

## CREEP-FATIGUE CRACK GROWTH IN A SUPERHEATER HEADER

J. Korouš\*, O. Bielak\*, J. Masák\*

**Summary:** *Structures operating at high temperatures are damaged by creep processes. If the structure is also subjected to cyclic loading, the fatigue damage is usually significant. Paper is focused on prediction of creep-fatigue crack growth in a superheater header. The assessment is based on established procedures BEGL R5 and R6. The header is loaded by internal pressure and thermal cycles during outages. The stress analysis was performed using finite element method and stress intensity factor was evaluated from numerical solution. The results of creep-crack growth showed significant influence of thermal stresses on crack growth.*

### 1. Úvod

Komory přehříváků vysokotlakých elektrárenských kotlů jsou konstrukční uzly pracující za zvýšených teplot, kdy hlavním faktorem ovlivňujícím jejich životnost je creepové a únavové poškození. Creepové poškození je dáno dlouhodobou expozicí ve vysokoteplotních podmínkách, únavové poškození je pak především svázáno s odstávkami a najížděním zařízení. Tyto faktory vedou po jisté době provozu k iniciaci trhliny a jejímu následnému podkritickému růstu. Jestliže trhlina dosáhne kritických rozměrů, může dojít k jejímu nestabilnímu šíření a destrukci celého zařízení. Je-li v tělese detekována trhlina, pak je v zájmu bezpečného provozu analyzovat podkritický růst trhliny a stanovit okamžik, kdy má být zařízení podrobena další kontrole, popř. zcela odstaveno.

Předložený příspěvek se zabývá analýzou podkritického růstu trhliny v tělese komory přehříváku, která pracuje ve výše uvedených podmínkách. K řešení tohoto problému je možno použít metodiku BEGL R5 (Ainsworth a další, 2001), která se zabývá posuzováním životností konstrukcí pracujících v podmínkách creepu.

### 2. Růst trhliny v podmínkách creepu a únavy

Jestliže plastická zóna není velká vzhledem k rozměru trhliny, lze použít pro výpočet nárůstu trhliny  $\Delta a$  vztah (Ainsworth a další, 2001):

$$\Delta a = \Delta a_c + \Delta a_f, \quad (1)$$

kde  $\Delta a_c$  je nárůst trhliny creepovými procesy a  $\Delta a_f$  je nárůst trhliny vlivem únavy.

Hodnota  $\Delta a_c$  se vypočte integrací vztahu pro rychlost růstu trhliny creepovými procesy, která je dána rovnicí:

$$\frac{da_c}{dt} = A_c (C^*)^q. \quad (2)$$

\*Ing. Jan Korouš, Ing. Ondřej Bielak, CSc., Ing. Jan Masák, BiSAFE s.r.o., Malebná 2/1049, 149 00 Praha 4; tel.: +420 267 913 335, e-mail: bisafe@login.cz

Konstanty  $A_c$  a  $q$  ve vztahu (2) představují materiálové konstanty. Hodnota  $A_c$  není pro řadu materiálů k dispozici, lze ji však odhadnout pomocí výrazu

$$A_c = \frac{B}{\epsilon_m}. \quad (3)$$

Je-li rozměr trhliny v metrech, pak se hodnota  $B$  pohybuje v rozmezí 0,3 (případ rovinné napjatosti) až 15 (případ rovinné deformace). Veličina  $\epsilon_m$  představuje mezní deformaci při creepu v procentech.

V rovnici (2) představuje  $C^*$  tzv.  $C^*$  integrál. Ten lze stanovit na základě vztahu (Ainsworth a další, 2001):

$$C^* = \sigma_{ref} \dot{\epsilon}_{ref} R, \quad (4)$$

kde  $R = (K/\sigma_{ref})^2$ ,  $\sigma_{ref}$  je referenční napětí a  $\dot{\epsilon}_{ref}$  je rychlost creepové deformace pro referenční napětí  $\sigma_{ref}$ . Veličina  $K$  ve vztahu pro výpočet  $R$  je součinitel intenzity napětí.

