

熱疲労荷重下における亀甲状き裂の発生要因と影響

Mechanism and Influence of Evolution of Crack Network under Thermal Fatigue Loading

釜谷 昌幸 (Masayuki Kamaya)*¹ Sbitti Amine*² Said Taheri*²

要約 原子力発電プラントにおいて、熱疲労荷重によって発生する亀甲状き裂は浅く、板厚を貫通していない。この要因として、き裂同士の力学的な相互作用や、深さ方向の応力勾配によるき裂進展の停留が指摘されている。本研究では、亀甲状き裂分布のき裂挙動に及ぼす影響を考察するために、熱疲労荷重下の亀甲状き裂を模擬した3次元モデルの有限要素解析を実施した。また、平面上にき裂が発生・進展するモンテカルロシミュレーションによって、亀甲状き裂が発達する様子を再現した。これらの結果より、2軸応力状態で、かつ深さ方向の応力勾配が顕著なときに亀甲状き裂が発生すること、亀甲状のき裂分布がき裂進展速度を抑制することを明らかにした。さらに、実機において十分発達した亀甲状き裂が確認された場合は、深さ方向の進展が停留しており、機器信頼性上問題のないことを示した。

キーワード 亀甲状き裂, 複数き裂, 熱疲労, き裂発生, き裂進展, 有限要素法, 体積力法, モンテカルロシミュレーション

Abstract In nuclear power plants, the crack networks caused by thermal fatigue loading are shallow and do not penetrate the wall thickness. Mechanical interaction between the cracks and stress gradient in the depth direction are thought to suppress crack growth. In this study, in order to investigate the influence of the shape of the crack network on cracking behavior, finite element analyses were conducted using a three-dimensional model of the crack network under thermal fatigue loading. A Monte Carlo simulation of the initiation and growth of cracks was carried out to simulate the evolution of the crack network. It was revealed that the crack network can develop under a bi-axial stress field together with significant stress gradient and that the mechanical interaction between cracks reduces the crack growth rate in the depth direction. It was concluded that a well-developed crack network in an operating plant is observed only when the crack growth in the depth direction is interrupted and the structural integrity of cracked components is assured.

Keywords Crack network, Multiple cracks, Thermal fatigue, Crack initiation, Crack growth, Finite element method, Body force method, Monte Carlo simulation

1. 緒論

プラント配管の合流・分岐部などにおいては、温度差のある流体が混合する場合がある。混合部の配管内表面では、流体温度の変動により繰り返しの熱応力が生じ、場合によっては疲労き裂が発生する。原子力発電プラントにおいても、国内外でこのような流体温度変化に起因する疲労（以後、熱疲労）によるき裂発生が報告されている^{(1)~(3)}。

熱疲労荷重下においては、亀甲状き裂が出現することがある⁽⁴⁾。経験的な考察として、亀甲状き裂は温度変動が小さい場合に出現し、き裂深さも相対的

に浅いことが指摘されている⁽¹⁾⁽⁴⁾⁽⁵⁾。仏国の原子力発電プラントでは、亀甲状き裂の深さが2~2.5mm程度で、板厚を貫通することなく進展が停留していた⁽¹⁾。深さ方向のき裂進展は機器信頼性への影響を評価する上で重要であり、これまで亀甲状き裂分布と深さ方向の進展の関係について検討されてきた⁽⁶⁾。

亀甲状き裂のように、複数のき裂が接近すると、き裂同士の力学的な相互作用により、き裂進展駆動力が減少する場合がある^{(7)~(10)}。そして、その変化はき裂先端の応力拡大係数(K値)を数値的に解析することで考察できる。しかし、亀甲状き裂のよう

* 1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

* 2 フランス電力公社 (EDF)

な複雑なき裂分布下でのK値解析は容易ではない。Haddarらは表面から深さ方向に進展する複数のき裂を2次元でモデル化し、き裂同士の相互作用によるK値の減少量を解析した⁽¹¹⁾⁽¹²⁾。しかし、K値は減少するものの、き裂進展の停留を再現するには至らなかった。ここで用いられた断面2次元モデルで考慮される複数のき裂は、3次元的には亀甲状ではなく平行なき裂となる。これに対し筆者らは、断面ではなく表面に線状のき裂が発生・進展する2次元モデルを用いて解析を行った⁽¹³⁾。このモデルでは、亀甲状のき裂分布が発達する様子は再現できたものの、深さ方向の進展が停留する要因の定量的な考察はできなかった。平面上に広がる亀甲状のき裂分布と、深さ方向の進展駆動力との関係を定量的に考察するには、3次元的な亀甲状き裂モデルによる解析が望まれる。

