クリープ破断ならびに高温疲労強度に及ぼす 切欠きの影響*

砂 本 大 造** 藤 原 昌 晴**

Effect of Notches on the Creep-Rupture Strength and Fatigue Strength at High Temperature

by

Daizo SUNAMOTO and Masaharu FUJIWARA
(Shin Mitsubishi Heavy-Industries, Ltd.)

We have carried out creep rupture tests and high temperature fatigue tests for notched bars, to examine the general effect of notches on high temperature strength over prolonged periods of time.

Test materials are ten kinds of heat resisting steels, ranging from low alloy steels to super alloys, and we have given them regular heat treatment in these tests. Notched specimens have U-type and V-type circumferential groove by machine cutting, which are respectively about 1.8 and 3 in stress concentration factor.

The creep rupture tests of multiple tension type were carried out aiming at 1 000 hours, and fatigue tests of rotary-bending type was practised at a revolving speed of 3 000 rpm up to $N=10^7$ cycles.

The typical values of the above tests are tabulated in this report, with notch rupture strength ratio and strength reduction factor (β). Here, we obtained several conclusions as follows;

(1) The notch rupture strength ratio is generally larger than unity, as in the short time tensile test. But, it correlates closely with ductility variation of materials, depending on progressive precipitation and aging, with the increase of applied temperature and time.

(2) Within the range of the tests, all the test points of ten materials have about the same correlation for the notch rupture strength ratio to the value of plain bar contraction, at corresponding rupture time, and it falls under unity when the plain bar is contracted below approximately 30 % in V-notch, and 20 % in U-notch. It is convenient to assume notch effect from plain bar creep rupture tests.

(3) This ratio has a tendency to decrease after it has once increased, with the increase of notch sharpness. When it has large ductility the maximum value is high, but with small ductility, it gradually falls.

(4) In general, the ratio for austenitic alloys is lower than for ferritic alloys. Particularly, 25-20 stainless steels showed the highest notch sensitivity of all the test materials.

(5) Concerning the high temperature fatigue, there was a tendency in the strength reduction factor (β) for ferritic alloys to decrease, and for austenitic alloys to increase at high temperature.

(Received Nov. 30, 1962)

1. 緒 言

機械部品に切欠きはつきものであり、それが材料の強度にいかなる影響を与えるかを知ることが、設計上きわめて重要なことである。切欠き効果に関しては、

室温での疲労強度や、低温ぜい性の分野では広く研究され、かなり実用にも供せられているが、高温では切欠きの影響が比較的等閑視されているように思われる。しかしこれは、必要性が少ないためというよりは、むしろ現状ではデータが著しく不足していることに原因があるようである。

高温強度に及ぼす切欠きの影響について、貴重な文

* 原稿受付 昭和37年11月30日、当協会第5回高温強度シンポジウムにて講演(昭37.10)

** 正員 新三菱重工業株式会社神戸造船所

献もいくつかあるが、クリープ破断を例にとると、供試切欠きが鋭すぎる ($\alpha_k > 7.5$)、時間が短い (100 h)¹⁾、一温度のみの実験というように、それぞれはきわめて貴重でも、実用的にはまだまだ不十分であるといっても過言ではない。

このような観点から、データの不足をいくらかでも補い設計上の参考に資するため、クリープ破断・高温疲労などの、いわゆる高温での耐久強度に及ぼす切欠きの影響を検討した。実験の方針としては、高温における強度性質が材料の種類とか組成、溶解・処理条件などによって微妙に変化するところから、一、二の材料について細かく検討するやり方でなく、むしろなるべく種類の異なる多くの材料について概括的な特性をつかむこと、クリープ破断と高温疲労とを同時に行ない、前者ではせめて 1000 h までの強度を求めること、切欠きの鋭さは実用範囲程度とすること、などを目標に実施した。

2. 供試材料および実験方法

実験に供した材料は、フェライト系 5 種類、オーステナイト系 5 種類で、その内訳は低合金鋼 2 種、13Cr 系鋼 3 種、Ni-Cr 系高合金鋼 3 種、Ni-Cr-Co 系耐熱合金 2 種である。Table 1 にそれらの化学成分、熱処理条件などを示す。特注品である耐熱鋼の熱処理は、メーカ側で高温強度をだすための一般的な熱処理を実施してもらった。これらの組織は省略するが、結晶粒度を参考までに付記した。また、引張強度は Table 2 に記入したが、伸び・絞りなどの値などは省略した。

