

き裂成長予測による低サイクル疲労の損傷評価 (繰返し熱応力下での疲労寿命)

Damage Assessment of Low-cycle Fatigue by Crack Growth Prediction (Fatigue Life under Cyclic Thermal Stress)

釜谷 昌幸 (Masayuki Kamaya)*¹

要約 疲労試験において試験片が破断するまでの荷重の繰返し数は、き裂が限界サイズに到達するまでの繰返し数として予測できる。流体温度変動に起因した熱応力の変動（熱疲労荷重）下では、板厚方向の応力勾配によって、疲労試験とは異なる疲労寿命予測となる。本報では、熱疲労荷重下でのき裂成長が疲労寿命に及ぼす影響について考察した。まず、流体温度が一定速度で変動する場合を対象に、解析解の重ね合わせによって熱疲労荷重を、そして重み関数法により応力拡大係数を算出した。そして、発生応力は、温度変動速度ではなく、変動に要する遷移時間に依存し、遷移時間が小さいほど大きくなることを示した。また、応力拡大係数は、表面での応力が一様に分布していた場合より低下し、低下の割合は熱伝達率には依存せず、遷移時間に対しても大きく変化しないことを明らかにした。き裂成長予測によって推定された疲労寿命は、一様応力下での推定結果よりも1.6倍長くなる場合もあった。成長予測時の限界き裂深さは、直径10 mmの疲労試験片を用いた場合は3 mm程度と判断されたが、機器の強度から限界き裂深さを決定することで、疲労寿命が大きくなる可能性のあることを示した。とくに、熱疲労荷重下での疲労寿命は限界き裂サイズの影響が大きかった。

キーワード 熱疲労, 疲労寿命, ひずみ拡大係数, き裂成長予測, ステンレス鋼

Abstract The number of cycles to failure of specimens in fatigue tests can be estimated by predicting crack growth. Under a cyclic thermal stress caused by fluctuation of fluid temperature, due to the stress gradient in the thickness direction, the estimated fatigue life differs from that estimated for mechanical fatigue tests. In this paper, the influence of crack growth under cyclic thermal loading on the fatigue life was investigated. First, the thermal stress was derived by superposing analytical solutions, and then, the stress intensity factor was obtained by the weight function method. It was shown that the thermal stress depended not on the rate of the fluid temperature change but on the rise time, and the magnitude of the stress was increased as the rise time was decreased. The stress intensity factor under the cyclic thermal stress was smaller than that under the uniform stress distribution. The change in the stress intensity factor with the crack depth did not depend on the heat transfer coefficient and only slightly depended on the rise time. The estimated fatigue life under the cyclic thermal loading could be 1.6 times longer than that under the uniform stress distribution. The critical size for the fatigue life determination was assumed to be 3 mm for fatigue test specimens of 10 mm diameter. By evaluating the critical size by structural integrity analyses, the fatigue life was increased and the effect of the critical size on the fatigue life was more pronounced for the cyclic thermal stress.

Keywords Thermal Fatigue, Fatigue Life, Strain Intensity Factor, Crack Growth Prediction, Stainless Steel

1. 緒 言

原子力発電プラント構造物は、繰り返しの荷重により疲労き裂が発生・成長し、破損に至る可能性がある。疲労によるトラブルを防止するため、機器設計の

段階において、運用中に想定される繰返し数が許容値を超えないように考慮されている⁽¹⁾。また、プラントの運用開始後も、実績の繰返し数が設計許容値内にあることを定期的に確認している。しかし、プラント運転の長期化や、設計時に考慮されていなかった高温

* 1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

水環境による疲労寿命の減少を考慮すると⁽²⁾⁻⁽⁴⁾、実績の繰返し数が評価上許容される限界値を超える可能性がでてきており⁽⁵⁾、その対応が問題となっている⁽⁶⁾⁽⁷⁾。

設計における許容繰返し数は、応力振幅（実質的にはひずみ振幅）と繰返し数の関係を示した設計疲労線図により規定されているが、そこには、疲労試験と実機との違いなどを補正するための係数が安全側に考慮されている。したがって、評価上の疲労損傷量が限界に到達したとしても、ただちに機器に問題が生じるとは限らない。また、限界に到達した際のき裂発生の有無や、き裂サイズなどの損傷状態は明確でなく、評価上の考え方も示されていない。したがって、評価上の限界が構造強度上の使用限界とは一致しない可能性もある。米国の規格では、疲労損傷量が限界に達した場合でも、構造強度上問題となるようなき裂が発生していないことが検査によって確認できれば、そのまま継続使用できる規定もある⁽⁸⁾。

繰り返しの荷重によって、材料の表面や内部に微小なき裂が発生・成長し、材料内部では転位などの微視欠陥が蓄積する。ステンレス鋼を用いた著者らの検討⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾により、疲労寿命を予測する際に考慮すべき疲労損傷はき裂の発生・成長であり、微視欠陥の蓄積などの材料の変化が疲労寿命に及ぼす影響は小さいことが示された。したがって、き裂の有無によって疲労損傷の有無を判断することができ、き裂サイズによって疲労損傷の程度を代表することで、非破壊検査などの結果から疲労損傷量を推定したり、強度評価から限界き裂サイズを示したりできる可能性がある。そして、評価上の疲労損傷量が限界に到達した場合も、その対応を、実測したき裂サイズをもとに合理的に決定することができる。

レプリカ法を用いた微小き裂の発生と成長の観察では、長さ数十マイクロメートル程度のき裂が比較的早い段階で確認されている⁽¹¹⁾⁻⁽¹⁶⁾。したがって、疲労寿命のほとんどは微小き裂からの成長に費やされていることになり、微小き裂からの成長を予測することにより疲労寿命を推定することができる⁽¹⁷⁾⁻⁽²⁰⁾。これまでも、研究レベルにおいてはき裂成長と疲労寿命を対応づける試みが数多く報告されている⁽²¹⁾⁻⁽²⁵⁾。また、実用においても米国機械学会の圧力容器の設計規格では、溶接部の疲労評価に対して、き裂成長を想定した損傷駆動力（Structural Stress）を用いた設計手法が規定されている⁽²⁶⁾⁻⁽²⁸⁾。前報⁽²⁹⁾において、筆者らは、繰り返しの塑性ひずみが顕著な低サイクル疲労

でのき裂成長を予測する方法として、ひずみ拡大係数⁽³⁰⁾⁻⁽³³⁾から導かれる等価応力拡大係数を用いた疲労寿命予測モデルを提案した⁽³⁴⁾⁽³⁵⁾。そして、ステンレス鋼の低サイクル域での疲労寿命を、疲労き裂成長予測によって推定できることを示した。

一般に、設計において疲労評価の対象となる部位は応力集中部など、局所的に応力の大きい部位となる。また、原子力発電プラントにおいては、運転状態の変化にとまなう流体温度変動に起因した熱応力の変動（以後、熱疲労荷重）が疲労損傷の主な要因となる。応力集中部や熱疲労荷重によって発生する応力変動は、表面において最も大きくなり、内部にいくにしたがって小さくなる⁽³⁶⁾。そして、き裂成長速度も応力変動の大きさに対応し、き裂の成長とともに変化すると考えられる。現在の機器設計においては、疲労損傷は表面で発生する応力（ひずみ）を用いて評価されるが、板厚方向の応力勾配を考慮したき裂成長予測による疲労評価を行うことで、より現実に近い疲労寿命評価が可能となる。

き裂が成長すると機器の実断面が減少したり、き裂先端から破壊が発生したりするなどして破壊強度が低下する可能性がある。一般的な疲労試験では直径 10 mm 程度の疲労試験片が用いられ、その結果をもとに設計疲労曲線が策定されている。したがって、設計上の使用限界は、数ミリメートル程度のき裂が発生した状態に相当すると考えることができる。しかし、評価の対象となる構造物のサイズは必ずしも試験片サイズとは対応せず、また、破壊の駆動力となる外荷重の大きさも機器によって異なることから、許容されるき裂サイズも機器や部位に依存することになる。それぞれの構造物の強度に対応した限界き裂サイズを用いることができれば、合理的な疲労設計や運用管理を実現できる可能性がある。

