高温における 1Cr-1Mo-1/4V 鋼の切欠きクリープ破壊*

(とくに、破断寿命に及ぼす試験片断面形状および
真空ふん囲気の影響について)

高田 暁 男** 大南 正 瑛***

阿波屋 義照** 梅 田 清****

Creep Rupture of Notched Plate and Cylindrical Specimens of 1Cr-1Mo-1/4V Steel at Elevated Temperatures

by

Akio TAKADA

(Maizuru Technical College, Maizuru)

Masateru OHNAMI

(Faculty of Science and Engineering, Ritsumeikan University, Kyoto)

Yoshiteru AWAYA

(Maizuru Technical College, Maizuru)

and Kiyoshi UMEDA

(IBM, Japan, Osaka)

The objective of the present study was to elucidate the effect of strain restriction resulting from the difference in notched section form of metallic specimens on creep rupture life at elevated temperatures and also the effect of vacuum environment on rupture life. From the results of tensile creep rupture tests on notched plate specimens of 1Cr-1Mo-1/4V steel in both atmospheric pressure and vacuum at 600°C and of numerical calculations by use of the finite element method, the following conclusions have been derived:

(1) When the present results of notched plate specimens were compared with those of notched cylindrical specimens reported previously, the creep rupture life of a notched cylindrical specimen was longer than that of a notched plate specimen in the region of notch-strengthening, but there was little difference between both data in the region of notch-weakening. This may be interpreted on the basis of the difference in the equivalent stresses or the strains at the notch bottom of cylindrical and plate specimens.

(2) The creep rupture life of a notched plate specimen in vacuum was almost the same as that in atmospheric pressure in the region of notch-strengthening, but in the region of notch-weakening the former was shorter than the latter.

(Received Nov. 6, 1974)

1 緒 言

高温で使用する機械構造物の要素部分は、構造上しばしば切欠きを含んでいる。切欠きクリープ破壊に関する研究は構造物要素の高温クリープ破壊に関する対処という実際の必要から、また多軸応力下のクリ

ープ破壊の問題としてきわめて重要な課題である。この分野の研究の歴史は長くかつ多くの研究が積み重ねられてきている。金属材料の切欠きクリープ破壊の問題を明らかにするためには、大きくみて少なくとも、(1)力学的立場からの研究と、(2)金属組織学的立場からの研究とがともにも必要である。前者については、古くから多くの研究があるが、最近ではいわゆる線形破壊力学やクリープ損傷則の切欠きクリープ破壊への拡張などの研究が急速にすすみつつある。

* 原稿受理 昭和49年11月6日

** 正 会 員 舞鶴工業高等専門学校 舞鶴市宇白屋

*** 正 会 員 立命館大学理工学部 京都市北区等持院北町

**** 正 会 員 (株)日本IBM 大阪市南区順慶町

本論文では、高温における金属材料の切欠きクリープ破壊に関する研究の一環としてとりわけ前報³⁾⁴⁾⁵⁾の研究に引き続いて、蒸気タービン車軸から抽出された 1Cr-1Mo-1/4V 鋼の試験片を用いて、(1)切欠き挙動に及ぼす試験片断面形状の違いによるひずみ拘束の影響、および(2)真空ふん囲気がクリープ破断寿命に及ぼす影響についてそれぞれ有限要素法による切欠き底横断面のクリープ応力・ひずみ解析およびき裂観察により明らかにすることを試みた結果について述べる。

2 実験材料と実験方法

2・1 試験片

供試材には、日本学術振興会第 129 委員会第 3 分科会（高温強度）における共通試験材料である 1Cr-1Mo-1/4V 鋼製蒸気タービン車軸の一部（外径 1124 mm、長さ 210 mm）から抽出した試験片を用いた。なお供試材の化学的成分と熱処理条件を Table I に示す。Fig. 1 (a)はクリープ破断試験に用いた平板切欠き試験片、Fig. 1 (b)はき裂観察を目的とするクリープ中断試験に用いた平板三重切欠き試験片、Fig. 1 (c)は平板切欠き材のクリープ破断試験結果と比較するため

Table I. Chemical compositions of the material tested (%) and the heat treatment.

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V
0.29	0.28	0.73	0.013	0.006	0.13	0.44	1.05	1.07	0.23

1 000°C × 20 hr → A.C., 675°C × 24 hr → F.C.

Fig. 1. Shape and size of test specimens.