Referenční napětí je definováno vztahem (Milne a další, 1998):

$$\sigma_{ref} = \frac{P}{P_L(\sigma_K, a)} \sigma_K. \quad (5)$$

V rovnici (5) je  $P$  aktuální zatížení konstrukce, např. tlak,  $P_L(\sigma_K, a)$  je mezní zatížení při plastickém kolapsu jako funkce velikosti trhliny  $a$  a meze kluzu  $\sigma_K$ .

K výpočtu rychlosti creepové deformace  $\dot{\epsilon}_{ref}$  bylo použito popisu materiálu podle (Bína a Hakl, 1994), kdy je celková deformace při creepu za konstantní teploty a napětí vyjádřena jako funkce času vztahem:

$$\epsilon(t|\sigma, T) = \epsilon_0 \left( \frac{\epsilon_m}{\epsilon_0} \right)^{g[\pi(t)]}, \quad (6)$$

kde  $\epsilon_0$  je počáteční deformace,  $\epsilon_m$  je mezní deformace jako funkce teploty a napětí a  $g[\pi(t)]$  je tzv. funkce poškození. Poškození  $\pi(t)$  je definováno jako poměr doby expozice v podmínkách creepu ku době do lomu  $t_r$ , která je též funkcí teploty a napětí.

Rychlost růstu trhliny vlivem únavy se vyjádří vztahem:

$$\frac{da_f}{dN} = A_f (\Delta K)^n. \quad (7)$$

Parametry  $A_f$ ,  $n$  opět představují materiálové konstanty,  $\Delta K$  je rozkmit součinitele intenzity napětí a  $N$  je počet cyklů.

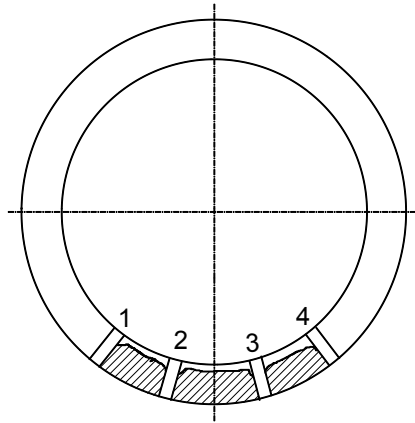
### 3. Parametry úlohy

Při defektoskopické kontrole komory o vnějším průměru 405 mm s tloušťkou stěny 76 mm byly detekovány trhliny mezi můstky vývrtů ve spodní části komory. Trhliny vycházely z vnitřního povrchu a detekovaná hloubka byla v rozmezí 5 až 10 mm (viz obr. 1). Tvar trhliny byl zjednodušen a bylo uvažováno, že jde o vnitřní trhlínu po celém vnitřním obvodu komory.

Zatížení v creepové oblasti představoval tlak  $p$  o velikosti 17,1 MPa. Při odstávce zařízení docházelo po poklesu tlaku při procesu chladnutí ke vzniku teplotních „šoků“, které byly způsobeny prudkým poklesem teploty média. To bylo příčinou únavového poškození.

Pro uvedené zatěžovací podmínky a konfiguraci trhliny bylo nutno stanovit součinitel intenzity napětí  $K$ . Řešení pro uvažovanou konfiguraci defektu lze sice nalézt v literatuře, avšak pro jiné rozměry, než byl posuzovaný případ. Proto byla použita metoda konečných prvků a hodnota  $K$  byla určena numerickým výpočtem.

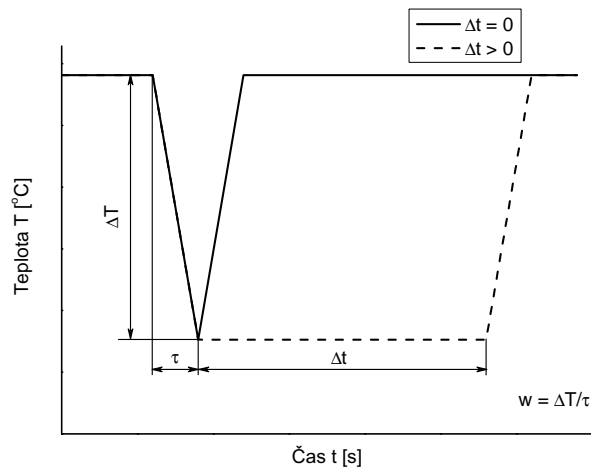
Použito bylo jednak stanovení  $K$  z  $J$ -integrálu a metody vyhodnocení  $K$  z uzlových posuvů na čele trhliny. Rozbor uvedených postupů nalezne čtenář v (Kněsl a další, 2002). K modelování napěťové singularity na čele trhliny bylo použito izoparametrických prvků se středovými