実験には、主として 2 t マルチプル形引張りクリープ破断試験機 (5 本掛、島津製) と、8 kg-m 回転曲げ高温疲労試験機 (3000 rpm、島津製) とを用いたが、同時に短時間高温引張試験も実施した。試験片の形状は Fig. 1 のとおりで、平滑りと U 形・V 形切欠きの 3 種である。切欠試験片の応力集中係数 α_k は、実用

範囲を考え 1.8 および 3 程度に選定した。また、切欠底はすべてバイト仕上げのままで、その曲率・谷径などは投影器で拡大検査の後、実験に供した。

Fig. 1 Size of test specimens

Fig. 2 Example of creep-rupture test result; 25-20

Table 1 Test materials

	Chemical composition (%)								Heat treatment	Hardness H_R	Austenite grain size
	C	Cr	Ni	Mo	Co	W	Nb	Others			
2 1/4 Cr-1 Mo SNCM 2	0.08	2.3	—	0.9	—	—	—	—	930°C AC, 730°C 5hr AC	120	(5: Ferrite)
	0.26	1.3	3.2	0.2	—	—	—	—	850°C OC, 620°C	310	—
13 Cr 12 Cr-Mo H 46	0.15	12.6	—	—	—	—	—	—	965°C " 750°C	190	—
	0.12	12.3	—	0.5	—	—	—	—	950°C " 620°C	220	—
	0.15	11.5	—	0.5	—	—	0.33	V 0.27	1150°C AC, 670°C 6hr AC	245	—
18-8 25-20 19-9 DL	0.08	19.0	9.0	—	—	—	—	—	1100°C WC,	130	3(2~4)
	0.18	25.2	20.4	—	—	—	—	—	1050°C "	160	7(7~8)
	0.31	19.9	9.5	1.6	—	1.1	0.40	Ti 0.24	1150°C " 750°C 10hr AC	180	6(5~7)
LCN-155 S-816	0.14	21.1	19.8	3.2	20.5	2.0	1.6	N 0.14	1190°C " 816°C 4hr "	230	6(6~7)
	0.39	19.6	19.8	4.1	42.4	4.3	3.8	Fe 3.2	1180°C " 760°C 12hr "	270	8(7~8)

Fig. 3 Example of fatigue test result; 18-8

試験温度は、外国文献で 1200°F (649°C) のデータが多いので、 650°C を中心に 100°C 飛びに行なうこととし、各材料の最高使用温度付近の2段階を選んで実施した。また、室温でも使用されるものについては室温疲労試験も追加した。試験時間は長いほど望ましいが、クリープ破断では 1000 h 、疲労では $N=10^7$ 回までを目標とした。なお、試験終了後の試験片は、必要に応じ投影器で絞りを測定し、また一部ミクロ組織・かたさ分布なども検討した。