熱疲労荷重は管内表面の流体温度変動に起因するため、管の熱応力変動の大きさは内表面で最大となり、深さ方向に減少する。この応力勾配によりき裂進展にともないK値が減少し、き裂進展が停留する

ことが指摘されている⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾。したがって、き裂進展の停留する要因を考察するためには、亀甲状のき裂分布のみではなく、深さ方向の応力勾配を含めた検討が必要となる。

本研究では、3次元の亀甲状き裂モデルを用いた有限要素解析を実施し、深さ方向の応力勾配を考慮したK値の解析を行った。さらに、き裂が発生・進展するモンテカルロシミュレーションにより、亀甲状き裂が発達する様子を計算機上で模擬した。これらの結果から、熱疲労荷重下において、亀甲状き裂分布がK値に及ぼす影響や、亀甲状き裂が発達するメカニズムについて明らかにした。そして、実機における亀甲状き裂の出現が機器信頼性に及ぼす影響について考察した。

2. 熱疲労荷重モデルと単独き裂のK値

2.1 熱疲労荷重モデル

本研究では、管内表面の流体温度変動領域 (Hot

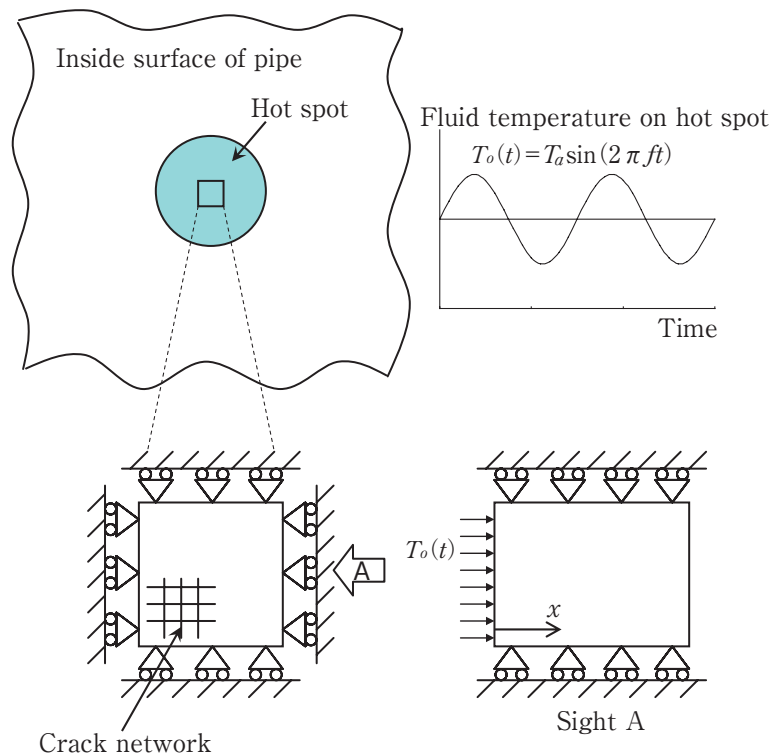


図1 本研究で対象とする熱疲労モデル

Spot) において流体温度が正弦波変動する場合の定常状態を対象とする。そのモデル図を図1に示す。温度変動領域が管に比べて十分小さいとすると、温度変動領域の中心部付近では図1下部に示した境界条件でモデル化できる。すなわち、内表面部分においてのみ流体からの熱流束が発生し、表面に平行な変位が拘束されるモデルとなる。