Obrázek 1: Trhliny na hranách vývrtů a v můstcích mezi vývrty na vnitřním povrchu komory

uzly posunutými do jedné čtvrtiny délky hrany elementu. Hustota sítě před čelem trhliny byla testována na příkladě, pro který existuje řešení v literatuře.

Výpočet  $K$  proběhl pro různé hloubky trhliny. Při zatížení tlakem bylo uvažováno, že tlak působí též na líce trhliny. Hodnota součinitele napětí  $K$  při teplotních „šocích“ byla stanovena z teplotních napětí, která byla určena na základě nestacionárního výpočtu teplotního pole v komoře při rozkmitu teplot (viz obr. 2). Rozkmit lze charakterizovat amplitudou  $\Delta T$ , dobou do dosažení minima  $\tau$  a z ní odvozené rychlosti ochlazování  $w = \Delta T/\tau$  a dále pak prodlevou mezi ochlazením a ohřevem  $\Delta t$ .



Obrázek 2: Charakter uvažované teplotní změny o amplitudě  $\Delta T$

Numerické testy, během kterých bylo určováno teplotní pole pro různé hodnoty  $w$  a  $\Delta t$  v tlustostěnné trubce, prokázaly, že zvyšování rychlosti ochlazování  $w$  nad  $150^\circ\text{C}/\text{min}$  nevede k dalšímu výraznějšímu růstu napětí. Proto byla při výpočtech použita právě tato rychlost změny teploty. Výsledky testů rovněž ukázaly, že méně příznivá situace nastává, když  $\Delta t > 0$ . Modelován byl případ, kdy  $\Delta t \gg \tau$ , tj. ochlazování a ohřev jsou samostatné procesy.

Při ochlazování média uvnitř komory dochází u modelované trhliny k jejímu rozevírání. Při ohřevu je naopak trhlina svírána tlakovými napětími na vnitřním povrchu. To však platí jen do jisté hloubky trhliny. U hluboké trhliny dochází opět k jejímu rozevírání. Při výpočtech teplotních napětí během ohřevu bylo navíc nutno modelovat kontakt na lících trhliny, což představovalo jistou komplikaci při řešení.

Při výpočtu růstu trhliny creepovými procesy bylo použito aproximace konstanty  $A_c$  pomocí vztahu (3) a velikost  $B$  byla zvolena 5 a 15. Exponent  $q$  ve vztahu (2) byl  $q = 0,85$ . Referenční napětí  $\sigma_{ref}$  bylo určováno na základě řešení v (Milne a další, 1998). Materiálové konstanty pro únavové šíření byly stanoveny z (Bielak, 1992), odkud vyplynulo, že  $A_f = 4,70609 \cdot 10^{-8}$  a  $n = 1,9294$ .

Při zjišťování růstu vlivem únavy byla důležitá četnost teplotních „šoků“ během jedné odstávky a amplituda teploty při tomto procesu. Jelikož tyto informace nebyly k dispozici pro celou provozní dobu zařízení, byly testovány různé varianty. Uvažována byla četnost „šoků“ v 0%, 50% a 75% všech případů odstávek. Amplituda teploty a počet „šoků“ během jedné odstávky byly stanoveny z informací o době existence trhliny v tělese. První defekty neurčitěho rozměru již byly detekovány zhruba před 32 000 hodinami. Model byl tedy „naladěný“ tak, aby za 32 000 hodin narostla trhlina z malé počáteční hloubky na trhlinu detekovanou při poslední revizi zařízení. Celkem tedy byly analyzovány tyto varianty:

