常圧焼結窒化ケイ素製段付き円板の1000℃における 一定および漸増荷重下の静的疲労強度†

馬場 秀成* 鈴木 章彦** 林 誠二郎*

Static Fatigue Strength of Sintered Silicon Nitride Disks with Shoulder Fillet at 1000 °C

by

Hidehiko BABA*, Akihiko SUZUKI** and Seiji HAYASHI*

Static fatigue strength of sintered silicon nitride in multi-axial stress field is studied using shoulder fillet disks at 1000 °C. Strength under step up loading is also studied using specimens that survived static fatigue test over 10^6 seconds. In case of static fatigue test, the strength can be evaluated by slow crack growth (SCG) theory. Under step up loading, the strength increases with total exposing time at high temperature. Fracture origin observation reveals that the percentage of fracture originated from surface defects decreases from 55% to 10 %. These results imply that increase in strength under step up loading is associated with the crack healing in surface defects.

Key words: Static fatigue strength, Shoulder fillet disks, Multi-axial stress, Step up loading, Crack healing, Fracture origin, Silicon nitride

1 緒 言

窒化ケイ素は、その強度、耐熱性といった機械的な性質が金属材料より優れていることから、ガスタービン翼等の高温構造部材への適用が期待されており、これまでに、即時破壊、疲労破壊に対する強度評価法の研究が盛んに行われてきた。今日、即時破壊強度に関しては、線形破壊力学とワイブル統計理論を基にした評価法によって、また疲労破壊強度に対しては、それらに SCG 理論を組み合わせた評価法によって、ほぼ系統的に評価出来ることが解っている。¹⁾

ところがその一方で、幾つかの未解決な問題も残されており、それらは例えば、微小有効体積での強度の取り扱い、き裂先端での応力遮へいによる非線形破壊挙動に対する評価法の確立、高温での多軸応力状態における静的および繰り返し疲労破壊の評価手法等が挙げられる。

このような背景から、高温かつ多軸応力状態の破壊クライテリアについて知見を得ることを目的として、構造用部品を模擬した窒化ケイ素製の段付き円板を用い、1000℃大気中における静的疲労強度試験を行った。

さらにその静的疲労試験に於いて、破壊せずに残った試験片を用い、負荷荷重を漸増させる試験を行い、多軸応力状態の漸増荷重下における破壊メカニズムについて考察を行った。本論文はそれらの結果についての報告を行うものである。

2 供試材および試験方法

2・1 静的疲労試験法

本試験で用いた材料は、日本ガイシ(株)製の Y_2O_3 ,

MgO, ZrO_2 , を焼結助剤とする常圧焼結窒化ケイ素である。その機械的性質を Table I に示す。形状は Fig. 1 に示すように直径 70mm, 厚さ 2mm の円板中央に、直径 10mm, 厚さ 10mm の段差を持つ段付き円板である。また段付き部の曲率半径 R については、それが 1.0, 3.0, 10.0mm となる 3 種類の試験片を製作した。Table II にはそれぞれの試験片について、その R エンド部に生じる応力の応力集中係数を示す。試験片の研磨は #800 および #400 (面取り部) のダイヤモンド砥石で行い、その後大気中 1100 °C において 1 時間の熱処理を行った。本試験には東伸工業(株)製の DEAD-WEIGHT 式静的疲労試験機を用いた。試験で用いた電気炉を試験温度の 1000 °C まで昇温させる際の、昇温速度は 6 °C /min. である。載荷方法は Fig. 1 の矢印で示すように、直径 70mm の円板を直径 60mm の円で支持し、その試験片中央部に集中荷重を載荷する、いわゆるボールオンリング方式である。試験前には、感圧紙を用いて、試験片と支持部との接触状態を評価し、それらの間に片当たり等の問題が生じて

Table I. Material property.

Flexural Strength (4-point) R.T.	972(MPa)
Young's Modulus	300(GPa)
Fracture Toughness	6.4(MPa ^{0.5})
Poisson's Ratio	0.27
Density	3.23(g/cm ³)

† 原稿受理 平成 9 年 4 月 28 日 Received Apr. 28, 1997

* 石川島播磨重工業(株)技術研究所 〒135-8732 東京都江東区豊洲, Res. Inst., Ishikawajima-Harima Heavy Industries, Co. Ltd., Koto-ku, Tokyo, 135-8732

** 正 会 員 石川島播磨重工業(株)技術研究所 〒135-8732 東京都江東区豊洲, Res. Inst., Ishikawajima-Harima Heavy Industries, Co. Ltd., Koto-ku, Tokyo, 135-8732

Table II. Stress intensity factor.