3. 実験結果

クリープ破断試験および高温疲労試験結果の一例を、それぞれ Fig. 2, 3 に示す。他の線図は省略するが、

Table 2 Typical value of test results

	Test temp. ($^{\circ}\text{C}$)	Tensile strength			Creep rupture strength (Tension. 1 000 hr)						Fatigue strength (Rotary bend, 10^7 , 55hr)					
		Plain (kg/mm^2)	V-notch		Plain (kg/mm^2)	U-notch		V-notch		Plain (kg/mm^2)	U-notch		V-notch		Plain (kg/mm^2)	β
			(kg/mm^2)	Ratio		(kg/mm^2)	Ratio	(kg/mm^2)	Ratio		(kg/mm^2)	β	(kg/mm^2)	β		
2 1/4 Cr-1Mo	R.T.	45.7	62.6	1.37	—	—	—	—	—	26	17	1.53	9	2.90		
	450	38.5	53.2	1.38	26	33	1.27	36	1.38	23.5	15	1.57	10	2.35		
	550	32.5	46.7	1.44	11.5	15	1.30	16	1.39	16.5	9.5	1.74	9	1.84		
SNCM 2	R.T.	102.9	137.8	1.34	—	—	—	—	—	50	27	1.85	19	2.63		
	300	(93)	(123)	(1.32)	—	—	—	—	—	44	—	—	19	2.31		
	450	78.2	109.5	1.40	41	52	1.27	45	1.10	40.5	31	1.31	20	2.02		
	550	52.1	85.9	1.65	7.8	8.7	1.12	7.8	1.00	30	24	1.25	20.5	1.46		
13 Cr	R.T.	67.3	92.4	1.37	—	—	—	—	—	39	24.5	1.59	15	2.60		
	450	52.7	69.9	1.33	28	33	1.18	34	1.21	28	17.5	1.6	12.5	2.24		
	550	36.4	50.3	1.38	11.5	14	1.22	15.5	1.35	21	14.5	1.45	9.5	2.21		
12 Cr-Mo	R.T.	76.8	102.3	1.33	—	—	—	—	—	42	23	1.83	16	2.62		
	450	59.3	80.0	1.35	39	54	1.38	54	1.38	31	19	1.63	12	2.58		
	550	45.8	65.3	1.43	16	20	1.25	21	1.31	23	15	1.53	9	2.55		
H 46	550	53.0	72.3	1.37	26	35	1.35	35	1.35	28	16	1.75	10	2.80		
	650	32.4	47.8	1.48	10.8	15	1.39	15	1.39	17	11	1.55	8	2.13		
18-8	R.T.	64.1	75.6	1.18	—	—	—	—	—	25	25.5	0.98	19	1.32		
	550	43.4	53.0	1.22	26	28	1.08	25	0.96	20	17	1.18	11	1.82		
	650	35.0	46.5	1.35	13.5	17	1.26	17	1.26	16	12	1.33	8	2.00		
25-20	550	53.7	62.5	1.17	32	31	0.97	29	0.91	28	23	1.22	15	1.87		
	650	46.4	54.7	1.18	13.5	15	1.11	13.5	1.00	23.5	18.5	1.27	11	2.14		
19-9 DL	550	55.9	62.0	1.11	36	40	1.11	34	0.94	28	19.5	1.45	15	1.87		
	650	44.4	55.6	1.25	20	26	1.30	25	1.25	26	17.5	1.49	14	1.86		
LCN-155	650	61.3	68.6	1.12	23.5	27	1.15	28	1.19	32	21	1.52	14.5	2.21		
	750	46.4	53.3	1.15	12.5	14.5	1.16	13.5	1.08	23.5	17	1.38	12	1.96		
S-816	650	82.6	86.0	1.04	32	38	1.19	38	1.19	43.5	28	1.55	19	2.29		
	750	64.6	68.8	1.06	18	22	1.22	22	1.22	37.5	22	1.70	16	2.34		

Table 2 は、これから得た代表的な数値を抜粋して示したもので、本表には切欠強度の平滑強度に対する比を併記した。

$$\text{切欠強度比} = \frac{\text{切欠材の強度}}{\text{平滑材の強度}} \quad (\text{注. いずれも同一温度・時間条件にて})$$

ただし、疲労の場合は慣習に従ってこれの逆数である切欠係数 β の値を記入した。

クリーブ破断の場合は、後述のように時間によって切欠強度比が複雑に変化するので注意を要するが、1000 h 寿命を対象とするならば、Table 2 はそのまま設計の参考資料に使用できる。なお、100 h とか $N=10^6$ 回などの途中強度、絞りの値、総括強度線図などは省略した。

4. クリーブ破断における切欠効果の検討

(I) 破断時間と切欠強度比

Fig. 2 から推測できるように、切欠クリーブ破断強度はかなり複雑な様相を示すので、求められた破断曲線からそれぞれ 10, 100, 1000 h における切欠強度比を読み取り、これと時間との関係を検討した。Fig. 4 はそのうちの V 形切欠きについての例を示したもので、強度比が材料の種類・温度だけでなく、破断時間によっても変化することがわかる。

したがって、材料の切欠感度を調べ、また長時間後の挙動について推測をするためには、その変化傾向を知るだけでなく、それが何と関係が深いかを知る必要がある。

(II) 材料の延性と切欠強度比

切欠材の強度が切欠底の変形能と密接な関係があり、き裂を生ずるまでの変形能が大で、応力集中効果を大幅に緩和しうる場合には強く、逆の場合に弱くなるであろうことは容易に推測されることで、このことは文献^{1)~7)}でも指摘しているとおりである。