- Varianta A – nárůst hloubky trhliny z 2 mm na 10 mm,  $A = 15/\epsilon_m \Rightarrow 2$  teplotní „šoky“ při jedné odstávce  $\Delta T = 105^\circ\text{C}$  a  $\Delta T = 75^\circ\text{C}$ ,
- Varianta B – nárůst hloubky trhliny z 2 mm na 10 mm,  $A = 5/\epsilon_m \Rightarrow 2$  teplotní „šoky“ při jedné odstávce  $\Delta T = 150^\circ\text{C}$  a  $\Delta T = 90^\circ\text{C}$ ,
- Varianta C – nárůst hloubky trhliny z 2 mm na 6 mm,  $A = 15/\epsilon_m \Rightarrow 1$  teplotní „šok“ při jedné odstávce  $\Delta T = 62,5^\circ\text{C}$ ,
- Varianta D – nárůst hloubky trhliny z 2 mm na 6 mm,  $A = 5/\epsilon_m \Rightarrow 1$  teplotní „šok“ při jedné odstávce  $\Delta T = 130^\circ\text{C}$ .

Pro všechny varianty byl určen nárůst hloubky trhliny během dalšího provozu, přičemž byla uvažována střední provozní doba mezi odstávkami cca 180 hodin.

## 4. Výsledky

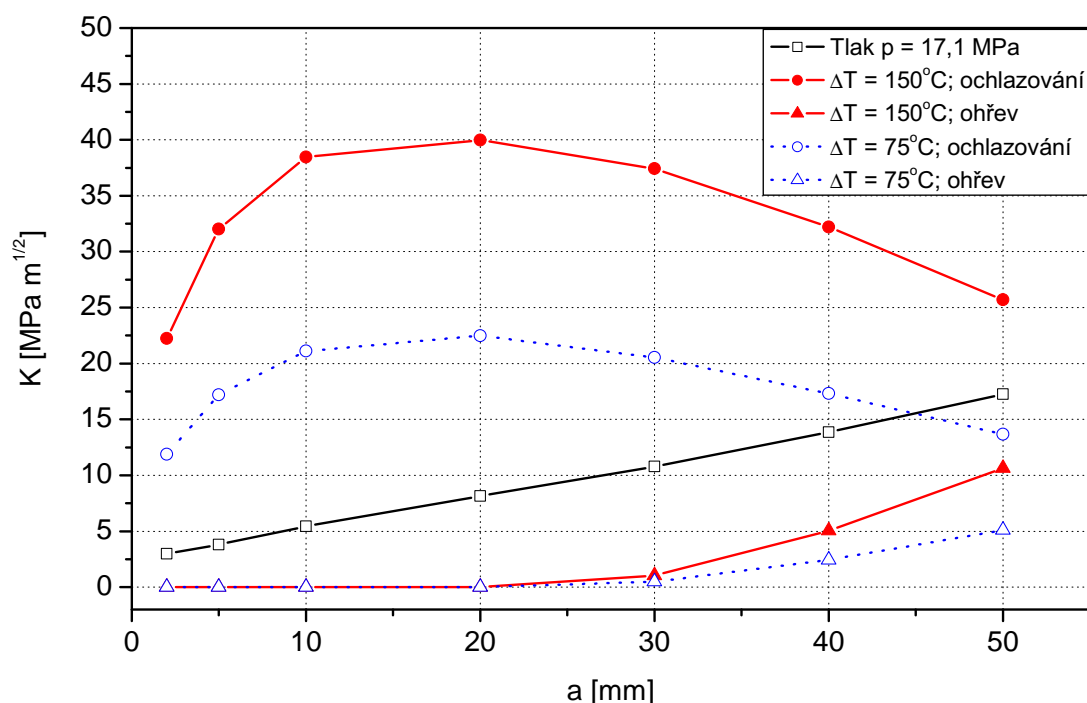
### 4.1. Výpočet součinitele intenzity napětí $K$