2.2 単独き裂の K 値

図1のモデルの場合、定常状態における管内部の温度および応力分布は、以下のように得ることができる。まず、時間 t における管内表面部での流体温度 $T_o(t)$ を次式で表す。

$$T_o(t) = T_a \sin(2\pi f t) \tag{1}$$

このとき、深さ x における定常状態における温度 $T(x, t)$ は次式となる⁽¹⁶⁾,

$$T(x, t) = T_a A e^{-kx} \sin(2\pi f t - kx - \varepsilon) \tag{2}$$

$$k = \sqrt{\frac{c\rho\pi f}{\lambda}} \tag{3}$$

$$A = \frac{B}{\sqrt{(B+k)^2 + k^2}} \tag{4}$$

$$\varepsilon = \tan^{-1}\left(\frac{k}{B+k}\right) \tag{5}$$

$$B = \frac{h}{\lambda} \tag{6}$$

ここで、 T_a は流体温度振幅、 c 、 ρ 、 λ はそれぞれ管の比熱、密度、熱伝導係数である。また、 h は流体と管内表面の熱伝達係数である。

得られた温度分布から熱応力を計算する。図1のモデルでは平面方向の変位が完全に拘束されているので、表面方向の応力 $\sigma(x, t)$ は次式で求められる。

$$\sigma(x, t) = \frac{E\alpha}{1-\nu} T(x, t) \tag{7}$$

ここで、 E 、 α 、 ν はそれぞれ管のヤング率、線膨張係数、ポアソン比である。図2に内表面における最大応力を示す。ここで、管の物性値を表1に示した。これらの定数はステンレス鋼を想定している。そして、次章の解析を含めた以後の全ての解析に適用した。また、 $T_a = 140$ K とした。式からも分かるように、最大応力は熱伝達係数や周波数に依存する。流体温度変動の周波数が小さいほど、また熱伝達係

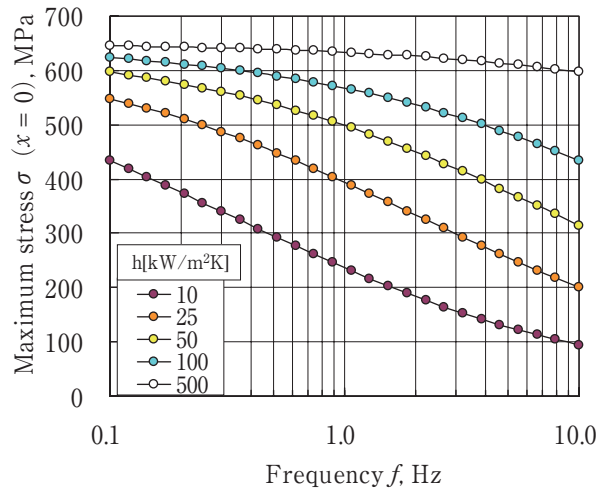


図2 表面における最大応力の変化

表1 解析に用いた物性値

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]

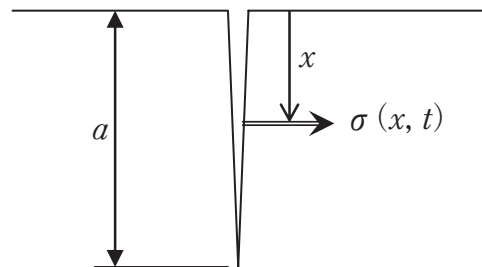


図3 2次元き裂モデル

数が大きいほど大きくなる。そして、最大値である651MPaに収束する。

K値は重み関数法を用いて評価する⁽¹⁷⁾。き裂が図3に示す2次元貫通き裂の場合、深さ a のき裂のK値は次式で求めることができる⁽¹⁸⁾。

$$K_I(t) = 2\sqrt{\frac{a}{\pi}} \int_0^a \frac{\sigma(x, t) F(x)}{\sqrt{a^2 - x^2}} dx \tag{8}$$

$$F(x) = 1.297 - 0.297 \left(\frac{x}{a}\right)^{1.25} \tag{9}$$

図4に熱伝達係数を $h = 25$ kW/m²K とした場合のK値とき裂深さの関係を示した。K値はピークを示した後に減少する。また、き裂深さに関係なく、周波数とともに小さくなる。ステンレス鋼の疲労き裂