Radius R(mm)	Stress intensity factor
1.0	2.37
3.0	1.93
10.0	1.58

Fig. 1. Specimen geometry and loading condition of shoulder fillet disks.

Fig. 2. Specimen geometry and loading condition of JIS specimen.

いないことを確認した。

また、本研究で用いた試験片の材料基礎データを得る為、段付き部加工前の段付き円板焼結体から切り出した JIS 試験片を用いて、1000℃における4点曲げ即時破壊試験 (JIS R1601)、および1000℃4点曲げ静的疲労試験を実施した。Fig. 2にはその際の载荷方法と試験片形状を示す。

2・2 漸増荷重疲労試験法

緒言で述べたように、2・1節で説明した静的疲労試験で破断に至らなかった試験片に対しては、負荷荷重を増加させた後、適当な時間それを保持し、破断に至る迄その負荷荷重を増やし続ける漸増荷重試験を行った。その試験方法の詳細は以下の通りである。

まず、2・1節の静的疲労試験において、破断せずに、約 10^6 sec 経過した試験片に対し、最大応力で20MPaに相当する荷重を増加させ、これを2時間保持した。2時間以内に破断しない場合には、さらに20MPa相当分の荷重を増加して2時間保持する。この方法を破断するまで繰り返した。Table IIIには、これまでに説明したすべて

Table III. Specimen and experiment types.

Specimen types	Experiment types
JIS	Fast fracture
	Static fatigue
Shoulder fillet disks	Static fatigue
	Step up loading

の試験を試験片形状、試験手法別にまとめたものを示す。

3 試験結果

3・1 1000℃における JIS 試験片の即時破壊および静的疲労試験結果

Fig. 3は、材料基礎データを得る目的で行った、1000℃における JIS 試験片の4点曲げ即時破壊試験結果をワイブルプロットした図である。本試験から得られた平均即時破壊強度、ワイブル係数はそれぞれ $\sigma = 864$ (MPa), $m = 25.1$ であった。

Fig. 3. Weibull plot of fast fracture stress for JIS-specimen at 1000℃.

また Fig. 4には JIS 試験片の1000℃における4点曲げ静的疲労試験結果を最大応力-時間線図に示した。図中の←付き△は、载荷と同時に破断したデータであり、→付き△は、破断に至らなかった試験片のデータを示している。実線は▲印の試験結果だけを最小自乗法で近似した回帰曲線であり、その回帰式を以下に示す。

$$\sigma = 798t^{-0.0044} \quad (1)$$

ここで、応力 σ 、時間 t それぞれの単位は MPa、秒である。図中に示した左右両端の矢印付き△のデータは、そ

Fig. 4. Static fatigue test results for JIS-specimen at 1000℃.

の破断時間が厳密に定義できないことから、この回帰式算出には考慮しなかった。

3・2 段付き円板静的疲労試験結果

Fig. 5 には段付き円板の1000℃における静的疲労試験結果を示す。図の横軸は破断時間、縦軸は破断荷重である。破断荷重 (N) から、R エンド部に生じる破断応力 (MPa) を算出するには、段付部半径 1.0, 3.0, 10.0mm の試験片に対し、それぞれ 0.467, 0.333, 0.202 を破断荷重に乗じるにより得られる。本論文においては、Fig. 5 を見易い図とするため、破断荷重で整理した。Fig. 5 中の□、△および○はそれぞれ段付部半径が、1.0, 3.0, 10.0mm のデータである。図中に←付で示されたデータ (1.0sec 上) は、Fig. 4 の説明で述べたのと同様に、試験開始時に載荷と同時に破断したものであり、また右端に→と共に記されているデータは、未破断の状態試験を終了したもので、 1.0×10^6 sec 近傍の点全てが、それに該当する。図から解るように、破断荷重が時間に依存しない比較的フラットな右肩下がり傾向を示しており、この傾向は Fig. 4 に示した JIS 試験片の静的疲労試験結果と一致する。また図中に記した3本の線は、後に述べる理論に基づいて算出した、各試験片毎の破断荷重と破断時間の予想曲線である。

Fig. 6 には、試験後の破壊状況の1例 (段付き部半径 $R=10.0$ mm 破断時間 $t_f=239$ sec のもの) を示す。破壊起点は、段付き部半径 R の大きさに関係なく、全て R エンド部であり、き裂は円板の段付部を迂回するようにして放射状に円板の外周に向かって進んでいる。また 250 倍のマイクロスコープによる破面観察を実施し、破壊起

Fig. 5. Static fatigue test results for shoulder fillet disks at 1000 °C under constant load.