Stanovení součinitele intenzity napětí pro uvažované konfigurace rozměrů a zatížení představovalo velký objem úloh. Výsledky pro zatížení vnitřním tlakem a teplotním cyklem jsou vypsány v tabulce 1. Zvlášť jsou uvedeny hodnoty pro fázi ochlazování a ohřevu během teplotního „šoku“. Jelikož se v průběhu teplotního cyklu a jeho jednotlivých fází mění hodnoty teplotních napětí v závislosti na čase (jde o nestacionární proces), je i součinitel intenzity napětí funkcí času. Uvedené hodnoty představují maximum, které je během jednotlivých fází teplotního cyklu dosaženo. Tam, kde dosahovaly hodnoty  $K$  záporných hodnot, byla uvažována nulová hodnota  $K$ . Závislosti  $K$  na hloubce trhliny jsou též zobrazeny graficky na obr. 3.

Jak již bylo zmíněno v předchozí kapitole, k výpočtu  $K$  byly použity 2 různé metody. Ke stanovení  $K$  pomocí  $J$ -integrálu byl použit program WARP3D (Gullerud a další, 2000), stanovení  $K$  z posuvů uzlových bodů bylo provedeno z výsledků získaných MKP systémem PMD (Kolektiv autorů, 2000). To umožnilo též porovnat jednotlivé přístupy ke stanovení  $K$ . Např. pro trhlinu  $a = 10$  mm vychází  $K = 5,448 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  při použití  $J$ -integrálu a  $K = 5,489 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  z posuvů uzlových bodů na čele trhliny. Rozdíly jsou tedy minimální a obě metody poskytovaly rovnocenné výsledky. Metoda výpočtu  $K$  pomocí  $J$ -integrálu byla použita pro stanovení  $K$  při

Tabulka 1: Závislost součinitele intenzity napětí  $K_I$  na hloubce trhliny  $a$  pro zatížení tlakem a teplotním cyklem

$a$ [mm]	$K_I$ [MPa · m <sup>1/2</sup> ] $p = 17,1$ MPa	$K_I$ [MPa · m <sup>1/2</sup> ] $\Delta T = 150^\circ\text{C}$		$K_I$ [MPa · m <sup>1/2</sup> ] $\Delta T = 75^\circ\text{C}$	
		ochlazování	ohřev	ochlazování	ohřev
2	2,984	22,247	0,0	11,881	0,0
5	3,799	32,017	0,0	17,195	0,0
10	5,448	38,466	0,0	21,105	0,0
20	8,132	39,985	0,0	22,479	0,0
30	10,784	37,436	1,048	20,534	0,504
40	13,844	32,215	5,040	17,315	2,422
50	17,254	25,714	10,634	13,671	5,111



Obrázek 3: Průběh součinitele intenzity napětí  $K$  pro různá zatížení

zatížení tlakem, zatímco v případě teplotních cyklů byla použita metoda určení  $K$  z posuvu uzlů.

#### 4.2. Simulace růstu trhliny

Závislost hloubky trhliny v závislosti na čase je znázorněna na obr. 4 a 5. Je vidět značný vliv odstavěk s teplotními „šoky“ na růst trhliny. Důležité je porovnání s kritickým rozměrem defektu  $a_{cr}$ . Podle (Milne a další, 1998) vychází  $a_{cr} = 55$  mm. Z toho pak vyplývá, že v nejkonzervativnějším případě (varianta A s 75% podílem odstavěk s teplotními šoky) je do dosažení kritického rozměru trhliny asi 50 000 hodin (viz obr. 5). Realističtější se však jeví delší časový interval, protože konstanta  $B = 15$  ve vztahu (3) dává velmi konzervativní predikce růstu creepovými procesy, jak je uvedeno v literatuře (Budden, 1998; Korouš a Bielak, 2002).

## 5. Závěr

Byla provedena analýza růstu trhliny mezi můstky komory přehříváku. Na růstu se podílely creepové a únavové procesy.