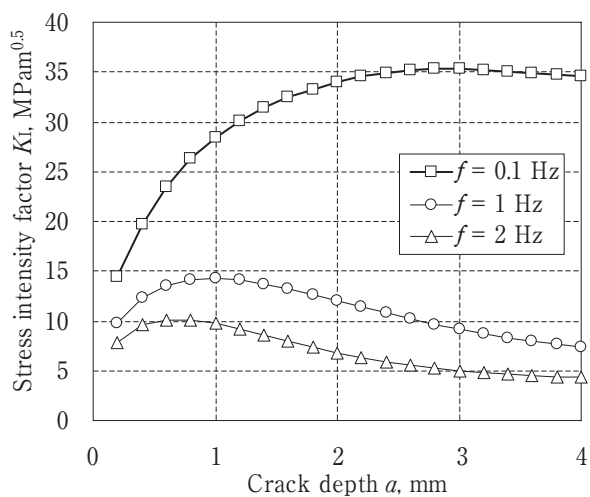


図4 K値とき裂深さの関係 ($h = 25 \text{ kW/m}^2\text{K}$)

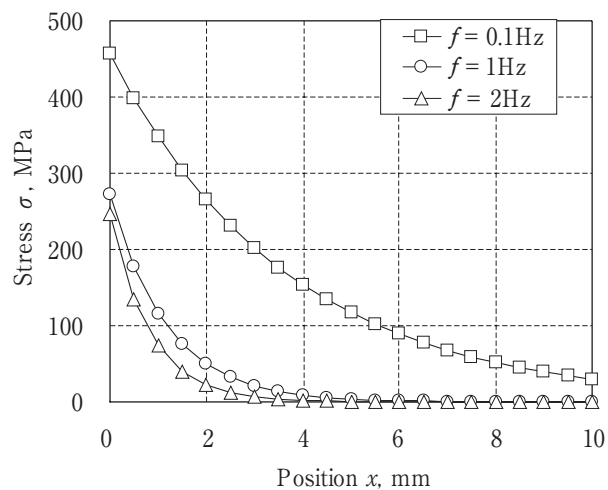


図5 深さ5mmのき裂のK値が最大となる時の応力分布 ($h = 25 \text{ kW/m}^2\text{K}$)