これを具体的に調べるため Fig. 5, 6 に示すような作図により、切欠材のすべての実験点につき、それぞれの有する切欠強度比(平滑材の破断曲線に対する比)と、伸び・絞りなどとの関係を検討してみた。

Fig. 4 Example of variation in notch rupture strength ratio against time; V-notch

この場合切欠底の延性を示すものとしては、直接切欠試験片の絞りを採るのが合理的なはずであるが、実

Photo. 1 Example of V-notched bar after creep rupture

Fig. 5 Notch rupture strength ratio against ductility of materials (1) V-notch, $\alpha_k=3.1$

Fig. 6 Notch rupture strength ratio against ductility of materials (2) U-notch, $\alpha_k=1.85$

際には Photo. 1 にも例示したように、切欠底にき裂が発生してもすぐには破断せず、さらに相当の塑性変形を起こした後に破断する例がかなりあり、絞りの測定自体に問題を伴うためか、むしろ対応する時点における平滑材の絞りを採ったほうが、よりよい相関関係を示した。また、直接切欠材の結果を用いるよりは、このほうが実用的にも意味があるので、Fig. 5, 6 にその場合の整理結果を示した。

なお、伸びの値を採ることも考えられるが、平均伸びの値は一般に不安定なうえに、物理的な意義もあいまいで、適当ではないと考えられる。このほか、寿命比とか Master rupture curve などの検討も行なったが、あまり結果をよく整理することはできなかった。

Fig. 5, 6 の図も、2本の点線で示すように、なおかなりの幅を有しているが、クリープ破断試験における寿命とか絞りのばらつきを考えれば、すべての材料・温度・破断時間を総括した図としては、よくあっているといつて差しつかえない。この点に関しては、なお詳細な検討が必要であろうが、クリープ破断における切欠効果自体は比較的単純な特性をもち、複雑なのはむしろ、折出時効に関連した延性変化そのものにあるのではないかと推測される。

なお、短時間引張試験における切欠強度比もこれに近い関係を示したが、絞りの大きいところで、強度比が非常に大きくなるなど、負荷条件だけからみてもクリープ破断とは別の取り扱いが必要と思われる。

(III) 切欠強度比の推定

実用上最も重要な点は、いかなる場合に切欠弱化を示すかということであり、この点、切欠きの鋭さの異なる両図で、後述するように少し差があるが、鋭いV形切欠きでは約30%、鈍いU形切欠きでは約20%以下に絞りが低下すると、強度比が1以下になる可能性があるともみてよいようである。実用切欠きの応力集中係数 α_k は、普通3を越えることは少ないから、一般には平滑材のクリープ破断試験において、絞りが30%以下になるような温度・時間の下では、切欠弱化を起こす危険性があると考えてよいであろう。

平滑材のクリープ破断データは、相当長時間のものもあるから、それからは直接切欠効果の推定をすることが可能であり、あるいはまた、これらが折出時効に関係が深いと考えられることから、使用温度より少し高めのデータから、長時間後の挙動をある程度推測することも可能であろう。

ここで平滑材の絞りが、たとえば数%しかない非常にもろい状態のときに、切欠強度比がどの程度下がるかがわかれば望ましいが、この点は本実験からは知ることができなかった。ただ、現在までの文献から推測される最低値は0.6程度^{1)~3)}のようである。

(IV) 切欠きの鋭さの影響

以上は、一定の切欠形状の下での観察であるが、同一時点すなわち同一温度・時間の下での切欠きの鋭さの影響については、Fig. 7 の例ようになる。これを見ると、切欠きが鋭くなるにつれて、強度比は増大してある極大値に達し、それを過ぎると低下しはじめること、延性の大きなものは相当鋭い切欠きまで強化を続けるが、延性の小さいものでは、非常に鈍い切欠きのところすでに極大値に達し、以後急速に弱化していくことが示されている。本実験の25-20などは、少しでも外部切欠きがあると強度低下を起こす、非常に切欠きに敏感な場合に相当している。

このような傾向は、Fig. 5, 6 の整理でもうかがわれ、絞りが60%以上の場合は鋭いV形切欠きのほうがむしろ強度比は高く、40%以下の場合は逆転して、鋭いV形のほうが低い傾向となって現われている。