本報では、熱疲労荷重による疲労損傷を対象に、き裂成長を予測することによって疲労寿命を推定する方法を示すとともに、その方法を用いた解析結果に基づき熱疲労荷重下でのき裂成長が疲労寿命に及ぼす影響について考察する。まず、流体温度変動下での熱疲労荷重と応力拡大係数の算出方法について述べる。そして、等価応力拡大係数と実験的に得られたき裂成長速度の関係を用いて熱疲労荷重下でのき裂成長を予測し、それによって実験における疲労寿命および設計疲労線図の限界繰返し数を推定できることを示す。さらに、熱疲労荷重下での疲労寿命を算出し、その特徴を考察するとともに、構造物の限界き裂サイズを考慮す

ることで、合理的な疲労評価が可能なることを示す。

2. 解析方法

2.1 熱疲労荷重

プラント運転状態の変化による流体温度変動を、図1に示す温度差 ΔT_f 、遷移時間 t_s の流体温度の線形変動によって模擬した。厚さ w の平板に伝わった熱による収縮によって発生する熱応力を、板厚方向の1次元解析から算出する。流体温度差 $\Delta T_f^{(i)}$ のステップ変動が時間 $t = 0$ で発生した場合、平板表面からの距離が z の位置における温度変動 $\Delta T^{(i)}(z, t)$ は次式で得られる⁽³⁷⁾

$$\Delta T^{(i)}(z, t) = \Delta T_f^{(i)} \left[1 - \sum_{i=1}^{\infty} \left\{ \frac{2 \sin \delta_i \cos(\delta_i z/w)}{\delta_i + \sin \delta_i \cos \delta_i} e^{-\delta_i^2 F} \right\} \right] \quad (1)$$

ここで、 $F = \kappa t/w^2$ (κ は熱拡散率)、 δ_i は次式の正根を表す。

$$\delta \tan \delta = Bi = \frac{Hw}{\lambda} \quad (2)$$

H は流体から平板への熱伝達率、 λ は平板内の熱伝導率を示す。図2に示すように、変動する温度をステップ応答 $\Delta T_f^{(i)}$ の重ね合わせで近似することで、線形流

体温度変動に対する平板内の温度変動 ΔT を次式から推定できる。

$$\Delta T(z, t) \cong \sum_{i=1}^n \{ \Delta T^{(i)}(z, t - \tau^{(i)}) \} \quad (3)$$

平板内の温度分布から、変形拘束を考慮することによって、熱応力を算出する⁽³⁸⁾。時間 t での板厚方向の温度変動分布 $\Delta T(z, t)$ を次式のように、膜変動成分 $\Delta T_m(t)$ 、曲げ変動成分 $\Delta T_b(t)$ およびピーク変動成分 $\Delta T_p(z, t)$ に分解できる (図3参照)。

$$\Delta T(z, t) = \Delta T_m(t) + \Delta T_b(t) \left(1 - \frac{2z}{w} \right) + \Delta T_p(z, t) \quad (4)$$

$$\Delta T_m(t) = \frac{1}{w} \int_0^w \Delta T(z, t) dz \quad (5)$$

$$\Delta T_b(t) = -\frac{6}{w^2} \int_0^w \Delta T \left(z - \frac{w}{2}, t \right) dz \quad (6)$$

$\Delta T_p(z, t)$ は $\Delta T(z, t)$ から膜変動成分と曲げ変動成分を除いた残差で、 z の関数となる。平板の表面に平行な方向の応力変動 $\Delta \sigma(z, t)$ は次式で求まる。

$$\Delta \sigma(z, t) = -\frac{\alpha E}{1 - \nu} \left\{ R_m \Delta T_m(t) + R_b \Delta T_b(t) \left(1 - \frac{2z}{w} \right) + \Delta T_p(z, t) \right\} \quad (7)$$

ここで、 α は線膨張係数、 E と ν はヤング率とポアソン比を示す。そして、 R_m と R_b はそれぞれ膜拘束係数と曲げ拘束係数を示し、拘束状態に応じて0から1の

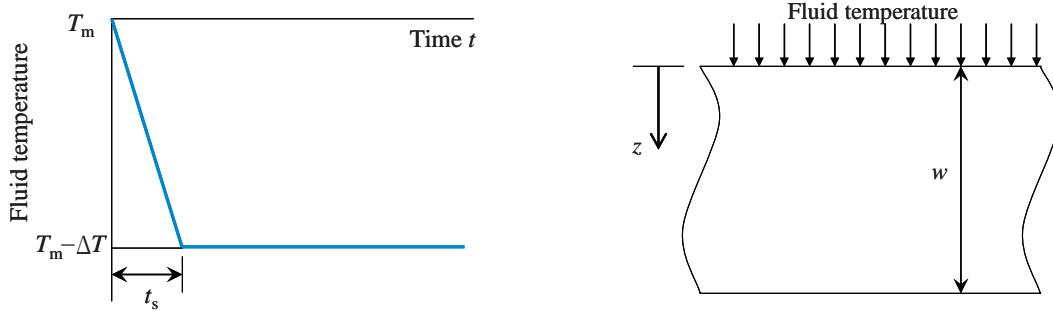


Fig. 1 Analyzed model for thermal fatigue caused by fluid temperature change.

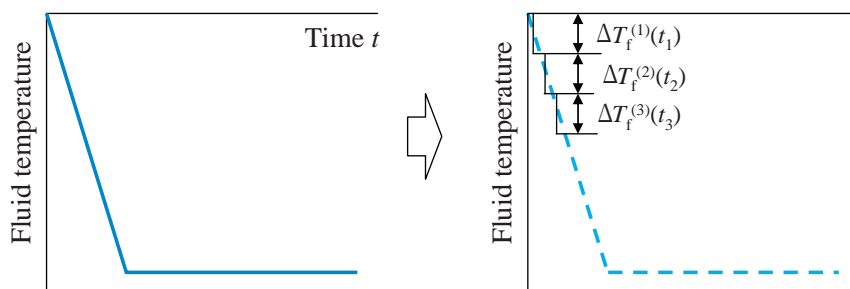


Fig. 2 Superposition of analytical solutions for evaluating arbitrary fluid temperature change.

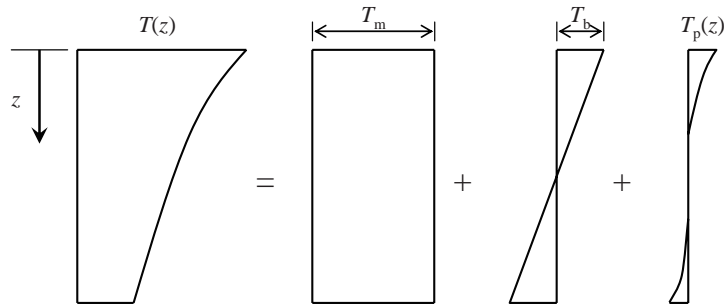


Fig. 3 Decomposition of temperature distribution in the thickness direction into three components.

値が適用される。本報では、配管や容器に対してサポート治具などによる外的な拘束が作用しないことを想定し、 $R_m = 0$, $R_b = 1$ を適用した。ピーク温度成分については、温度変動の全てが熱応力の発生に寄与すると考えている。

解析には、ステンレス鋼を想定した表1の定数を用いた。厳密にはポアソン比は一定でなく、塑性による変化を考慮する必要がある。しかし、以後の検討や結論に影響がないことから、本報では弾性を想定した値を用いた。板厚は $w = 20$ mm とし、流体と平板の熱伝達率はとくにことわりのない限り $H = 25,000$ W/m²K を用いた。また、式(1)を算出する際の δ_i は $i = 5$ まで、式(3)の $\Delta\tau$ を 0.05 s とし線形流体温度変動による平板内の温度変化を算出した。

2.2 応力拡大係数

熱応力から応力拡大係数 (K 値) を算出し、き裂成長を予測する。図4に示すような、平板に存在する貫通き裂 (2次元き裂)、または半楕円形状の表面き裂を対象として検討を行った。板厚方向に任意の応力分布を有するき裂の K 値は、次式の重み関数法を用いて求めることができる⁽³⁹⁾⁻⁽⁴²⁾。

$$\Delta K(t) = \int_0^a \Delta\sigma(z,t) h(z) dz \quad (8)$$

ここで、 $\Delta K(t)$ は時間 t における K 値の変動幅で、き裂の深さは a 、 $h(z)$ は位置 z に対応する重み係数を示す。平板に存在する貫通き裂の重み係数は次式で与えられている⁽³⁸⁾。

$$h(z) = \sqrt{\frac{2}{\pi a}} \left\{ \left(1 - \frac{z}{a}\right)^{\frac{1}{2}} + m_1 \left(1 - \frac{z}{a}\right)^{\frac{1}{2}} + m_2 \left(1 - \frac{z}{a}\right)^{\frac{3}{2}} \right\} \quad (9)$$

$$m_1 = 0.6147 + 17.1844 \left(\frac{a}{w}\right)^2 + 8.7822 \left(\frac{a}{w}\right)^6 \quad (10)$$

$$m_2 = 0.2502 + 3.2889 \left(\frac{a}{w}\right)^2 + 70.0444 \left(\frac{a}{w}\right)^6 \quad (11)$$

Table 1 Constants used for analyses.