Fig. 6. Typical fracture appearance.

点の同定を行った。その結果、R エンド部近傍の内部欠陥が起点になったものが 40%、表面上の欠陥が起点になったものが 55%、起点を同定出来なかったものが 5% であった。

3・3 漸増荷重試験結果

Fig. 5 中の 1×10^6 sec 上に右矢印と共に示されているデータが、静的疲労試験において破断に至らなかった試験結果である。それらの試験片を用いて漸増荷重試験を行った。Table IV に、漸増荷重試験に用いた試験片について、漸増荷重値とその荷重時間を示す。

この漸増荷重試験で破断した試験片の破断時間については、破断荷重に達する以前に、その破断荷重より小さい荷重下での荷重を数回繰り返していることから、その影響を考慮した破断時間の算出が必要であると考えられる。そこで、以下のような手法²⁾で漸増荷重試験結果の破断時間を評価した。

一般的に活性環境下でのき裂進展速度は SCG (Subcritical or Slow Crack Growth), 即ち式 (2) で記述出来ると考えられている。

$$\frac{da}{dt} = BK^n \quad (2)$$

ここで、 a : き裂長さ, t : 時間, B : 材料定数, K : 応力拡大係数, n : クラック進展べき数, である。

$$\begin{aligned} BC^n \sigma^n t_f &= \frac{2}{n-2} \left\{ \frac{1}{a_i^{(n-2)/2}} - \frac{1}{a_f^{(n-2)/2}} \right\} \\ &\equiv \frac{2}{n-2} \left\{ \frac{1}{a_i^{(n-2)/2}} \right\} \end{aligned} \quad (3)$$

式 (3) は、式 (2) 中の K を、 $C\sigma\sqrt{a}$ (C : 補正係数, σ : 応力) に置き換え積分したものである。式中の変数は、それぞれ、 a_i : 初き裂寸法, a_f : 破壊時のき裂長さ, t_f : 破断時間, であり、 $a_i \ll a_f$ であるとした。この式 (3) より時間 t_f で破壊する初期き裂は以下ようになる。

$$a_i = \left\{ \frac{2}{(n-2)BC^n \sigma^n t_f} \right\}^{2/(n-2)} \quad (4)$$

一方、強度が 2 母数ワイブル分布に従う部材中に存在する初期き裂の中で、き裂長さが a_i 以上の確率は式 (5) で表すことが出来る。

$$P = 1 - \exp \left\{ - \left(\frac{a_0}{a_i} \right)^{m/2} \frac{V}{V_0} \right\} \quad (5)$$

ここで a_0 , V_0 は材料定数, V は部材の体積である。式 (4) を式 (5) に代入すれば、式 (6) が導かれ、時間 t_f 以下で部材が破断する確率となる。

$$P = 1 - \exp \left\{ - (a_0)^{m/2} \left(\frac{(n-2)BC^n \sigma^n t_f}{2} \right)^{m/(n-2)} \frac{V}{V_0} \right\} \quad (6)$$

式 (6) の右辺は、 σ , t_f 以外全て定数であることから、この破壊確率に、 σ とは異なる応力 σ' で、時間 t'_f を要して到達するとすれば、その条件は式 (7) になる。

$$\sigma'^n t'_f = \sigma^n t_f \quad (7)$$

よって式 (7) 中の応力 σ , σ' 各々を、荷重 F , F' と定数の積で表し変形すると、式 (8) が得られる。

Table IV. Relation between step up load and load time.

R=1.0 #1		R=1.0 #2		R=1.0 #3		R=1.0 #4		R=1.0 #5	
Load (N)	Time (sec)	Load (N)	Time (sec)	Load (N)	Time (sec)	Load (N)	Time (sec)	Load (N)	Time (sec)
1558	1220000	1597	765000	1597	1030000	1686	1030000	1725	1030000
1597	7200	1646	7200	1646	7200	1725	7200	1774	18000
1646	7200	1676	7200	1676	7200	1774	56000	1813	7200
1676	7200	1725	7200	1725	7200	1813	7200	1862	7200
1725	14800	1774	7200	1774	30400	1862	7200	1901	7200
		1813	9360	1813	7200	1901	7200	1950	52600
		1862	57000	1862	7200	1950	7200	1989	7200
		1901	7200	1901	7200	1989	57600	2029	7200
		1950	7200	1950	7200	2029	7200	2078	7200
		1989	7200	1989	41700	2078	7200	2117	7200
		2029	7200			2117	7200	2166	57700
		2078	1800			2166	61400	2205	7200
						2205	7200	2244	7200
						2244	7200	2293	4320
						2293	7200		
						2332	7200		
						2381	20600		