(V) 材料の組織状態との関係

Photo. 2 は、クリープ破断後のミクロ組織の例であるが、延性・強度比の低下のみられた25-20, SNCMなどでは、長時間の高温負荷により内部に微細き裂の発生が認められ、延性・強度比ともに大きい12Cr-Mo鋼などではその傾向が認められなかった。材料の延性低下には、これら微細き裂の発生が密接に関係していると思われるが、オーステナイト系にみられるこの種の粒界き裂は、それが発生してもなお相当の延性を示す場合があり、延性変化を究明するためには、粒界折出物の性状と、粒内における折出および粒自体の変形能に関して、今後さらに検討される必要があろう。

なお、今回の実験では、SNCM2を除いては全般にフェライト系は切欠強化傾向であるが、オーステナイト系、特にオーステナイトステンレス鋼系は、切欠きに敏感な傾向を示しており、後者については、特に材料の適切な選択と、延性を向上するような熱処理・粒度調整などが、切欠強度の面から要望されよう。

5. 高温疲労における切欠効果の検討

(I) 温度と切欠係数

Fig. 7 Example of variation in notch rupture strength ratio against notch sharpness; at 1000 h

高温疲労破壊においては、クリープ破断の場合に比べて、時間(繰返数)とか切欠きの鋭さの影響が単調なようで、また疲労の場合、室温における切欠係数 β の値が相当に広く研究されているので、実用上は β に対する温度上昇の影響がわかればよいと思われる。

Fig. 8 は、 β の温度による変化を示したもので、一、二の例外はあるが、フェライト系では温度上昇とともに β が低下し、オーステナイト系では逆に増大する傾向のように見受けられる。したがって実用上、フェライト系では室温の β をそのまま採っても大きな誤りはないと考えられるが、オーステナイト系ではそれでは危険で、かなり増大するとみる必要がある。特に 18-8 では、室温の β がきわめて低いにもかかわらず、650°C になると 1.4~1.5 倍に β が増大している。これらがどこまで増大するかは本実験の範囲では明らかでないが、Fig. 8 の値は一つの参考になろう。

このようにフェライト系とオーステナイト系で差があるのは、全般的にフェライト系では加熱により軟化する傾向であるのに対して、オーステナイト系では析出硬化の傾向が強く、また、加工硬化層とか結晶粒度の点から室温の β が低くてやすいことなどが関係していると推測されるが、この点についてはさらに検討が必要であろう。

(II) クリープ破断における切欠感度との関連性

以上は、 $N=10^7$ 回、すなわち時間にして約 55 h 後の値についてであるから、温度と時間だけからみれば、その時効進行の程度はクリープ破断の 55 h 付近の結果と対応するはずである。しかし両者の切欠感度、すなわち強度を低下させる働きを材料別に比較してみると、

全般には逆の傾向となっており、結局応力負荷条件の相違によって、破壊形式が異なるため、粒界の強度と粒内強度のきき方で差が現われるものと考えられる。

6. 総 括

以上、低合金鋼から超耐熱合金に至る 10 種類の材料を対象とした切欠クリープ破断および切欠高温疲労試験の結果を報告し、一部得られた数値を表示したが、これから得た結果の要点をまとめると下記のとおりである。

(1) クリープ破断にむいては、短時間引張りと同様、一般には切欠強化傾向の場合が多いが、切欠強度比は、同一材料でも温度・切欠きの形によって異なるだけでなく、破断時間の長短に応じて変化し、かなり複雑である。

(2) これは、高温における材料の延性が、析出時

Fig. 8 Fatigue strength reduction factor against temperature ; at $N=10^7$

Photo. 2 Example of micro-structure after creep rupture

効の進行とともに増減することと密接な関係があると考えられ、対応する時点の平滑材の絞りをとって整理すると、材料の種類・温度・破断時間のいかんにかかわらず、全実験点の切欠強度比は大体同じ傾向で変化していることが認められた。

(3) これは、さらに検討が必要であろうが、平滑材のクリープ破断試験から大体の目安を立てる上には便利であり、一般には平滑材の絞りが30%以下に低下するような条件の下では、切欠弱化を起こす可能性であるとみてよいであろう。(鈍いU形切欠きでは約20%以下)。