Density × Specific heat: $c\rho$	$3.85 \cdot 10^6$ [J/m ³ K]
Heat conduction coefficient: λ	15.86 [W/mK]
Young's modulus: E	198500 [MPa]
Poisson's ratio: ν	0.3
Heat expansion coefficient: α	$1.64 \cdot 10^{-5}$ [1/K]

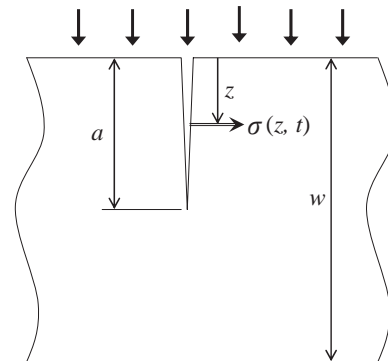


Fig. 4 Model for cracked plate subjected to fluid temperature fluctuation.

これらの係数の有効範囲は $a/w \leq 0.5$ となっている。半楕円表面き裂に対する重み係数は文献⁽⁴³⁾の値を用いた。表面き裂では、表面点と最深点の2箇所において K 値を算出した。式(7)から得られる $\Delta\sigma$ を式(8)に代入することで、各時間断面での K 値を算出することができる。本報では式(8)の dz を $0.001 a$ とし K 値を算出した。

2.3 有限要素解析との比較

図5に示すモデルに対して2次元有限要素解析を実施した。長さ $2L = 200$ mm, 厚さ $w = 20$ mm の平板の2分の1を平面ひずみ要素を用いてモデル化し、 $R_m = 0$, $R_b = 1$ に相当する境界条件を端面に付与した。そして、一様温度の定常状態から温度差 $\Delta T_f =$

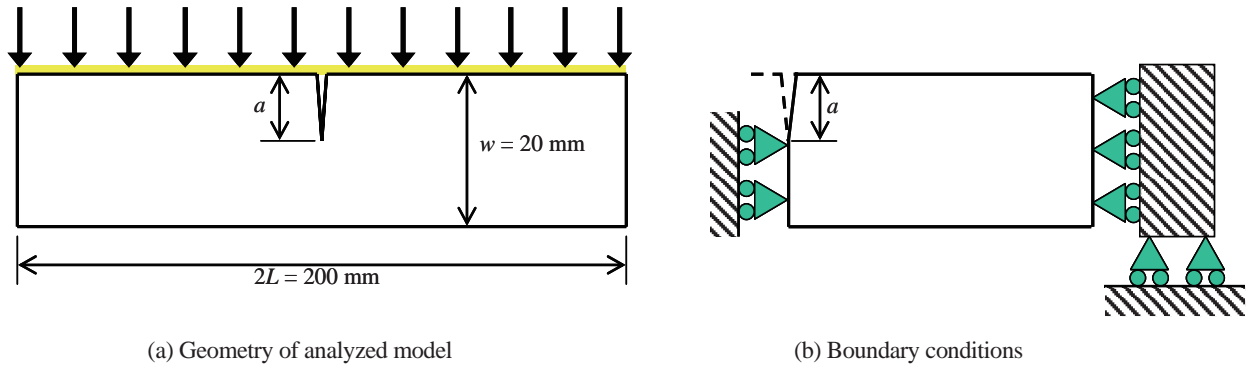


Fig. 5 Model for finite element analyses.

100 K を与えたときに発生する熱応力と K 値を算出した。

き裂がない場合の線形流体温度変動に対する応力の時間変化を図 6 に示す。遷移時間は $t_s = 10$ s および 100 s とした。応力は、温度の低下とともに大きくなり、温度差が ΔT_f に到達すると減少に転じた。表面点において応力が最大となり、表面からの距離が増加するほど小さくなった。また、応力が最大となる時間は、表面からの距離が大きくなるほど遅くなっている。図の実線は式 (7) の解析解、破線は有限要素解析結果を示すが、両者はよく一致した。

き裂深さが $a = 3$ mm の場合の K 値の時間変化を図 7 に示す。熱応力と同じく流体温度変動に対応して極大値を示した後、減少した。また、解析解と有限要素解析結果はほぼ一致した。位相差の影響により、K 値が最大となる時間は、表面での応力が最大となる時間とは必ずしも一致しない。本報では、K 値の最大値 K_{max} を用いて、以下の評価に供した。

3. 応力および応力拡大係数の変化

3.1 平板表面における応力

図 6 において平板表面で発生する応力の最大値を $\Delta\sigma_{max}$ と定義し、次式により正規化した。

$$\Delta G_{max} = \Delta\sigma_{max} \frac{1-\nu}{\alpha E \Delta T_f} \tag{12}$$

流体温度変動がそのまま応力変動に寄与した場合は $\Delta G_{max} = 1$ となる。図 8(a) は、 ΔG_{max} と遷移時間 t_s の関係を示す。 ΔG_{max} は熱伝達率に依存するものの、概ね 0.5 以上の値となっている。表面での応力は t_s が小さいほど大きくなる傾向にある。ただし、 $t_s = 1$ s 程度で飽和しており、それ以下の t_s では ΔG_{max} はほぼ一定となっている。ちなみに、膜拘束係数を $R_m = 1$ とした場合は、熱伝達率にかかわらず $\Delta G_{max} = 1$ となった。この場合は、応力は時間とともに大きくな

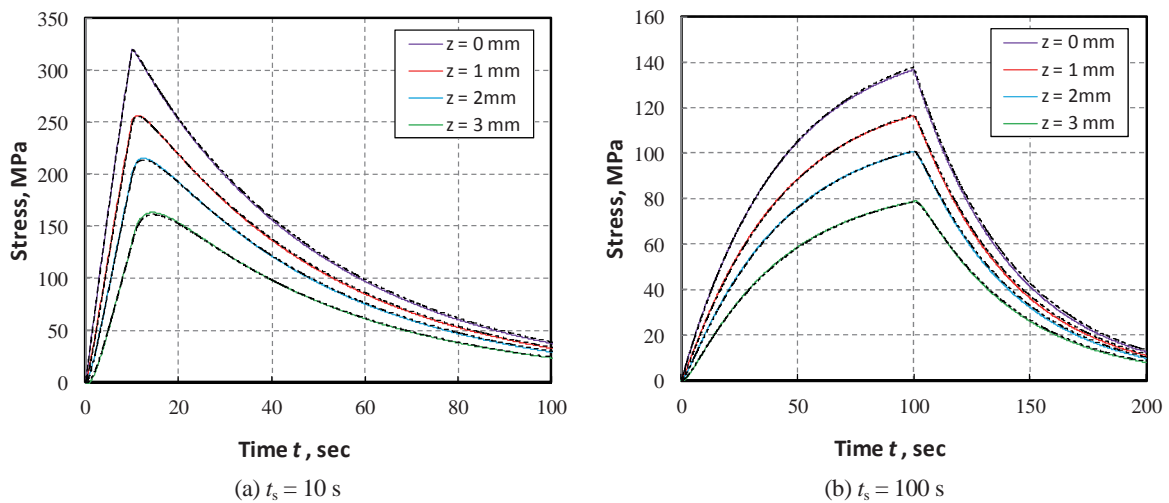


Fig. 6 Change in stress on the surface of the plate (solid line: analytical solutions, broken line: finite element analysis results).

