky pro minimální materiálové vlastnosti, tj. pro materiál s nižší pevností při tečení.



Obr. 2 Závislost hloubky trhliny  $a$  na čase pro různé hodnoty parametru  $B$  (viz rovnice (2))

Z výsledků je patrné, že růst trhliny pro různé velikosti  $B$  vykazuje značný rozptyl. Podle [6] odpovídá hodnota  $B = 300$  stavu, kdy se trhlina šíří při stavu rovinné napjatosti, kdežto  $B = 15\,000$  odpovídá stavu rovinné deformace. Obr. 2 ukazuje, že se pro tyto krajní hodnoty výsledky značně rozcházejí. Přesně řečeno, úroveň namáhání ve studovaném případě neodpovídá ani jednomu z těchto případů. Jak bylo konstatováno v [2], kde byl studován podobný typ defektu, hodnota  $B = 15\,000$  se pro tento případ jeví jako příliš nadsazená a výsledky pro tuto hodnotu jsou značně konzervativní. Autor v [2] použil proto hodnotu  $B = 1500$ . Z grafů na obr. 2 je vidět, že růst trhliny je pro tuto hodnotu rychlejší než v případě  $B = 300$ .

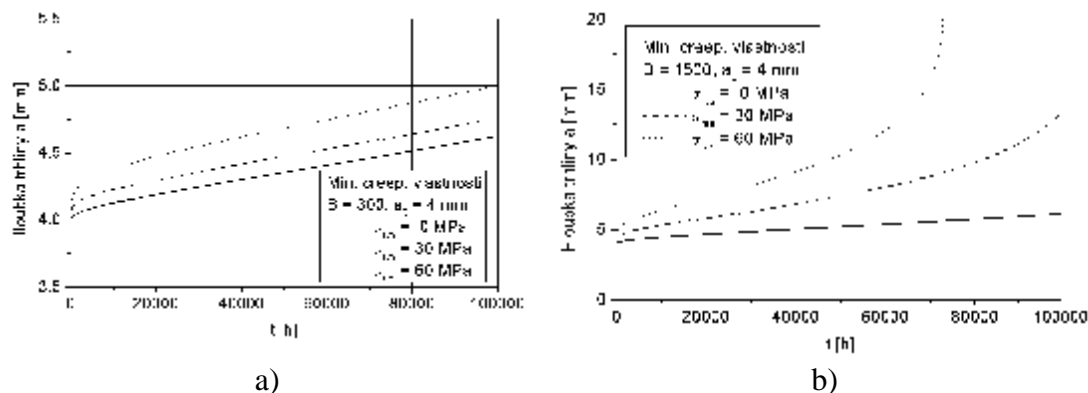
Z rozboru lomových ploch vyplynulo, že trhlina se ve svarovém spoji šířila zhruba 50 000 hodin. Z obr. 2 je patrné, že tomuto údaji se nejvíce přibližuje výpočet pro minimální vlastnosti a hodnotu  $B = 3000$ .

### Vliv zbytkových pnutí

Dalším výrazným faktorem, který ovlivní růst trhliny jsou zbytková pnutí. Ačkoli redistribuce napětí vede k postupnému odbourávání těchto pnutí, jejich existence může urychlit růst trhliny, a to především v počáteční fázi jejího šíření.

Obr. 3 a 4 znázorňují nárůst hloubky trhliny v závislosti na čase, přičemž v obou případech byly uvažovány minimální creepové vlastnosti.