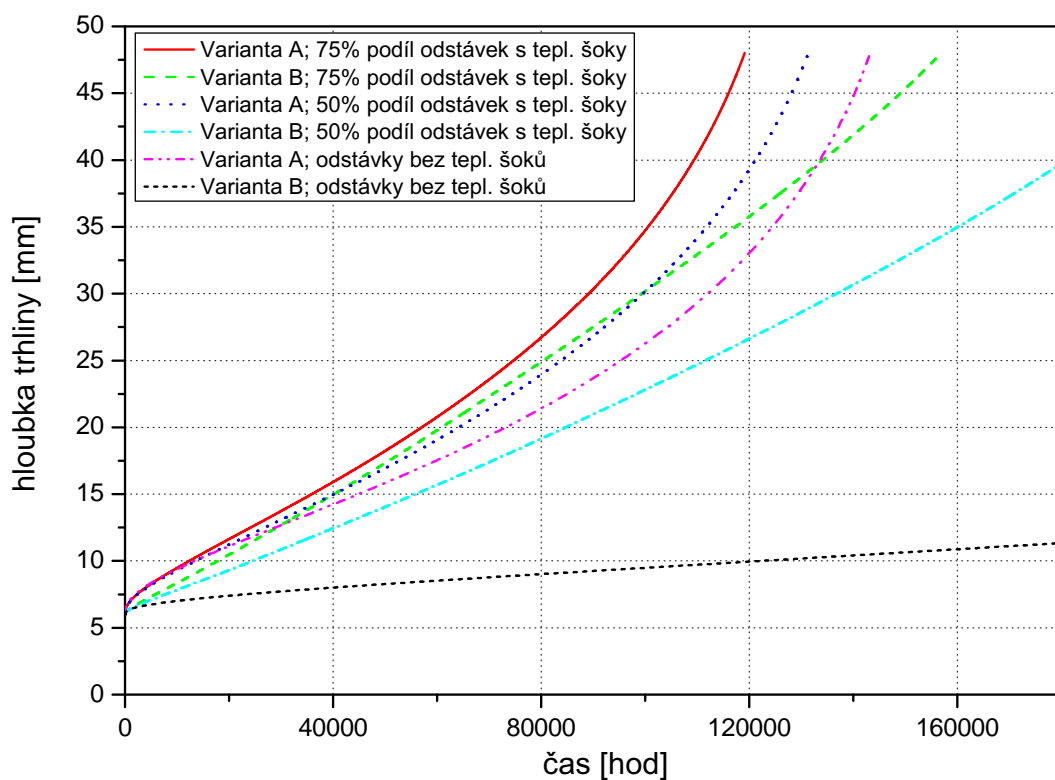
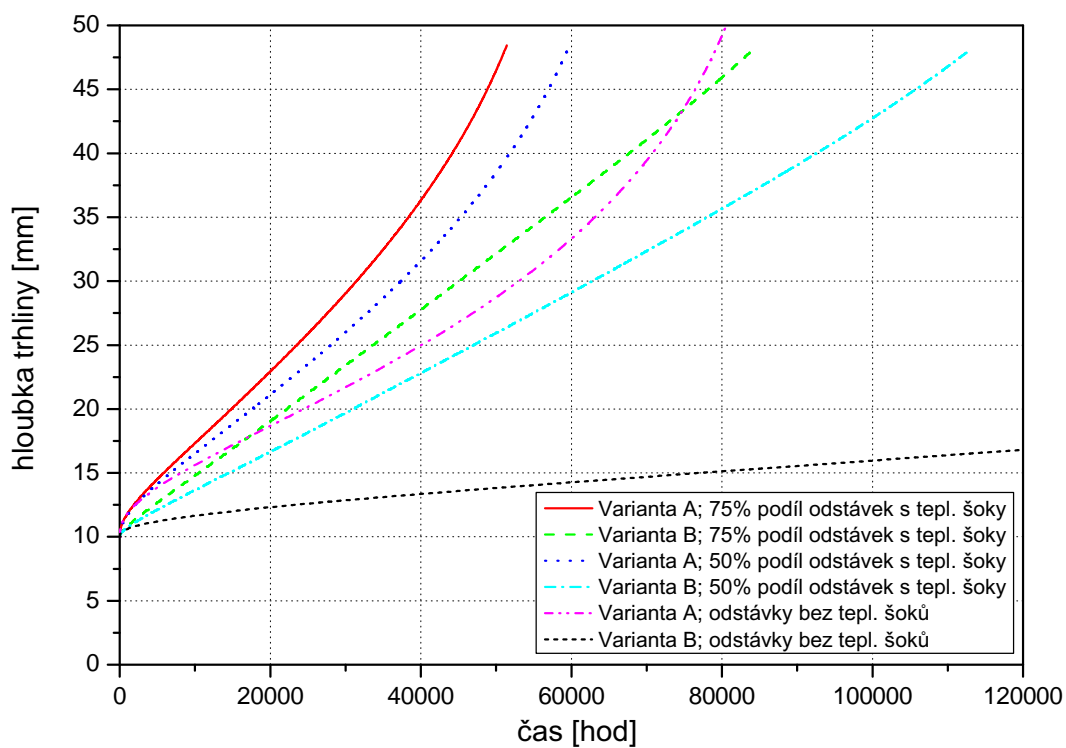
Z výsledků vyplývá, že dominantní vliv na růst trhliny mají teplotní „šoky“, které se mohou objevit v některých režimech odstavování zařízení. V nejméně příznivém případě je doba nutná k dosažení kritického rozměru trhliny přibližně 50 000 hodin. Lze však očekávat delší dobu do dosažení kritického rozměru trhliny z důvodu značné konzervativnosti vstupních dat.