R=3.0 #1		R=3.0 #2		R=3.0 #3		R=10.0 #1		R=10.0 #2	
Load (N)	Time (sec)	Load (N)	Time (sec)	Load (N)	Time (sec)	Load (N)	Time (sec)	Load (N)	Time (sec)
1940	1020000	1999	1040000	2127	1260000	3234	1040000	3342	1030000
1999	7200	2068	7200	2195	7200	3342	7200	3459	7200
2068	7200	2126	7200	2264	56000	3459	7200	3577	7200
2126	7200	2195	7200	2323	7200	3577	7200	3695	7200
2195	52300	2264	50900	2391	7200	3695	936	3812	7200
2264	7200	2323	7200	2450	7200			3920	57700
2323	7200	2391	7200	2519	7200			4038	7200
2391	7200	2450	7200	2587	57600			4155	7200
2450	7200	2519	7200	2646	7200			4273	52500
2519	57600	2587	7200	2715	7200			4381	18000
2587	7200	2646	1900	2773	7200			4498	3420
2646	7200			2842	3132				
2715	7200								
2773	7200								
2842	3600								
2911	0								

$$t'_f = t_f \left(\frac{F}{F_m} \right)^n \quad (8)$$

この式 (8) を用いれば, 任意の荷重下に於いて, ある時間が経過した後の破壊確率を, 別の荷重下で要する時間に変換出来る. 荷重変動が複数回あった場合は, その回数だけ和をとればよい. よって式 (8) を級数和の形にした, 式 (9) で表される有効負荷時間 t_{eff} を定義し, それぞれの試験片について, この式を用いて最大荷重を基準とする有効負荷時間で表した破断時間を算出した.

$$t_{eff} = \sum_i \left\{ t_i \left(\frac{F_i}{F_m} \right)^n \right\} \quad (9)$$

ここで F_m は各試験体に負荷した最大荷重 (破断時の荷重) である. F_i は F_m に至るまでに試験片に負荷した各荷重, t_i は荷重 F_i を載荷していた時間である. また式 (9)

Fig. 7. Static fatigue test results for shoulder fillet disks at 1000 °C under step up load.

の指数 n には, JIS 試験片の 1000 °C 4 点曲げ静的疲労試験結果から得られた式 (1) のべき数を用いた. Fig. 7 には, 漸増荷重試験の結果を Fig. 4 中に書き加えたものを示す. ここで縦軸は F_m , 横軸は有効負荷時間 t_{eff} である. 図中の黒塗りのマークが漸増荷重試験結果である. Fig. 7 から解るように, 漸増荷重を与えて破断した試験片の強度は, 通常の静的疲労試験で破断した試験片の強度よりも強くなる. 試験時間が長いもの程, この傾向は大きい.

4 考 察

4・1 高温多軸応力下での静的疲労強度評価

静的疲労試験結果を示した Fig. 5 中の 3 本の実線は, それぞれ段付き部曲率半径が 1.0, 3.0, 10.0mm の試験片に対する, ワイブル理論と SCG 理論からなるセラミックス信頼性プログラム^{3), 4)} で算出した破断荷重と破壊時間の予想曲線を解析的に求めた結果である. この予想曲線は以下の理論に基づいて求められたものである.

まず, 実際のセラミックス材料中には, 任意の方向を向いたクラックが存在すると考えられる. そこで, それらのクラックの分布は任意の方向に等確率で分布し, かつ形状はベニーシェイプと仮定する. またその大きさの分布は, 単軸応力場において 2 母数ワイブル分布に従う強度分布をあたえるものとする. このような仮定の下, 応力が一様でない (応力分布がある) 場合の 2 母数ワイブル分布の破壊確率式は次式のようなになる.

$$P = 1 - \exp \left\{ - \int \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^m \frac{dV}{V_0} \right\} \quad (10)$$