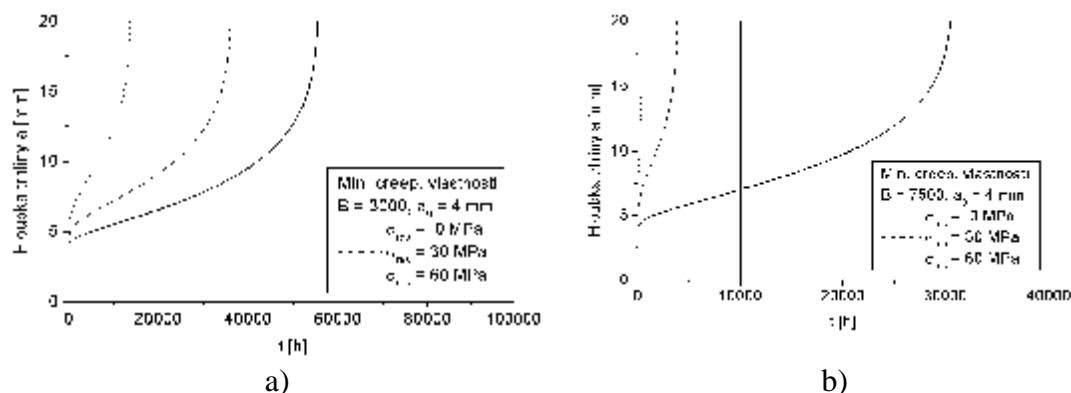
Na obr. 3a jsou zobrazeny výsledky pro parametr  $B = 300$ . Je vidět, že zbytková pnutí v tomto případě skutečně ovlivní především počáteční fázi růstu. U vyšších zbytkových pnutí dojde v poměrně krátkém čase k urychlení růstu, pak se však rychlost růstu stabilizuje v podstatě na stejné úrovni a křivky na obr. 3a jsou pak skoro ekvidistantní přímkami. Rychlost růstu je však ve všech případech na obr. 3a malá a v nejnepříznivějším případě je dosaženo nárůstu hloubky 1 mm za 100 000 hodin provozu.



Obr. 3 Závislost hloubky trhliny  $a$  na čase pro různé úrovně zbytkových pnutí a pro parametr  $B = 300$ , resp.  $B = 1500$ . Použity byly minimální materiálové vlastnosti.

Na obr. 3b znázorňují grafy růst trhliny pro parametr  $B = 1500$ . Zde počáteční zbytková pnutí vedou k urychlení rozvoje do takové míry, že již v čase cca 70 000 dojde k penetraci stěny komory, která má tloušťku 20 mm.

Pro vyšší hodnoty parametru  $B$  mají zbytková pnutí zásadní význam, jak to dokumentuje obr. 4, kde jsou znázorněny výsledky pro  $B = 3000$  a  $B = 7500$ .



Obr. 4 Závislost hloubky trhliny  $a$  na čase pro různé úrovně zbytkových pnutí a pro parametr  $B = 3000$ , resp.  $B = 7500$ . Použity byly minimální materiálové vlastnosti.

Z obr. 4a vyplývá, že k penetraci stěny by došlo v případě  $B = 3000$  v čase 35 000 hodin pro zbytková pnutí na úrovni 30 MPa a v čase 12 000 hodin pro zbytková pnutí 60 MPa.

V případě  $B = 7500$  (viz obr. 4b) dojde při započtení vlivu zbytkových napětí k velmi vysoké rychlosti šíření trhliny. Tyto výsledky nejsou příliš realistické. Pro zbytková pnutí 30 MPa je čas do penetrace v rozsahu několika stovek hodin, v případě, kdy zbytková pnutí dosahují 60 MPa, je doba do penetrace jen několik desítek hodin. To jsou velmi konzervativní výsledky.