に行なった環状切欠きクリープ破断試験片の形状、寸法を示した。環状切欠き試験片は試験後、き裂観察を行なう目的で二重切欠き試験片とした。V形切欠き形状は平板試験片の場合、Fig. 1 (d)に示すように曲率半径 0.13 mm の 60°V形切欠きであり、その形状係数（弾性応力集中係数） K_t は 5.5 である。また、環状切欠き試験片の場合は Fig. 1 (e)に示すように曲率半径 0.1 mm の 60°V形切欠きであり、 K_t は 4.7 である。さらに、平板平滑試験片として平行部長さ 50 mm、その厚さ 6 mm、幅 3 mm のものを用い、丸棒平滑試験片には平行部長さ 50 mm、その直径 6 mm のものを用いた。切欠き部の加工はすべて供試材の熱処理後、機械切削によって行なった。

2・2 実験方法

クリープ破断試験およびき裂観察を目的とするクリープ中断試験を大気圧下および真空ふん囲気下において行なった。試験温度はすべての実験において 600°C 一定とした。真空ふん囲気は真空槽内に電気加熱炉を設けた荷重容量 5 トンの真空クリープ試験機を用い、到達真空度として 5×10^{-6} Torr を得た。伸び測定は試験片掴み部に取り付けた伸び取り出し棒の相対的変位をその先端に取り付けた 2 個のダイヤルゲージでもって真空槽に設けた観測窓を通じて読みとることにより行なった。クリープ中断試験は平板三重切欠き試験片を用いて公称引張応力 $\sigma_n = 30.0 \text{ kg/mm}^2$ のもとで大気圧下および真空ふん囲気下において行なった。すなわち、中断時間を t 、切欠き材の破断時間を t_r として $t/t_r = 1.0, 0.85, 0.75$, および 0.5 の条件で行なった。き裂および組織観察は試験後、試験片軸方向に中心線を通る断面で切断後、光学顕微鏡にて観察した。なお腐食液には 5% ナイタルを用いた。

一方、有限要素法によるクリープ応力解析法については既報⁴⁾⁵⁾に述べたとおりである。

3 実験結果およびその考察

3・1 クリープ破断試験結果

Fig. 2 は平板材の大気中と真空中における平滑試験片および切欠き試験片の公称応力 σ_n -破断時間 t_r 曲線に示す。図からわかるように大気圧下、真空下のいずれの場合も破断時間の約 120 hr までは切欠き強化を示し、それ以後において切欠き弱化を示す。さらに、Fig. 3 は大気圧下および真空下における平板平滑材の破断までのクリープ曲線を示す。この図から、本実験条件下では破断伸びは大気圧下、真空下のいずれの場合も破断寿命が長くなるほど小さくなることがわかる。また、大気圧下、真空下の破断伸びを比較すると

*1 $K_t = 5.5$ を予定したが加工の手違いで $K_t = 4.7$ となった。なお、この環状切欠き材の高温クリープ破断試験結果についてはすでに報告したとおりである。⁵⁾

Fig. 2. Nominal stress versus time to rupture curves of notched and unnotched specimens in both atmosphere and vacuum.

Fig. 3. Creep curves of unnotched plate specimen in both atmosphere and vacuum.

真空中におけるほうがいずれの公称応力においても小さな値をとるが、破断寿命については大差のないことがわかる。いま、大気圧下における平板材の切欠きクリーブ破断寿命を同一の形状係数をもつ環状切欠き材の破断寿命と比較するため、平滑試験片と切欠き試験片の公称応力-破断時間曲線を分けて、それぞれ Figs. 4, 5 に示す。Fig. 4 からわかるように、大気圧下の板状平滑試験片の破断寿命は大気圧下の丸棒平滑試験片のそれに比べて幾分短くなる。さらに Fig. 5 からまず大気圧下の切欠き平板材の破断寿命は大気圧下の丸棒材のそれに比べて明らかに短くなる。ここで、本実験に用いた環状切欠き試験片の形状係数は $K_t=4.7$ であり、板状切欠き試験片の 5.5 と相違するが、 $K_t=4.7$ の結果は Fig. 5 に示したように共

Fig. 4. Nominal stress versus time to rupture curves of unnotched specimens.

Fig. 5. Nominal stress versus time to rupture curves of notched specimens.

同試験研究の他研究機関で行なわれた形状係数 $K_t=5.3, 5.5$ の結果と比較した場合大差がないと判断することができる。^{*2} ついで両図において、平板材のふん囲気（大気圧下および真空中）による破断寿命の相違について検討すると、板状平滑材では真空中における破断寿命は大気圧下のそれと大差のないことがわかる。他方、切欠き材では短寿命側においては相違はみられないが長時間側において真空中における破断寿命が大気圧下のそれに比べて明らかに短くなる。以下にこれらのことについて考察を加えることにする。