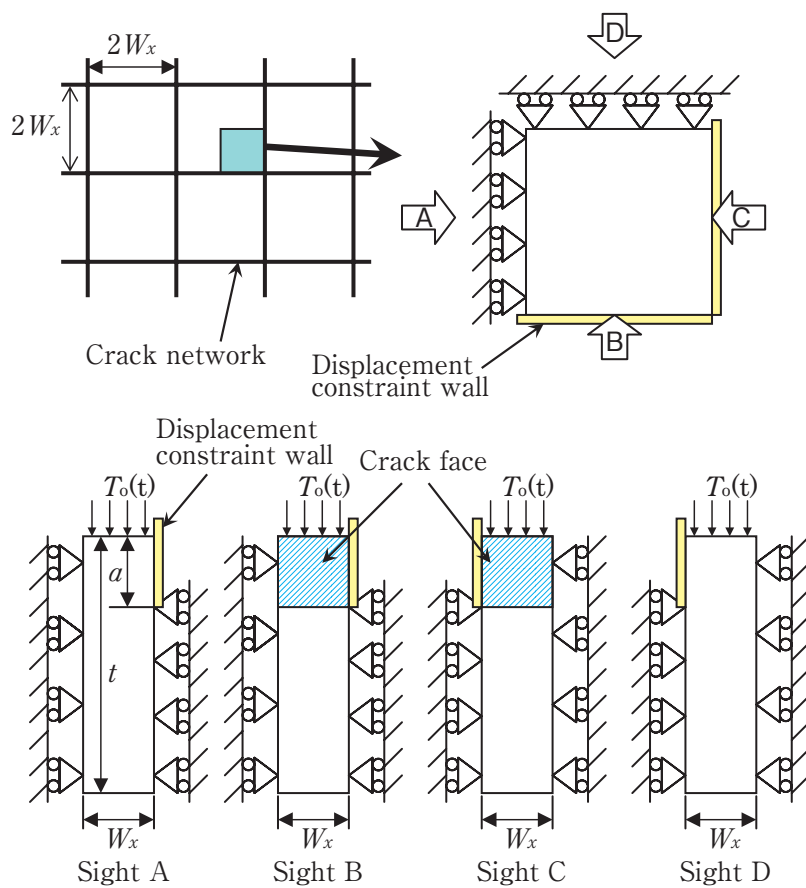


図6 3次元亀甲状き裂モデル

進展の下限界 K 値がおおよそ $K_{th} = 4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}^{0.5}$ であるが⁽⁶⁾⁽¹⁵⁾, 図4の場合では $a = 4 \text{ mm}$ でも K_{th} 以上となっている. 図5に深さ $a = 5 \text{ mm}$ のき裂の K 値が最大となる時間における応力分布を示す. 温度がピークを示す時間は深さによって変化することから, K 値が最大となる時間は, 内表面において応力がピークを示す時間より遅くなる. いずれの周波数の場合も, 深さ方向に応力が減少している. この応力勾配は周波数とともに大きくなっており, き裂が深くなると K 値が減少する要因となっている. 条件によっては, 応力はさらに小さくなり, 浅いき裂でも K 値が K_{th} 以下となる場合もある.

3. 3次元亀甲状き裂モデルの解析

3.1 解析モデル

図6に示すモデルを用いて亀甲状き裂の有限要素解析を実施した. 一様な深さの亀甲状のき裂が, 一辺の長さ $2W_x$ の正方形格子状に発達した場合を対象としている. 対称条件を考慮し, 1つの格子の4分の1をモデル化することで, 無限に広がる亀甲状き裂の解析を行った. 板厚 t は実機の管厚を想定して 9.23 mm とした⁽⁶⁾. ただし, 本研究の考察において

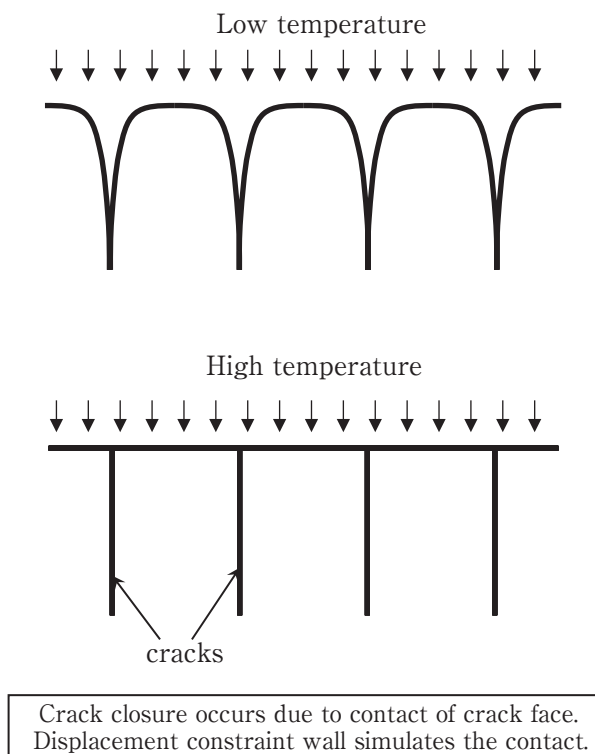


図7 変位拘束壁の導入によるき裂閉口の模擬

板厚の影響は無視できた. 流体温度は(1)式で変動し, 内表面のみで熱流束が発生するとした. 温度変化による内表面付近の管の変形の模式図を図7に示す. 管の温度が下がったときに, き裂は開口し, 応力拡大係数が増加する. そして, 温度が上昇し管が熱膨張すると, き裂は閉口する. 有限要素解析で, き裂閉口を考慮するため, 図6に示した変位拘束壁を考慮する. 変位拘束壁と管との摩擦係数は零とした. また, $T_a = 140 \text{ K}$, $h = 25 \text{ kW/m}^2\text{K}$ とした.

3.2 解析方法

有限要素解析には汎用のコードである ABAQUS を用いた. 有限要素メッシュは W_x と a の組み合わせに対してそれぞれ作成した. $W_x = 2 \text{ mm}$, $a = 2.5 \text{ mm}$ とした場合のメッシュの例を図8に示す. 8節点ソリッド要素を用いており, 解析結果が十分収束するようメッシュを細かく分割した. 図の例では, 要素数は4800, 節点数は5929であった. 最初に, 流体温度 $T_o(t)$ を入力とする伝熱解析を実施し, 各部位での温度変化履歴を求める. そして, 各部温度に対応する熱応力を解析し, 応力と K 値を算出する. 応力の解析は弾性のみを考慮した. 図9に, $f = 1 \text{ Hz}$ における図8のモデルから求まる内表面の応力と K 値の変化を示す. 応力は内表面において最大となる格子中央部, K 値は格子の辺の中点での値を