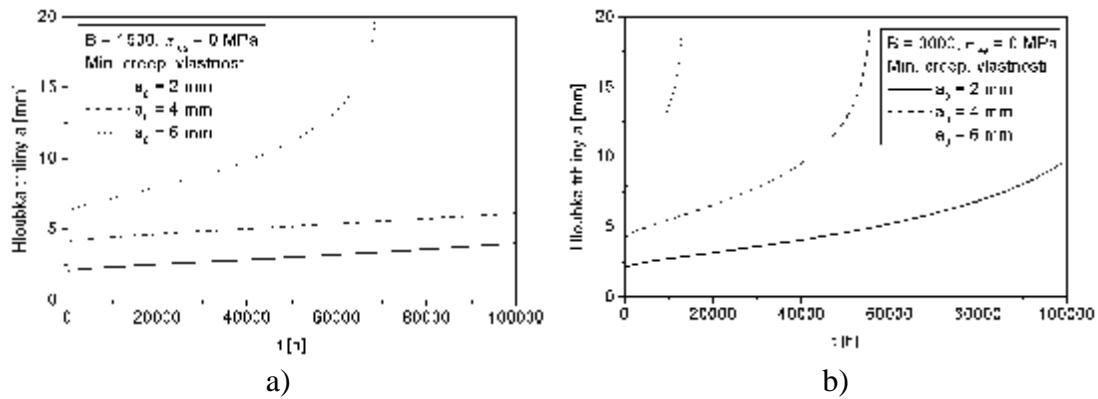
Je třeba ještě podotknout, že použitý zákon popisující růst trhliny v závislosti na  $C^*$  (rovnice (1)) platí jen pro omezený rozsah rychlostí  $da/dt$ . Tento rozsah je v případech s nenulovým zbytkovým pnutím znázorněných na obr. 4b překročen a použitá teorie zde pozbývá platnosti.

### Vliv počáteční hloubky trhliny $a_0$

Další faktor, který má značný vliv na růst trhliny jsou její počáteční rozměry. V tomto případě je to tedy její počáteční hloubka  $a_0$ . Studovány byly případy pro

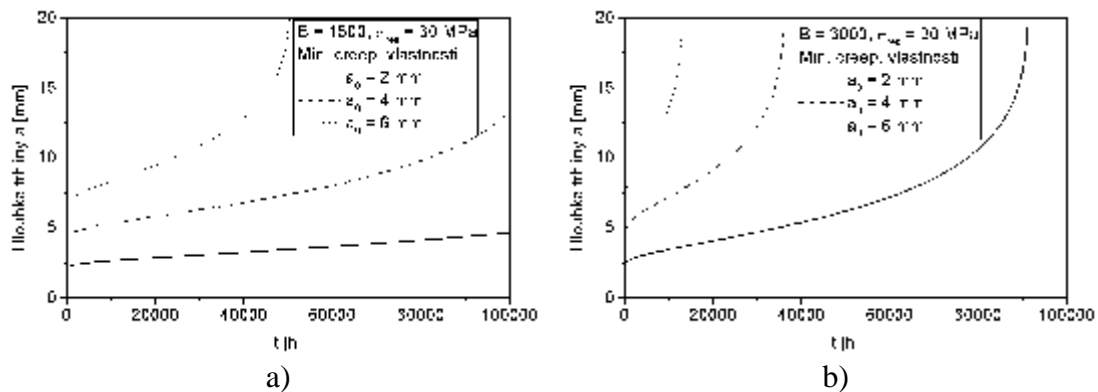
počáteční hodnoty  $a_0 = 2$  mm, 4 mm a 6 mm. V úvahu byly vzaty minimální creepové vlastnosti materiálu a konstanty  $B = 1500$ , resp.  $B = 3000$  (viz rovnice (1) a (2)).

Obr. 5 znázorňuje časovou závislost hloubky trhliny pro různé hodnoty  $a_0$  a  $B$  v případě, kdy není uvažováno zbytkové pnutí ve svaru.



Obr. 5 Závislost hloubky trhliny  $a$  na čase pro různé hodnoty počáteční hloubky  $a_0$  a pro parametry  $B = 1500$ , resp.  $B = 3000$ , zbytková pnutí  $\sigma_{res} = 0$  MPa. Použity byly minimální materiálové vlastnosti.