(4) また、切欠きが鋭くなるにしたがって、切欠クリープ破断強度比は、いったん増大した後減小する傾向があるが、材料の延性が小さいところでは減小の一方となる。

(5) 全般に、オーステナイト系ステンレス鋼は切欠弱化傾向が強く、本実験の中では25-20が最も切欠きに敏感であった。

(6) 高温疲労においては、室温と同様全般に切欠弱化を示すが、本実験の範囲では切欠係数 β の値は、一、二の例外を除いてフェライト系では室温より小さく、オーステナイト系では室温より大なる傾向が認められた。

(7) また、材料の切欠感度は、クリープ破断の場合と高温疲労の場合とで高低が逆の傾向に現われるようである。

本報では、実用上の目安をつかむことに主眼を置いて検討したが、高温における切欠効果を明らかにするには、さらに今後の研究に待つ点が多い。

参 考 文 献

- 1) Brown, Jones, Newman, ASTM STP, No. 128, 25 (1952)
- 2) Hull, Hann, Scott, 同 上 49
- 3) Davis, Manjoine, 同 上 67
- 4) Frey, 同 上 131
- 5) Siegfried, 同上, 93 および Sulzer Technical Review. (1945-1)
- 6) Carlson, Macdonald, Simmons, Trans. ASME, 78, 349 (1956)
- 7) 金森, 織田, 中島, 三菱造船技報, 5, 26, 36 (1957)
- 8) Jones, Wilkes, Proc. ASTM, 50, 744 (1950)
- 9) Trapp, Schwartz, Proc. ASTM, 53, 825 (1953)
- 10) Lazan, Demer, Proc. ASTM, 53, 839 (1953)
- 11) Toolin, Proc. ASTM, 54, 786 (1954)
- 12) Vitovec, Lazan, ASTM STP, No. 174, 69 (1955)
- 13) Hyler, Simmons, Trans. ASME, 78, 339 (1956)
- 14) 安藤, 加藤, 渡利, 機械学会論文集, 22, 123, 851 (1956)
- 15) 大内田, 材料試験, 9, 84, 32 (1960)
- 16) 河本, 田中, 三宅, 機械学会論文集, 27, 176, 403 (1961)
- 17) JSTM, 疲労部門委員会, 材料試験, 10, 96, 2 (1961)
- 18) 田中(集録), 同上, 52
- 19) 会田, 砂本, 藤原, 材料試験, 10, 90, 32 (1960)
- 20) 砂本, 藤原, 新三菱重工技報, 4, 2, 56 (1962)

(122頁より)

ラボトノフのクリープパラメータの応用 (The Application of Rabotnov's Creep Parameter) by Rebert M. Goldhoff, Proc. ASTM Vol. 61, p. 907-919 (1961)

ラボトノフのパラメータを長時間クリープ強度の推定に応用することの適否を検討した報告である。使用したデータは、著者らの実験結果および文献よりとった実験結果で、材料はフェライト鋼 (1Cr, 1Mo, 1/4 V), 12%クロム合金 (Tyke Crucible 422), オーステナイト鋼 (Tyke A-286), マグネシウム, プラスチック, 析出硬化合金 (17-7 PH tyke) である。この方法は isochronous stress-strain curve が時間に無関係に相似な形を持つという考えの上に立つもので、応力 σ , ひずみ ϵ の間に時間 t をパラメータとして, $\sigma =$

$\phi(\epsilon)/(1+at^b)$, (ただし a, b は定数)なる関係を仮定し、定数 a, b をあらかじめ与えておいて、高温引張試験もしくは短時間クリープ試験における応力-ひずみ関係より与式中の $\phi(\epsilon)$ を決定し、これより長時間における応力-ひずみ関係を求めるものである。著者はその検討の結果より、この方法が充分実用に供し得る精度をもつことを結論している。ただし、 $\phi(\epsilon)$ を求めるのに、高温引張試験の結果を用いることは、大きい誤差をもたらすことがあるので疑問で、クリープ試験より求めるべきであり、また、精度は材質の安定性に依存するとしている。著者はすでに Larson-Miller 法をはじめとする種々の外挿法の比較を行なっているが、本報告では他の外挿法との比較検討がなされていないことが惜しまれる。

(小寺沢良一)

(135頁へ)