Další zpřesnění predikce růstu trhlin bude možné po detailnější defektoskopické kontrole zařízení a upřesnění aktuálního způsobu provozování zařízení.

**Poděkování** Práce vznikla v rámci projektu MPO „Řešení životnosti a bezpečnosti provozu technologických celků v chemii a energetice v souladu s platnou legislativou prevence havárií“

## Literatura

- Ainsworth, R. A., Hales, R., Budden, P. J., a Martin, D. C. (2001). An Assessment Procedure for the High Temperature Response of Structures, Issue 2, Revision 2. British Energy Generation Ltd.
- Bielak, O. (1992). Výpočtové a experimentální možnosti posouzení životnosti vybraných částí parních elektráren. Technická zpráva Z-92-009, BiSAFE.
- Bína, V. a Hakl, J. (1994). Probabilistic Approach to Description on Creep Strain Characteristic and Prediction for Long Life-Time. Editoři Coustouradis, D. a další, *Materials for Advanced Power Engineering*, strany 601–610, Liege, Belgium. Kluwer Academic Publishers, Dordrecht (Boston), London.
- Budden, P. J. (1998). Analysis of Type IV Creep Failures of Three Welded Ferritic Pressure Vessels. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 75:509–519.
- Gullerud, A. S., Koppenhoefer, K. C., Roy, A., a Dodds Jr., R. H. (2000). WARP3D: 3-D Dynamic Nonlinear Fracture Analysis of Solids Using Parallel Computers and Workstations. Structural research series (srs) 607, uilu-eng-95-2012, University of Illinois at Urbana-Champaign.
- Knésl, Z., Hutař, P., a Seitzl, S. (2002). Výpočet faktoru intenzity napětí metodou konečných prvků. *Výpočty konstrukcí metodou konečných prvků*. Ústav termomechaniky AV ČR.
- Kolektiv autorů (2000). *PMD verze Win NT 4.0, příručka uživatele*. VAMET Praha.
- Korouš, J. a Bielik, O. (2002). Podkritický růst trhliny ve svarovém spoji mezi komorou a parovodem kotle výkonu 230 t/h. *National Conference with International Participation Engineering Mechanics 2002*, Svratka. CD-ROM.
- Milne, I., Ainsworth, R. A., Dowling, A. R., a Stewart, A. T. (1998). Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, R/H/R6 – Revision 3. Nuclear Electric.

Obrázek 4: Nárůst hloubky trhliny s počátečním rozměrem  $a_0 = 6$  mmObrázek 5: Nárůst hloubky trhliny s počátečním rozměrem  $a_0 = 10$  mm