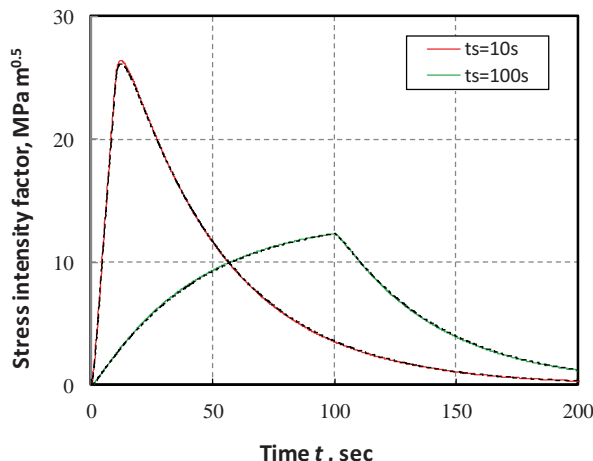


Fig. 7 Change in stress intensity factor ($a = 3 \text{ mm}$, solid line: analytical solutions, broken line: finite element analysis results).

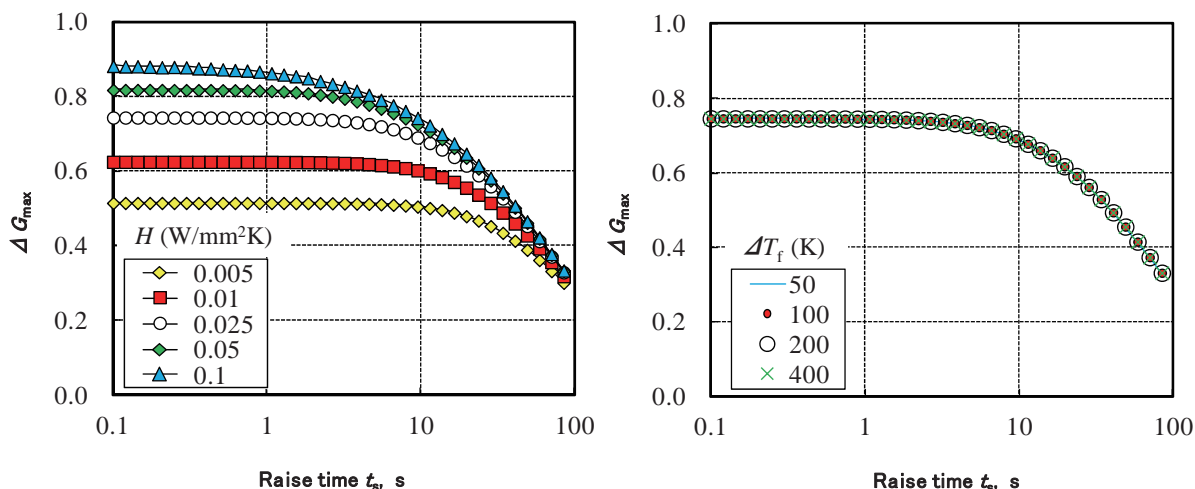


Fig. 8 Relationship between normalized stress on the surface ΔG_{\max} and raise time under various conditions.

り、平板全体が $\Delta G_{\max} = 1$ に相当する均一な応力となった。

図 8(b) は、 ΔT_f を変化させた場合の $\Delta \sigma_{\max}$ と t_s の関係を示す。 $\Delta \sigma_{\max}$ は ΔT_f に関係なくほぼ同じ値となった。このことは、線形流体温度変動によって発生する熱応力が、 ΔT_f が同じであれば、温度変動速度 ($\Delta T_f/t_s$) でなく、遷移時間 t_s に依存していることを示している。

3.2 応力拡大係数

貫通き裂の K_{\max} と深さ a の関係を図 9 に示す。 t_s が短いほど K 値が大きくなっているが、 t_s が 20 s 以下ではその差は顕著ではない。 K 値はき裂深さとともに大きくなっている。図 10 は表面での応力が最大となる時間での板厚方向の応力分布を示す。表面での

応力は図 8(a) と一致し、 t_s が小さいほど大きくなっている。応力は表面で最大となり、板厚方向に単調減少し、圧縮荷重となる。引張から圧縮に変化する深さは表面の応力が大きくなるほど浅くなり、 $t_s = 1 \text{ s}$ では $z/w = 0.25$ より深い位置で圧縮荷重となった。き裂先端が圧縮荷重となっても、 K 値はき裂深さに対して単調増加となった。

表面での最大応力 $\Delta \sigma_{\max}$ が板厚方向に一様に分布していた場合の K 値を K_0 とし、 K_{\max}/K_0 の関係を図 11 に示す。板厚方向の応力の勾配によって、 K_{\max}/K_0 はき裂が深くなると減少している。図 9 の K 値は t_s によって異なる変化を示したが、表面で発生する応力を基準にした K_{\max}/K_0 と a の関係は t_s には大きく依存しなかった。図 11(b) は、熱伝達率 H を変化させたときの K_{\max}/K_0 を示すが、 K_{\max}/K_0 と a の関係は、熱伝達率に依存しなかった。設計疲労線図を用いた疲

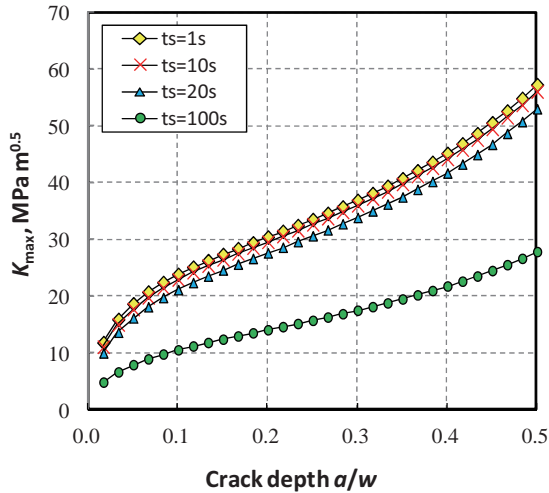


Fig. 9 Change in stress intensity factor with crack depth (two-dimensional crack).

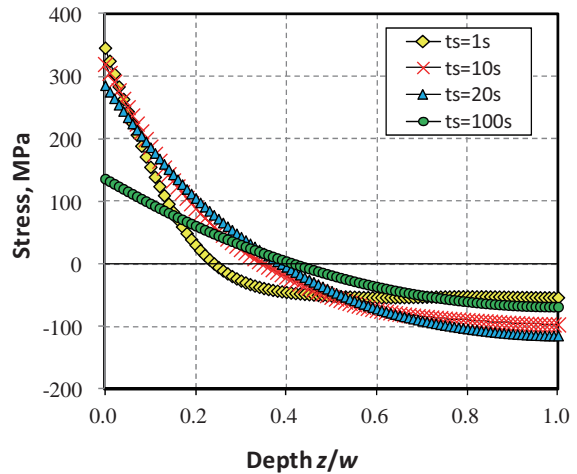
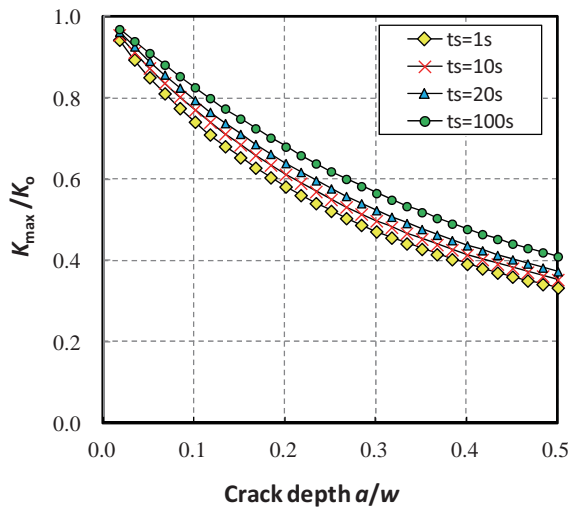
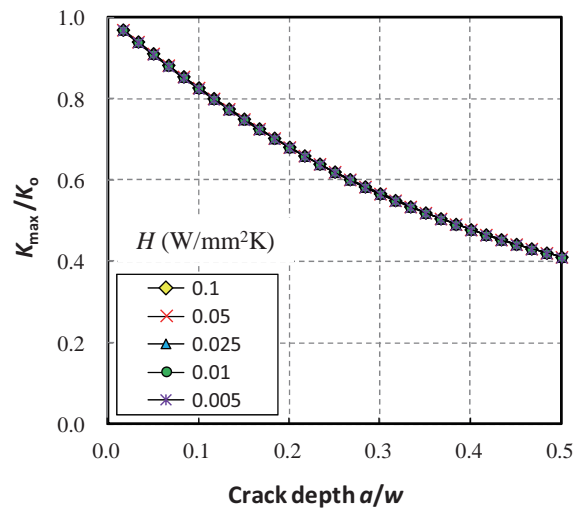


Fig. 10 Stress distribution in the thickness direction (two-dimensional crack).