Z obr. 5 je vidět, že pro použitá vstupní data je rychlost šíření trhliny při počáteční hloubce  $a_0 = 2$  mm malá. V nejhorším uvažovaném případě proroste trhlina do hloubky 10 mm v čase 100 000 hodin (viz obr. 5b), tj. do poloviny tloušťky stěny. Podobně nízké hodnoty vykazuje výpočet pro  $B = 1500$  a počáteční hloubku trhliny  $a_0 = 4$  mm (viz obr. 5a). Naopak poměrně rychlý růst trhlín lze pozorovat pro  $B = 3000$  a  $a_0 = 6$  mm (viz obr. 5b), kdy by k penetraci stěny trubky došlo již přibližně v čase 15 000 hodin. Realistické chování vykazují tedy případy, kdy  $B = 1500$ ,  $a_0 = 6$  mm (viz obr. 5a), resp.  $B = 3000$ ,  $a_0 = 4$  mm (viz obr. 5b). V těchto případech je doba do penetrace v rozmezí 55 000 až 65 000 hodin, což odpovídá reálným situacím.

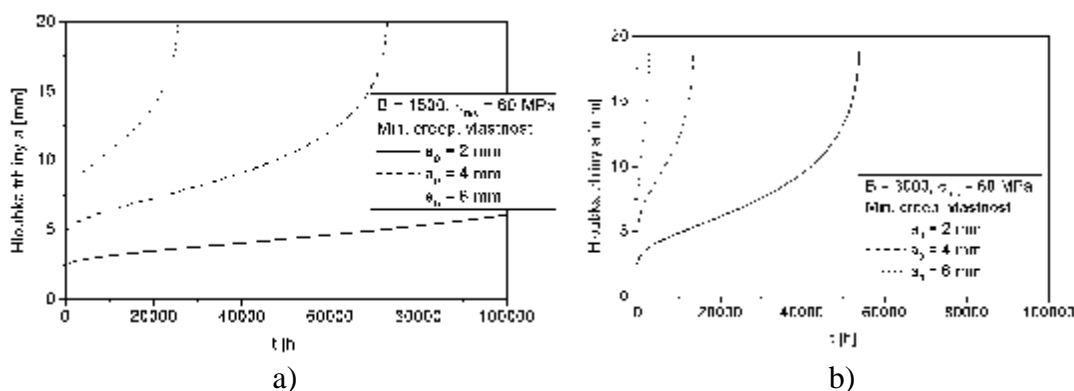


Obr. 6 Závislost hloubky trhliny  $a$  na čase pro různé hodnoty počáteční hloubky  $a_0$  a pro parametry  $B = 1500$ , resp.  $B = 3000$ , zbytková pnutí  $\sigma_{res} = 30$  MPa. Použity byly minimální materiálové vlastnosti.

Při uvažování zbytkových pnutí obdržíme konzervativnější výsledky. Obr. 6 zachycuje růst trhliny pro různé počáteční hloubky defektu a pro zbytkové pnutí  $\sigma_{res} = 30$  MPa. Pro parametr  $B = 1500$  je růst trhliny s počátečními rozměry  $a_0 = 2$  mm a  $a_0 = 4$  mm poměrně pomalý (viz obr. 6a). Pro  $a_0 = 4$  mm je v čase 100 000 hodin dosaženo hloubky zhruba 13 mm. Naopak trhlina s počáteční hloubkou  $a_0 = 6$  mm proroste stěnou

v čase zhruba 50 000 hodin, což odpovídá etapě šíření trhliny ve studovaných potrubních systémech.

Uvažuje-li se  $B = 3000$  (viz obr. 6b), pak rychlost růstu defektu s  $a_0 = 6$  mm je neúměrně vysoká. Výsledky pro  $a_0 = 2$  mm se jeví naopak jako optimistické. Pouze pro  $a_0 = 4$  mm odpovídá vypočtená doba růstu defektu zhruba nejkratší době, po kterou byl růst pozorován.