ここで, dV は体積 V の部材中の微小体積, σ は微小体積に作用する応力, σ_0 , V_0 は材料定数である. 次に, 活性環境中でのき裂進展速度が前出の式 (2) で記述出来る場合, $K = K_C$ が満足された場合に破壊が生じるとすると, 累積破壊確率 P は式 (10) の σ の代わりに有効負荷応力 σ_D

$$\sigma_D = \left\{ \sigma^{n-2} + \frac{n-2}{2} BC^2 K_C^{n-2} \int_0^t \sigma^n dt \right\}^{\frac{1}{n-2}} \quad (11)$$

の最大履歴値 $\sigma_{D, \max}$ を用いることにより,

$$P = 1 - \exp \left\{ - \int \left(\frac{\sigma_{D, \max}}{\sigma_0} \right)^m \frac{dV}{V_0} \right\} \quad (12)$$

と書ける⁵⁾. ここまでは単軸応力下の場合である. そこで, いま多軸応力状態の部材中のクラックに作用する等価垂直応力を Z とすると等価垂直有効負荷応力は式 (11) の σ を Z に置き換えることによって

$$Z_D = \left\{ Z^{n-2} + \frac{n-2}{2} BC^2 K_C^{n-2} \int_0^t Z^n dt \right\}^{\frac{1}{n-2}} \quad (13)$$

となり, これから任意の応力分布を持った部材の時間依存の破壊確率は式 (13) の最大履歴値 $Z_{D, \max}$ を用いて

$$P = 1 - \exp \left\{ - \frac{1}{2\pi\Omega} \int_V \int_0^{\pi/2} \left(\frac{Z_{D, \max}}{\sigma_0} \right)^m \sin \phi d\phi d\theta \frac{dV}{V_0} \right\} \quad (14)$$

となる⁵⁾. ここで, Ω は基準化の定数である. また今回の予想曲線の算出の際に用いた破壊のクライテリオンは, 多軸の影響を考慮した G クライテリオン⁶⁾を採用した.

従って部材中のクラックに働く垂直応力、せん断応力をそれぞれ σ_R , τ とすると、前出の等価垂直応力 Z は次の式 (15) となる。

$$Z = \left\{ \sigma_R^2 + \frac{4}{(2-\nu)^2} \tau^2 \right\}^{0.5} \quad (15)$$

式 (10) ～式 (14) における m , n 等の材料定数は、3・1 節で示した JIS 試験片の 1000℃における即時破壊および静的疲労破壊試験の結果の値を用いた。以上の理論を基に、対象となる部材の有限要素法解析結果を用いて、式 (14) 右辺第 2 項の積分計算を実施し Fig. 5 中に示した予想曲線を算出した。その際の破壊確率は 50% である。Fig. 5 より各試験片共に予想曲線と実験値は、ほぼ等しい傾向にあるといえる。よって 1000℃多軸応力下の静的疲労破壊については、等価有効垂直負荷応力を用いた SCG 理論により評価できると考えられる。

4・2 高温多軸応力下での漸増荷重静的疲労強度

Fig. 7 に示したように、漸増荷重試験から得られたデータは、SCG 理論を基にした有効負荷時間で整理しても、静的疲労試験の結果から得られた回帰曲線より、破断荷重が高い値を示す傾向にあることが解る。さらに、本試験で用いた材料は、材料基礎データを得る為に実施した JIS 試験片の静的疲労試験の結果から、最大応力ー破断時間の回帰曲線 (式 (1)) における指数の絶対値が小さいため、SCG によるき裂進展が生ずる応力範囲が小さいことが解る。よってその応力範囲より大きな応力が加えられると即時に破壊する反面、小さな応力が加えられると、SCG によるき裂進展は起こらず、むしろ高温に曝されるための酸化によるクラックヒーリングが発生して表面欠陥等が閉じ、試験片の強度が上昇すると考えられる。またその酸化の程度は高温に曝されている時間と相関があると考えられる。そこで Fig. 8 には、Fig. 7 で示した結果の中から、即時破壊以外のすべての試験片について、予想曲線からの破断荷重のずれと高温試験に曝されていた実時間との関係を示す。Fig. 8 の縦軸は、予想曲線からの荷重のずれを、その荷重によって試験片に生じる最大応力に換算した値、すなわち破壊強度上昇分で表しており、横軸は各試験片が高温試験に曝されていた実時間である。Fig. 8 中の各直線は各試験片毎に最小自乗法でその強度上昇の傾向を求めたものである。

Fig. 8. Relation between the total tested time and fracture stress discrepancy from predicted line.

Table V. Fracture origin.