(a) Influence of raise time



(b) Influence of heat transfer coefficient

Fig. 11 Change in normalized stress intensity factor with crack depth under various conditions (two-dimensional crack).

劣評価では、 $\Delta\sigma_{max}$ を算出して疲労評価を行うことになるが、 $\Delta\sigma_{max}$ から K_0 を算出することで、線形流体温度変動下でのK値を図11から簡便に推測できる可能性がある。

4. き裂成長予測による疲労寿命評価

4.1 き裂成長予測

き裂成長予測には、次式によって得られる成長速度(da/dN)を用いた⁽⁴⁴⁾。

$$\frac{da}{dN} = 3.33 \times 10^{-12} (\Delta K_{eq})^{2.85} \quad (13)$$

ここで、 da/dN の単位は[m/cycle]となる。 ΔK_{eq} は等価応力拡大係数で、次式によって定義される。

$$\Delta K_{eq} = f E \Delta \epsilon \sqrt{\pi a} \quad (14)$$

$\Delta \epsilon$ はひずみ範囲、 f はK値で用いられる形状係数を表す。つまり、 ΔK_{eq} はひずみ拡大係数と設計疲労曲線で想定されているヤング率195 GPaの積となり、設計疲労線図における縦軸に用いられている繰返しピーク応力強さに対応する応力拡大係数と解釈できる。一般的に疲労き裂の成長予測には、破壊力学試験片を用いた応力制御の試験から得られる成長速度とK値の関係が用いられる。しかし、ステンレス鋼では、高サイクル疲労域を含め、疲労寿命はひずみ範囲に依存

し⁽⁴⁵⁾, 応力変動幅にはほとんど影響を受けないことが示されている⁽⁴⁶⁾⁽⁴⁷⁾. したがって, 成長予測を行う際にもひずみ制御下での成長速度と, ひずみ範囲を用いて定義される駆動力指標が必要となる. ステンレス鋼の疲労き裂成長は ΔK_{eq} とよい相関を有しており, その近似式として式(13)が得られている. 成長予測では, 最深点と表面点の成長長さがその時点の長さの5%を超えない頻度で K 値を計算しながら, $\Delta K_{eq} = K_{max}$ として成長速度を算出した.

図12は初期深さ $a_i = 0.4$ mm の場合の貫通き裂の成長曲線を示す. 表面の最大応力 $\Delta\sigma_{max}$ が 1,000MPa となるよう ΔT_f を逆解析によって求め, 熱疲労荷重を算出した. 図11の K_{max}/K_0 が相対的に小さくなる t_s が短い条件ほど成長が遅くなっている. 図には $\Delta\sigma_{max}$ が板厚方向に様に分布していた場合の K 値 (K_0) を用いた成長予測も示した. K_0 を用いた場合は, 板

厚方向に応力勾配を有しないため, き裂深さの0.5乗にはほぼ比例して K 値が増加し, 成長にともなう加速が顕著であった.

表面き裂の成長曲線を図13に示す. 図12と同じく初期深さは $a_i = 0.4$ mm, 初期のアスペクト比は $a/c = 0.5$ として $\Delta\sigma_{max} = 1,000$ MPa での成長を予測した. 貫通き裂と比較して成長が比較的緩やかであることがわかる. 図13(b)には a/c の変化を示す. 一様応力下ではアスペクト比は0.9に収束したが, 熱応力下では深さ1mmを超えるとアスペクト比はき裂成長とともに低下した. これは応力勾配によるもので, 表面近傍では応力が相対的に大きいため, 表面方向のき裂成長が速くなり, き裂形状が扁平化した. き裂が深くなっても深さ方向の成長速度は大きく変化せず, K_0 を用いた場合のような顕著な加速は見られなかった.

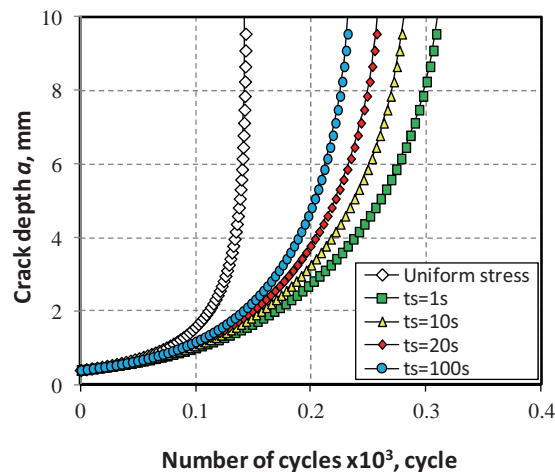
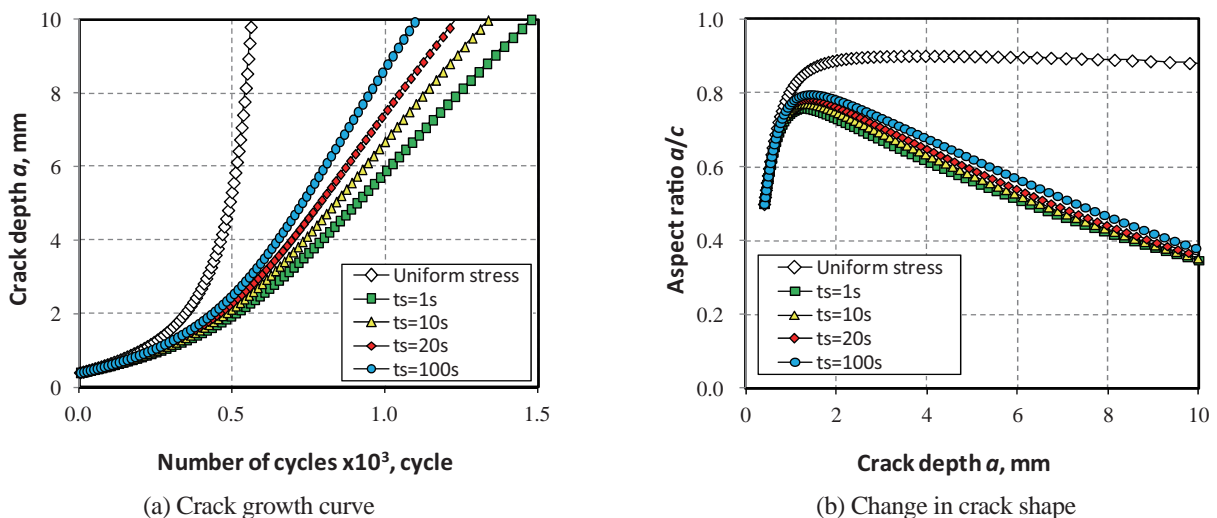


Fig. 12 Crack growth behavior under thermal stress (two-dimensional crack).



(a) Crack growth curve

(b) Change in crack shape

Fig. 13 Crack growth behavior under thermal stress (three-dimensional crack).