Fig. 2 の結果から切欠きの影響を定量的に明らかにするために同一破断時間における平滑材と切欠き材の公称応力の比 N. R. S. R. について整理したものが Fig. 6 である。この図から少なくとも次のことを指摘できる。すなわち切欠き強化域では大気圧下における切欠き平板材の N. R. S. R. の値は切欠き丸棒材のそれに比べて小さくなるが、切欠き平板材の大気中と真空中における N. R. S. R. の値にはほとんど差が見受けられない。他方、切欠き弱化域では大気圧下における切欠き平板材と切欠き丸棒材それぞれの N. R. S. R. の値に大差がないが、切欠き平板材の真空中における N. R. S. R. の値は大気中のそれより小さくなる。以下にこれらのことについて考察を加えることにする。

3・2 有限要素法によるクリーブ応力解析結果

Fig. 7 は平板および丸棒材についてともに切欠き弱化域を示す $\sigma_n=21.0\text{ kg/mm}^2$ の下における両試験片の切欠き底の相当応力 σ^* の時間的変化を示したもの

Fig. 6. Notch rupture strength ratio of plate and cylindrical specimens.

*2 したがって、環状切欠き材の形状係数 $K_t=4.7$ と $K_t=5.5$ による破断寿命には大差がないものと考えられる。

Fig. 7. Analytical representation of variation of equivalent stress σ^* at notch bottom of both and cylindrical specimens with time elapse by finite element method ($\sigma_n=21.0$ kg/mm²).

Fig. 8. Analytical comparison of both creep curves of notched and unnotched specimens by finite element method ($\sigma_n=21.0$ kg/mm²).

であり、図から両試験片の σ^* の値はクリープ破断寿命の大部分において σ_n^* の値より小さくはならず、また両試験片の σ^* の値に大きな差のないことがわかる。また、同一公称応力下で切欠き底における相当全ひずみ ϵ^* について両試験片の比較を示したものが Fig. 8 であり、この図からも平板材の ϵ^* が丸棒材のそれより明らかに大きくなっていることがわかる。既報において切欠き弱化学条件の一つとして、切欠き底における σ^* が全クリープ寿命を通じて公称応力 σ_n より相対的に大きく、したがって切欠き底における ϵ^* が平滑材のそれより大きくなることを指摘したが、本実験で行なった切欠き平板についても全く同様のことがいえる。しかもこの場合、すでに Fig. 7 で述べたように切欠き平板材の切欠き底での σ^* が切欠き丸棒材のそれと比べて大差がないので、同一の形状係数 ($K_t=5.5$) における大気中の切欠き平板材と切欠き丸棒材それぞれの破断寿命は Fig. 5 に示したようにほとんど一致するものと思われる。同様に、両試験片がともに切欠き強化を示す $\sigma_n=30.0$ kg/mm² の下における切欠き底での σ^* と ϵ^* の時間的変化を平滑材のそれらと比較した結果をそれぞれ Figs. 9, 10 に示す。この場合についても切欠き平板材の σ^* あるいは ϵ^* の値は切欠き丸棒材のそれらより大きくなるが、

Fig. 9. Analytical representation of variation of equivalent stress σ^* at notch bottom of both plate and cylindrical specimens with time elapse by finite element method ($\sigma_n=30.0$ kg/mm²).

Fig. 10. Analytical comparison of both creep curves of notched and unnotched specimens by finite element method ($\sigma_n=30.0$ kg/mm²).

その違いの程度は Figs. 7, 8 の結果と比べて明らかに大きくなることわかる。換言すれば切欠き強化域において切欠き丸棒材におけるひずみ拘束の影響が最も顕著に現われているものと考えられ、その結果 Fig. 5 に示したように高応力レベルでは切欠き丸棒材の破断寿命は切欠き平板材のそれに比べて長くなり、したがって Fig. 6 で述べたように平板材の N. R. S. R. の値が丸棒材のそれに比べて小さくなるものと考えられる。

3.3 真空中および大気中における平板切欠き材の破断寿命について

さきに Fig. 5 において切欠き強化領域における切欠き平板材の真空中と大気中の破断寿命に差が認められ、他方、切欠き強化領域においてはその差が認められないことを指摘したが、このことを切欠き強化領域 ($\sigma_n=30.0$ kg/mm²) について中断試験を通じてき裂を観察することにより考察を行なった。Fig. 11 は真空中で行なった試験片の切欠き底近傍における光学顕微鏡写真を示す。この図において $t/tr=1.0$, 0.85 および 0.75 でいずれも粒界き裂が観察され、 $t/tr=0.5$ ではき裂が観察されなかった。このことより真空中におけるき裂の発生は $t/tr=0.5$ から 0.75 の間に発生することがわかる。他方、大気中における同様の写真を Fig. 12 に示す。この図においても $t/tr=1.0$, 0.85 および 0.75 でき裂が発見でき、 $t/tr=0.5$ においてき裂が発見できなかった。以上の結果より真空中、大気

Fig. 11. Crack initiation of notched plate specimen in vacuum ($\sigma_m=30.0 \text{ kg/mm}^2$).