Test type	Static fatigue			Step up load		
Radius(mm)	1.0	3.0	10.0	1.0	3.0	10.0
Surface defect	3	6	2	1	0	0
Inside defect	1	1	6	4	3	2
Undetected	1	0	0	0	0	0

Fig. 9. Surface of specimen A.

Fig. 10. Surface of specimen B.

Fig. 8 から解るように、高温試験に曝されている時間が長いほど定荷重試験の予想曲線からのずれが大きい傾向がうかがえる (但し*付の $R=1.0\text{mm}$ のデータは、近似曲線算出の際のデータからは、傾向が他と異なると思われたので除外した)。

さらに Table V には、静的疲労試験で破断した試験片と、漸増荷重試験で破断した試験片の破壊起点を整理したものを示す。表から解るように、静的疲労試験では表面を破壊起点としたものが多いが、漸増荷重試験に於いては、内部欠陥を破壊起点とする比率が高くなっている。

表面欠陥と内部欠陥の比率は静的疲労試験においては半分以上の試験片が表面欠陥を起点として破断したが、漸増荷重試験では 1 割程度になり、内部欠陥を起点とする傾向にある。

Fig. 9 には静疲労試験においてほぼ即時破壊をした試験片 (A) の表面の一部を、Fig. 10 には高温雰囲気中に長時間置かれた、漸増荷重試験において破断した試験片 (B) の、試験片表面の SEM 像を示す。Fig. 9 および Fig. 10 からは、両者の表面状態に、明らかな差があるとは断定出来ない。しかしながら、EPMA (Electron Probe Microanalyzer) による定性分析を実施した結果、長時間 1000℃雰囲気中に置かれた試験片 (B) の表面は、即時破壊した試験片 (A) の表面より、酸素の特性 X 線がより多く検出された。これは、1000℃中において、試験片表面での酸素の増加、すなわち酸化が進行したこと

Fig. 11. EPMA analysis for oxygen.

Fig. 12. Typical fracture origin of step-up loaded specimen.

を示している。Fig. 11に両者のEPMA分析結果を示す。EPMA分析は、試験片表面と破面の2箇所についてそれぞれ実施した。図中の縦軸は酸素の存在を示す特性X線の強度（cps：count per second）を示している。

Table VおよびFig. 11の観察結果から、漸増荷重試験に用いられた試験片は、1000℃雰囲気中に於いて、破壊起点となりうる表面クラック等の先端が、酸化の進行に伴い閉じるもしくは鈍化したと考えられる。これが静的疲労強度を上昇させる結果、すなわち漸増荷重試験での破壊荷重レベルが通常の静的疲労試験の破壊荷重レベ

ルよりも高くなったことの原因の1つと考えられる。

Fig. 12には、漸増試験で破断した試験片の破壊起点周りのSEM像を示す。図から分かるように、破壊起点近傍にクリープに特徴的な凹凸の激しい破面は観察されず、欠陥起点型の破面模様に近い。また、クリープが顕著な場合には、焼結助剤の粘性流動により、破面がそれらによって覆われることが多い。しかしFig. 11では、長時間試験を行った試験片の破面に、酸素が多いことは認められず、酸化物焼結助剤の粘性流動は、生じていないと判断される。これらの観察結果から、本実験条件においては、破壊に及ぼすクリープの影響は小さいものと思われる。

5 結 言

本研究で以下のことが明らかとなった。

(1) 大気中1000℃多軸応力下の静的疲労破壊については、等価有効垂直負荷応力を用いたSCG理論により評価できる。

(2) 大気中1000℃に 10^6 sec程度曝された場合、その試験片の静的疲労強度は上昇する。その強度上昇の大きさは高温雰囲気に曝された時間が長いほど大きく、また破壊起点に占める表面欠陥の割合は減少する。

参 考 文 献

- 1) 岡部永年, 平田英之, 村松正光, 浜田晴一, 材料, **38**, 783 (1993).
- 2) 例えば西田俊彦, 安田栄一, “セラミックスの力学的特性評価”, p.187 (1989) 日刊工業新聞.
- 3) 浜中順一, 橋本芳廣, 伊東正道, 服部教雄, 日本機械学会論文集, A-52, 2187 (1986).
- 4) 浜中順一, 寺前哲夫, 浜田晴一, 中塚正人, 江積弘泰, 原 之義, 日本機械学会論文集, A-55, 1935 (1989).
- 5) 鈴木章彦, 圧力技術, **29**, 218 (1991).
- 6) G. R Irwin, Trans. ASME, J. Appl. Mech., 24 (1957).