4.2 疲労寿命の予測

き裂成長を予測することによって疲労寿命を推定する。低サイクル域を含めた疲労寿命を、ひずみ拡大係数（等価応力拡大係数）を用いて予測できることは前報⁽²⁹⁾で示した。このとき、丸棒試験片を対象に、き裂深さが $a_i = 30 \mu\text{m}$ から破断深さ $a_f = 5 \text{ mm}$ に成長するまでの繰返し数を疲労寿命とした。図 12 と 13 に示したように、一様応力下ではき裂成長とともに成長が加速することから、 a_f が寿命推定に及ぼす影響は小さい。一方、熱疲労荷重下では、き裂成長の加速が小さく、 a_f の大きさが寿命推定に及ぼす影響が無視できなくなる。 a_f の設定方法として、疲労試験片での破断時に相当する a_f を用いる方法と、構造強度上の限界寸法を a_f とする方法が考えられる。まず、設計疲労線図との対応を調べるために、疲労試験片を想定した a_f を用いた評価を行う。

図 14 は試験後の疲労試験片の破面から疲労き裂深さを測定した結果を示す。また、図 15 はひずみ範囲

$\Delta\varepsilon$ が 0.6% と 1.2% の時の試験片の破断面を示す。これらの試験は、直径 10 mm の 316 ステンレス鋼の丸棒試験片を用いて、室温大気中において軸方向ひずみ制御にて実施された⁽¹⁰⁾。引張側のピーク応力が試験中の最大値の 75% に低下した時点を疲労寿命と定義した。ただ、ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon$ が 1.2% 以上の条件では、試験片が伸び計の標点外で破断した。図 14 には疲労き裂が成長したと判断された箇所の深さ（図 15 での上下方向の長さ）を示している。ばらつきはあるもののき裂深さはおよそ 3 mm であり、最大でも 4 mm を超えることはなかった。本報では、疲労試験に対応する a_f を 3 mm とした。

初期のアスペクト比が 0.5 の表面き裂が、一様応力下で深さ 30 μm から 3 mm に成長するまでの繰返し数を図 16 に示す。図には、図 14 の疲労試験の疲労寿命も示している。平板上の表面き裂の成長を想定しているので、厳密には疲労試験とは対応しないが、推定された疲労寿命は試験結果とよく一致している。

設計疲労線図では、疲労試験で得られた疲労寿命に

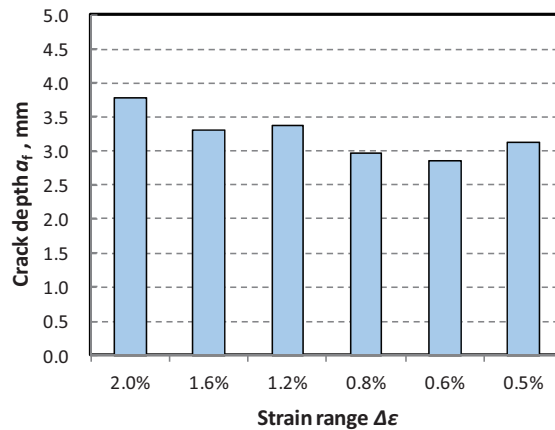


Fig. 14 Fatigue crack depth measured on the fractured surface of specimens.

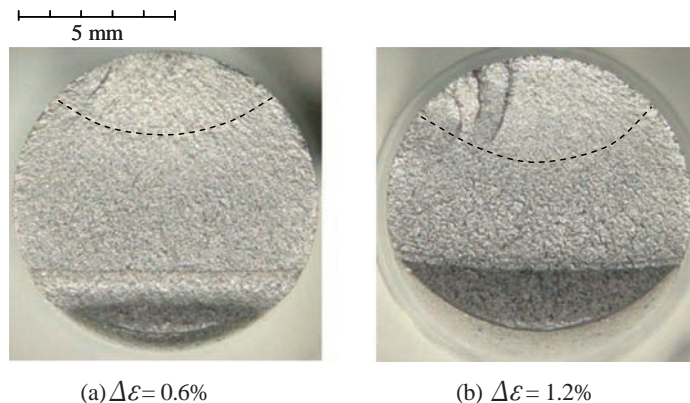


Fig. 15 Optical microscopic view of fractured surface of fatigue specimens.

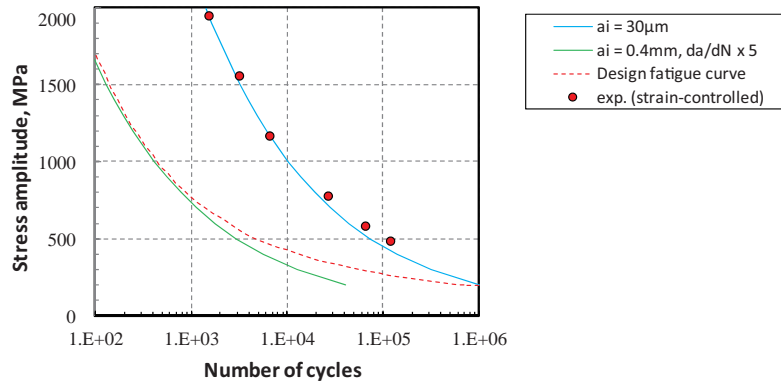


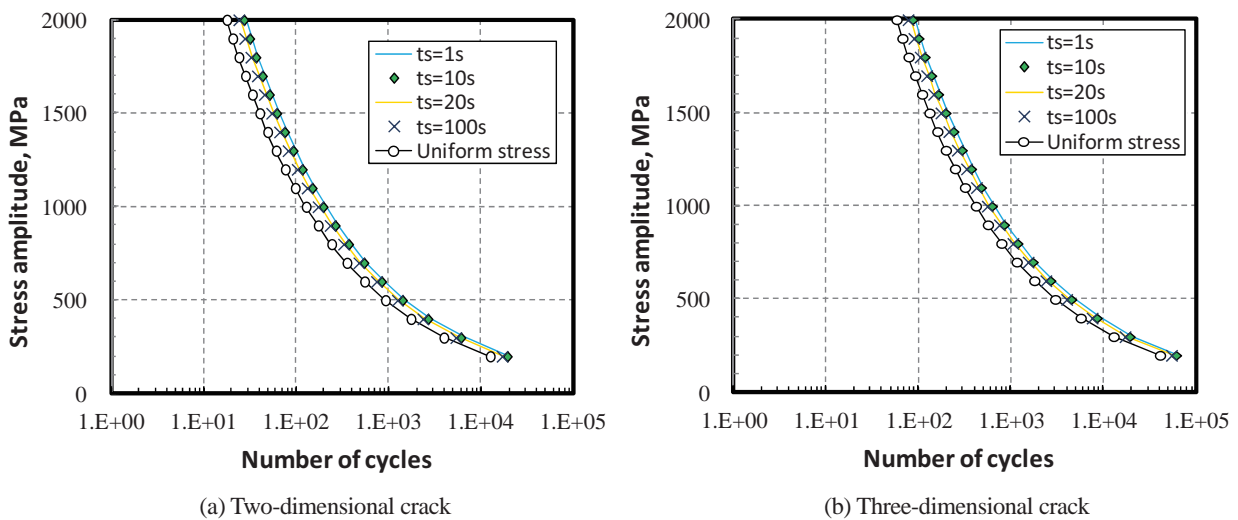
Fig. 16 Estimated fatigue lives and experimental results and the design fatigue life ($a_f = 3 \text{ mm}$).

対して繰返し数で 20 倍の余裕が考慮されている。20 倍の根拠として、データのばらつき (2 倍)、寸法効果 (2.5 倍) および表面仕上げなどの影響 (4 倍) の積という解釈がある⁽⁴⁸⁾。しかし、それぞれの項目に定量的な根拠があるわけではなく、それらの積をとる妥当性も明確でない⁽⁴⁹⁾。設計疲労曲線をき裂成長予測で考える場合、20 倍の余裕を成長予測に考慮する必要がある。その方法として、初期き裂深さを大きくする方法と、成長速度を加速させる方法が考えられる。筆者らによる検討⁽⁴⁴⁾では、表面仕上げの影響以外の 5 倍を式(13)の成長速度に考慮し、初期深さをおおそ 0.4 mm とすることで、設計疲労線図の許容繰返し数とほぼ一致する疲労寿命を得た。そこで、本報においても同様に、深さ 0.4 mm、初期のアスペクト比が 0.5 の表面き裂が 3 mm に成長するまでの繰返し数を、式(13)を 5 倍した成長速度で予測した。図 16

に示すように、推定された疲労寿命は設計疲労曲線とほぼ一致した。とくに、プラントの疲労寿命管理において対象となる低サイクル域においては、両者はよく一致している。

4.3 熱疲労荷重下での疲労寿命

初期の深さ 0.4 mm のき裂が熱疲労荷重下で深さ 3 mm に成長するまでの繰返し数を算出した。成長速度には、式(13)を 5 倍した値を用い、表面き裂を対象にする場合は初期のアスペクト比を 0.5 とした。図 17 に応力と疲労寿命の関係を示す。縦軸の応力は $\Delta\sigma_{\max}$ に相当し、所定の $\Delta\sigma_{\max}$ を生じさせる ΔT_f を逆解析によって求め、熱疲労荷重を算出した。 $\Delta\sigma_{\max}$ が板厚方向に一様に分布していた場合の成長予測結果も示したが、これに対して熱疲労荷重下では疲労寿命が長く



(a) Two-dimensional crack

(b) Three-dimensional crack

Fig. 17 Estimated fatigue lives under thermal stress ($a_f = 3 \text{ mm}$).