Fig. 12. Crack initiation of notched plate specimen in atmosphere ($\sigma_m=30.0 \text{ kg/mm}^2$).

中いずれも $t/tr=0.5$ から 0.75 の間にき裂が発生することがわかり, 切欠き強化を示す比較的高応力レベルにおいて真空中, 大気中における切欠き平板材の破断寿命に差を生じないということはき裂の発生時間に差がないということより充分理解することができる。

ふん囲気の相違によって切欠き材のクリープ破断寿命に相違を生じることが推察されるのは切欠き底近傍における酸化膜の影響が考えられる。本実験を行なった範囲内では, 真空中で行なった試験片の光学顕微鏡写真 (Fig. 11) の切欠き底には酸化膜は観察されないが, 大気中で行なった試験片の切欠き底 (Fig. 12) には酸化膜の附着が観察された。したがってこの酸化膜の有無によってクリープき裂の進展が妨げられ, 破断寿命に差を生じることが考えられる。しかしながら比較的高応力レベルにおいてはき裂の発生から試験片の破断までの時間が短いことから, き裂の発生および伝ばに及ぼす酸化膜の影響を顕著に受けず破断寿命に差を生じないが, 低応力レベルすなわち長寿命側においてはき裂の発生から破断までの時間が長いことからき裂の伝ばに及ぼす酸化膜の影響を受けるものと考えられるが, 本実験の範囲内では確かなことはわからない。

4 結 言

1 Cr-1 Mo-1/4 V 鋼の板状平滑試験片と切欠き平板試験片 (60° V 形切欠き, $K_t=5.5$) の温度 600°C における大気中と真空中 (10^{-6}Torr) の引張クリープ破断試験結果と有限要素法による数値計算結果から次のことがらが結論できる。

(1) 本供試材は, 実験を行なった範囲の破断時間について大気中と真空中を問わず約 120 時間の破断時間で切欠き強化から切欠き弱化へ移行する。また, この時間を境として寿命時間が長くなるほど平滑試験片のクリープ破断伸びが減少する。また真空中における平滑材の破断伸びは大気中におけるそれよりも小さくなった。

(2) 大気中における切欠き平板材の破断寿命は同一の形状係数をもつ切欠き丸棒材 (60° V 形) のそれより切欠き強化現象を示す比較的高応力レベルにおいて明

らかに短くなり, その力学因子として切欠き丸棒材切欠き底におけるひずみ拘束の影響が切欠き平板材のそれより切欠き強化域において大きいことを指摘した。また, このことは両切欠き試験片の切欠き底におけるミーゼス基準の相当応力あるいは相当全ひずみの違いから明らかにした。他方, 切欠き弱化現象を示す比較的低応力レベルにおいては大気中における両切欠き試験片の破断寿命はほとんど同じであり, このことは同じく両切欠き試験片の切欠き底での相当応力あるいは相当全ひずみの違いが切欠き強化域におけるほど大きなものでないことに原因するものと推察した。

(3) 真空ふん囲気の影響については, 平滑平板材では大気中のものとほとんど差がなく, 切欠き平板材では切欠き強化域の高応力レベルでは同じく差がないが切欠き弱化域の低応力レベルでは真空中の破断寿命が大気中のそれより短くなる。また, 切欠き強化域の高応力レベルにおいて真空中, 大気中における切欠き材の破断寿命に差のないことはき裂の発生時間に差がないことによるものであることをき裂観察から明らかにした。

本実験を行なうにあたって供試材を提供していただいた日本鋼管 (株) 室蘭製作所研究所に対して謝意を表するものである。また, 数値計算には京都大学大型計算機センターの FACOM230-60 を使用した。

(昭和48年5月23日 日本材料学会第22期総会学術講演会にて講演)

参 考 文 献

- 1) たとえば, Siegfried, W., (Advances in Creep Design, The A. E. Johnson Memorial Nicolson), Chap. 11 (1971). App. Sci. Pub.
- 2) たとえば, 機械学会講演論文集, No. 740—8, p. 95; 103; 111; 155 (1974).
- 3) 大南正瑛, 阿波屋義照, 元家勝彦, 高田昶男, 材料, **20**, 361 (1971).
- 4) 大南正瑛, 梅田 清, 材料, **22**, 278 (1973).
- 5) 大南正瑛, 梅田 清, 阿波屋義照, 高田昶男, 日本機械学会関西支部第48期定時総会講演会講演論文集, No. 734—2, p. 40 (1973) 機械学会論文集投稿中