Obr. 7 Závislost hloubky trhliny  $a$  na čase pro různé hodnoty počáteční hloubky  $a_0$  a pro parametry  $B = 1500$ , resp.  $B = 3000$ , zbytková pnutí  $\sigma_{res} = 60$  MPa. Použity byly minimální materiálové vlastnosti.

Obr. 7 znázorňuje situaci, kdy bylo vzato v úvahu zbytkové pnutí  $\sigma_{res} = 60$  MPa. V tomto případě je rychlost šíření trhliny nejvyšší a etapa jejího růstu nejkratší. Jako reálné se v tomto případě jeví situace, kdy  $B = 1500$  a  $a_0 = 4$  mm (viz obr 7a), resp.  $B = 3000$  a  $a_0 = 6$  mm. Pro ostatní kombinace vstupních parametrů jsou výsledky příliš konzervativní, nebo naopak příliš optimistické.

## Závěr

Byla provedena řada výpočtů simulujících růst trhliny ve svarovém spoji komory o nominálních rozměrech  $\varnothing 219 \times 20$  mm z CrMoV oceli. Středem zájmu byla interkritická oblast teplotně ovlivněné zóny, kde vznikají trhliny typu IV.

Provedené citlivostní analýzy ukazují na značné rozdíly při použití různých vstupních parametrů.

Bez respektování zbytkových pnutí bylo dosaženo pro použitou závislost pro rychlost růstu trhliny (rovnice (1) a (2)) realistického chování v případě, kdy  $B = 3000$  a materiál vykazoval minimální creepové vlastnosti.

Při uvažování zbytkových pnutí lze očekávat podobné chování pro  $B = 1500$  a zbytkové pnutí na úrovni 60 MPa.

Ze studovaných počátečních hloubek trhliny  $a_0$  by odpovídaly reálným situacím hodnoty 4 až 6 mm v závislosti na velikosti zbytkových pnutí a hodnotě konstanty  $B$ . Z uvedeného jasně vyplývá potřeba zpřesnění vstupních dat, která byla většinou pouze odhadnuta a tudíž zatížena značnou chybou. Především je třeba zpřesnit materiálový popis creepových charakteristik jednotlivých materiálů v nehomogenním svarovém spoji.

Dále je třeba vyjasnit problém zbytkových pnutí. Jde především o velikost těchto pnutí po procesu žhání. Další otázkou je, zda tato pnutí do výpočtu zahrnout. Ukazuje se totiž, že etapa šíření trhliny představovala cca 50% životnosti porušených svarů, která se pohybovala na úrovni řádově 100 000 hodin. Je tedy pravděpodobné, že vlivem



redistribuce napětí dochází k odbourání těchto napětí ještě před vlastní etapou růstu trhliny creepovými procesy.

**Práce vznikla za finanční podpory GA ČR, projekt reg. č. 106/00/0545**

## **Literatura**

- [1] Bína V., Hakl J.: Probabilistic Approach to Description of the Creep Strain Characteristic and Prediction for Long Life-time, Proc. Conf. Materials for Advanced Power Engineering, Belgium, 3. – 6. Oct., 1994
- [2] Budden P. J.: Analysis of the Type IV Creep Failures of Three Welded Ferritic Pressure Vessels, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 75 (1998), 509-519
- [3] Jones M. R., Eshelby J. M.: Limit Solution for Circumferentially Cracked Cylinders under Internal Pressure and Combined Tension and Bending, Nuclear Electric Report TD/SID/REP/0032, 1990
- [4] R5: Assessment Procedure for the High Temperature Response of Structures, Report R5, Issue 2, Revision 2, 1998, Nuclear Electric, UK
- [5] R6: Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, Report R6, Revision 4, 2001, British Energy, UK
- [6] Webster G. A.: Fracture Mechanics in the Creep Range, Journal of Strain Analysis, Vol. 29 (1994), 215-223