なっていることがわかる。これは図 11 に示した、 K_{max} と K_0 の差によるもので、 K_{max}/K_0 が t_s にあまり依存しなかったことから、疲労寿命においても t_s の影響は顕著でなかった。図 18 は t_s と疲労寿命との関係を示す。疲労寿命は、一様応力場での寿命 N_{f0} で正規化している。 N_f/N_{f0} は t_s が大きくなると減少し、その大きさは貫通き裂と表面き裂ではほぼ同じとなった。ちなみに、 N_f/N_{f0} は $\Delta\sigma_{max}$ に依存しなかった。図 16 では一様応力場を想定したき裂成長予測によって設計疲労曲線の許容繰返し数を再現したが、これを熱疲労荷重におきかえることによって、許容される繰返し数は $t_s = 1$ s の場合で 1.6 倍程度となる。

図 17 では a_f を 3 mm としたが、実機を想定した場合、き裂を有する機器の構造健全性評価から a_f を決定することもできる。具体的には、維持規格の破壊評価法にしたがって、き裂の想定される部位の形状や想定される外荷重の大きさから限界き裂サイズを算出でき

る⁽⁵⁰⁾。限界き裂サイズを一般化することは困難であるが、例えば、 a_f を 3 mm から 10 mm まで変化させた場合の疲労寿命を図 19 に示す。疲労寿命は、 $a_f = 3$ mm とした場合の N_{f0} である $N_{f0}(af=3\text{ mm})$ で正規化している。一様応力下では $a_f = 10$ mm とした場合でも疲労寿命は $N_{f0}(af=3\text{ mm})$ の 1.35 倍にしかならないが、熱疲労荷重下では 3 倍を超える場合もある。

以上のように、熱疲労荷重下では、板厚方向の応力勾配によってき裂成長速度が一様な応力分布とは異なる。疲労損傷をき裂サイズで定量化し、き裂成長予測によって疲労寿命を評価することで、板厚方向の応力勾配の影響や機器の構造強度を反映した機器設計が可能となる。そして、運用段階においては、繰返し数が許容値を超えたとしても、検査によってき裂サイズが実測できれば、設計と同様の考え方を適用して、余寿命を予測することができる。

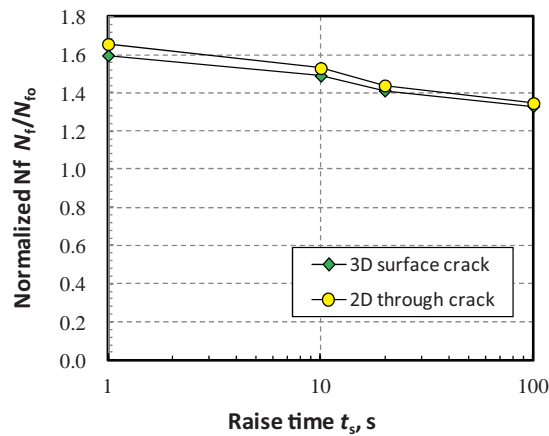


Fig. 18 Change in normalized fatigue life under thermal stress with the raise time.

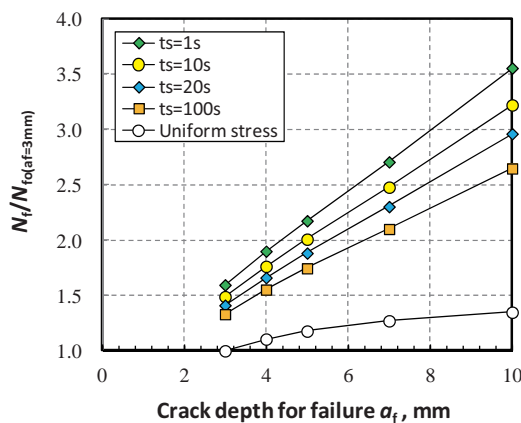


Fig. 19 Influence of critical size on fatigue life determination (three-dimensional crack).

5. 結 言

本報では、熱疲労荷重下でのき裂成長を予測する方法を示すとともに、き裂成長予測によって疲労寿命を推定し、熱疲労荷重下での疲労寿命の特徴について考察した。結果は以下のように要約できる。

- (1) 線形流体温度変動による熱疲労荷重および応力拡大係数は、ステップ応答に対する解析解の重ね合わせと重み関数法を適用することにより算出できる。
- (2) 線形流体温度変動下で発生する物体表面での熱応力の最大値は、温度変動速度ではなく遷移時間に依存し、遷移時間が小さいほど応力が大きくなった。
- (3) 表面での最大応力を一様応力とした場合の応力拡大係数を基準にした場合、熱疲労荷重下での応力拡大係数の相対変化は、熱伝達率には依存せず、遷移時間に対してもほぼ同じ値となった。したがって、熱応力下でのき裂成長は、表面応力が算出できれば簡便に予測できる可能性がある。
- (4) 直径 10 mm の疲労試験片を用いた場合、疲労き裂の深さは 3 mm 程度であった。そして、3 mm に成長するまでの繰返し数から疲労試験による疲労寿命や、設計疲労線図における限界繰返し数を予測することができた。
- (5) き裂成長予測によって熱疲労荷重下での疲労寿命を推定した結果、設計疲労曲線で想定される一様応力下での疲労寿命よりも 1.6 倍長くなる場合もあった。き裂構想物の構造健全性評価を適用し、限界き裂サイズを算出することで、評価上の疲労寿命はさらに長くなる可能性がある。

文 献

- (1) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格設計・建設規格, JSME S NC1-2012 (2012), 日本機械学会.
- (2) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格環境疲労評価法, JSME S NF1-2006 (2006), 日本機械学会.
- (3) Higuchi, M., "Comparison of environmental fatigue evaluation methods in LWR water", *Proceedings of ASME PVP2008* (2008), Paper no. PVP2008-61087.
- (4) 樋口洵, 中村隆夫, 杉江保彰, "軽水炉冷却水中における疲労損傷評価法の開発", 日本機械学会論文集 A 編, Vol.76, No.762 (2010), pp.171-181.
- (5) Iwasaki, M., Takada, Y. and Nakamura, T., "Evaluation of environmental fatigue in PWR PLM activities", *Proceedings of ASME PVP2005* (2005), Paper no. PVP2005-71509.
- (6) 中村隆夫, 三山彰一, "PWR プラントの高経年対策における環境疲労評価", 保全学, Vol.9 (2010), pp.30-38.
- (7) 堂崎浩二, 竹田周平, 平澤泰治, 齋藤利之, 朝田誠治, "FLAW TOLERANCE 概念に基づく疲労評価法の規格化に関する検討", 日本機械学会 M&M 材料力学カンファレンス 2010 (2010), pp.726-728.
- (8) ASME, *ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section XI*, New York, USA (2010).
- (9) Kamaya, M., "Fatigue properties of 316 stainless steel and its failure due to internal cracks in low-cycle and extremely low-cycle fatigue regimes", *International Journal of Fatigue*, Vol. 32 (2010), pp.1081-1089.
- (10) 川久保政洋, 釜谷昌幸, "変動荷重下における 316 ステンレス鋼の疲労寿命予測 (寿命の支配因子と 2 段 2 重試験における損傷評価)", 材料, Vol. 60 (2011), pp.871-878.
- (11) 越智保雄, 石井明, 山本康義, 佐々木茂美, "滑丸棒材における表面疲労き裂の発生・成長挙動", 材料, Vol.32 (1983), pp.1363-1369.
- (12) 戸梶恵郎, 小川武史, 亀山宜克, 加藤容三, "純チタンの微小疲労き裂成長挙動とその確率特性", 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 56, No.523 (1990), pp.543-551.
- (13) Suh, C. M., Lee, J. J. and Kang, Y. G., "Fatigue microcracks in type 304 stainless steel at elevated temperature", *Fatigue Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 13 (1990), pp.487-496.
- (14) 蓮沼将太, 宮田陽平, 小川武史, 坂上賢一, "オーステナイト系ステンレス鋼 SUS316NG の低サイクル疲労強度に及ぼす予ひずみの影響", 日本機械学会論文集 A 編, Vol.77, No.777 (2011), pp.843-851.
- (15) Xue, Y., "Modeling fatigue small-crack growth with confidence—A multistage approach", *Inter-*

- national Journal of Fatigue*, Vol.32 (2010), pp. 1210-1219.
- (16) 蓮沼将太, 宮田陽平, 坂上賢一, 小川武史, “低合金鋼 SFVQ1A の低サイクル疲労における微小き裂進展に及ぼす予ひずみ履歴の影響”, 材料, Vol. 60 (2011), pp.210-216.
- (17) 村上敬宜, 原田昭治, 谷石彦文, 福島良博, 遠藤達雄, “微小き裂の伝ば則, 低サイクル疲労法則およびマイナー則成立の相互関係について”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 49, No.447 (1983), pp. 1411-1419.
- (18) 村上敬宜, 眞壁朝敏, 西谷弘信, “70/30 黄銅の低サイクル疲労過程における破断延性の低下について”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 50, No.457 (1984), pp.1574-1582.
- (19) Murakami, Y. and Miller, K.J. “What is fatigue damage? A view point from the observation of low cycle fatigue process”, *International Journal of Fatigue*, Vol. 27 (2005), pp.991-1005.
- (20) 小茂鳥潤, 清水真佐男, “破断延性と低サイクル疲労寿命の関連について”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.53, No.496 (1987), pp.2288-2292.
- (21) Fatemi, A. and Yang, L., “Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials”, *International Journal of Fatigue*, Vol. 20 (1998), pp.9-34.
- (22) Noroozi, A. H., Glinka, G. and Lambert, S., “Prediction of fatigue crack growth under constant amplitude loading and a single overload based on elasto-plastic crack tip stresses and strains”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.75 (2008), pp.188-206.
- (23) Maurel, V., Rémy, L., Dahmen, F. and Haddar, N., “An engineering model for low cycle fatigue life based on a partition of energy and micro-crack growth”, *International Journal of Fatigue*, Vol.31 (2009), pp.952-961.
- (24) Carpinteri, A. and Paggi, M., “A unified interpretation of the power laws in fatigue and the analytical correlations between cyclic properties of engineering materials”, *International Journal of Fatigue*, Vol.31 (2009), pp.1524-1531.
- (25) Ranganathan, N., Aldroe, H., Lacroix, F., Chalon, F., Leroy, R. and Tougui, A., “Fatigue crack initiation at a notch”, *International Journal of Fatigue*, Vol.33 (2011), pp.492-499.
- (26) ASME, *ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section VIII*, New York, USA (2010).
- (27) Dong, P, Hong, J. K., Osage, D. A. and Prager, M., “Master S-N curve method for fatigue evaluation of welded components”, *Welding Research Council Bulletin*, WRC474 (2002), Welding Research Council Inc.
- (28) Kalnins, A., “Fatigue analysis methods: their performance evaluation for a class of pressure vessels with welded joints”, *Proceedings of ASME PVP2009* (2009), Paper no. PVP2009-77859.
- (29) 釜谷昌幸, 川久保政洋, “き裂成長予測による低サイクル疲労の損傷評価 (成長予測モデルの構築とその適用例)”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 78, No.795 (2012), pp.1518-1533.
- (30) Kitagawa, H., Takahashi, S., Suh, C. M. and Miyashita, S., “Quantitative analysis of fatigue process -microcracks and slip lines under cyclic strains”, *ASTM STP 675* (1979), pp.420-449.
- (31) Haigh, J. R. and Skelton, R. P., “A strain intensity approach to high temperature fatigue crack growth and failure”, *Materials Science and Engineering*, Vol.36 (1978), pp.133-137.
- (32) 今井康文, 眞武友一, “平滑試験片の引圧疲労における表面き裂の進展”, 材料, Vol.32 (1983), pp. 1157-1161.
- (33) 幡中憲治, 藤満達朗, 渡辺秀明, “機械構造用鋼の低サイクル疲労におけるき裂進展特性”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.52, No.475 (1986), pp. 579-586.
- (34) 川久保政洋, 釜谷昌幸, “316 ステンレス鋼のひずみに基づく疲労き裂進展速度評価”, 日本機械学会 M&M 材料力学カンファレンス 2011 (2011), OS0502.
- (35) Kamaya, M. and Kawakubo, M., “Strain-based modeling of fatigue crack growth — An experimental approach for stainless steel”, *International Journal of Fatigue*, Vol.44 (2012), pp.131-140.
- (36) Kamaya, M., and Taheri, S., “A study on the evolution of crack networks under thermal fatigue loading”, *Nuclear Engineering and De-*

- sign*, Vol. 238(2008), pp.2147-2154.
- (37) 日本機械学会, 伝熱工学資料 (改訂第5版), 日本機械学会 (2009), p.13.
- (38) Jones, I. S. and Lewis, W. J., "The effect of various constraint conditions in the frequency response model of thermal striping", *Fatigue Fract. Engng Mater. struct.*, Vol.18 (1995), pp. 489-502.
- (39) Kim, Y. W., Lee, J. H. and Yoo, B., "An analysis of stress intensity factor for thermal transient problems based on green's function", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 49 (1994), pp. 393-403.
- (40) Jones I. S. and Lewis, W. J., "A frequency response method for calculating stress intensity factors due to thermal striping loads", *Fatigue Fract. Engng Mater. struct.*, Vol.17 (1994), pp. 709-720.
- (41) Chellapandi, P., Chetal, S. C. and Raj, B., "Thermal striping limits for components of sodium cooled fast spectrum reactors", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 239 (2009), pp. 2754-2765.
- (42) Le H. N. and Gardin, C. "Analytical prediction of crack propagation under thermal cyclic loading inducing a thermal gradient in the specimen thickness — Comparison with experiments and numerical approach", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.78 (2011), pp.638-652.
- (43) Shen, G. and Glinka, G., "Weight functions for a surface semi-elliptical crack in a finite thickness plate", *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol.15 (1991), pp.247-255.
- (44) Kamaya, M. and Nakamura, T., "A flaw tolerance concept for plant maintenance using virtual fatigue crack growth rate", *Proceedings of ASME PVP20213* (2013), Paper no. PVP2013-97851.
- (45) Jaske, C. E. and O'Donnell, W. J., "Fatigue design criteria for pressure vessel alloys", *ASME Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol.99 (1977), pp.584-592.
- (46) 川久保政洋, 釜谷昌幸, "316 ステンレス鋼の疲労強度に対する平均応力効果", *材料*, Vol.61 (2012), pp.635-641.
- (47) Colin, J., Fatemi, A. and Taheri, S., "Fatigue behavior of stainless steel 304L including strain hardening, prestraining, and mean stress effects", *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol.132 (2010), no.021008.
- (48) Chopra, O. K. and Shack, W. J., "Effect of LWR coolant environments on the fatigue life of reactor materials", NUREG/CR-6909 (2007).
- (49) 金崎宏, 野村雄一郎, 朝田誠治, 中村隆夫, 田中正和, "オーステナイト系ステンレス鋼の大气中設計疲労線図の検討", 日本機械学会 M&M 材料力学カンファレンス 2010 (2010), pp.718-719.
- (50) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格維持規格, JSME S NA1-2012 (2012), 日本機械学会.