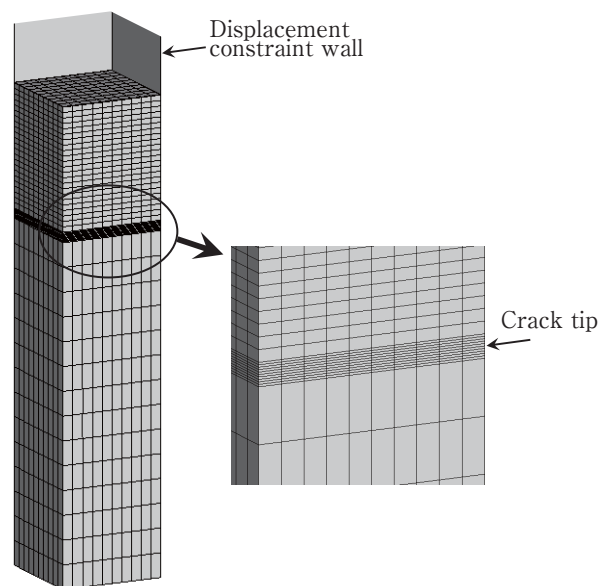


図8 有限要素メッシュの例 ($a = 2.5 \text{ mm}$, $W_x = 2 \text{ mm}$)

示している。数サイクルの過渡変化を経て、第4サイクル目以降はほぼ定常状態と見なせることが分かる。したがって、定常状態に対応する値として、4サイクル目に出現した最大の応力 σ_{\max} と最大の K 値 $K_{I\max}$ を採用した。

3.3 解析結果と考察

図 10 に $f = 1 \text{ Hz}$ の場合のき裂深さと最大 K 値 $K_{I\max}$ の関係を示す。(8) 式から得られる K 値も併せて示した。格子サイズ W_x が 20 mm の場合、き裂深さに対する K 値の変化は、(8) 式から得られる K 値にほぼ一致している。そして、 W_x が小さくなると K 値は相対的に減少する。近接したき裂間の力学的な相互作用は、K 値を増大させる場合と、減少させる場合があり、その大きさはき裂サイズで正規化したき裂間距離に依存することが報告されている(9, 10)。図 10 では亀甲状き裂分布により K 値が減少している。また、その影響はき裂間距離に対応する W_x が小さくなるほど、そして、き裂が深くなるほど大きくなる。相互作用の影響で $W_x = 2 \text{ mm}$ では、 $a = 4 \text{ mm}$ において、下限である $K_{th} = 4 \text{ MPam}^{0.5}$ より小さい。

図 11 に $a = 2.5 \text{ mm}$ における W_x と K 値の関係を示す。亀甲状き裂が発達するにしたがって、格子サイズ W_x が小さくなる。そして、それに伴い K 値も減少することが分かる。つまり、亀甲状き裂の発達によって深さ方向のき裂進展が減速し、停留する。ただし、 $f = 0.1 \text{ Hz}$ のように、 f が小さい場合は $W_x = 1 \text{ mm}$ においても K 値が K_{th} 以上となり、き裂進展は停留せずに板厚を貫通すると考えられる。

内表面での最大応力 σ_{\max} とき裂深さの関係を図 12 に示す。き裂周囲には、緩和効果によって応力が相対的に小さくなる応力緩和域が存在し、その強さと範囲の大きさは、き裂深さと相関のあることが報告されている(19)。き裂が深くなると緩和効果により内表面での応力が減少する。 σ_{\max} は格子中心での値であることから、 $W_x = 20 \text{ mm}$ ではき裂からの距離が大きく、緩和効果の影響がほとんどない。一方、 W_x が小さくなると緩和効果によって内表面での応力が減少する。

図 13 は $W_x = 2 \text{ mm}$ の条件下で f を変化させた場合の結果を示す。図 2 に示したように f が小さいほど内表面での応力が大きくなることから、浅いき裂の σ_{\max} は、 f が小さいほど大きい。しかし、 $a = 1$

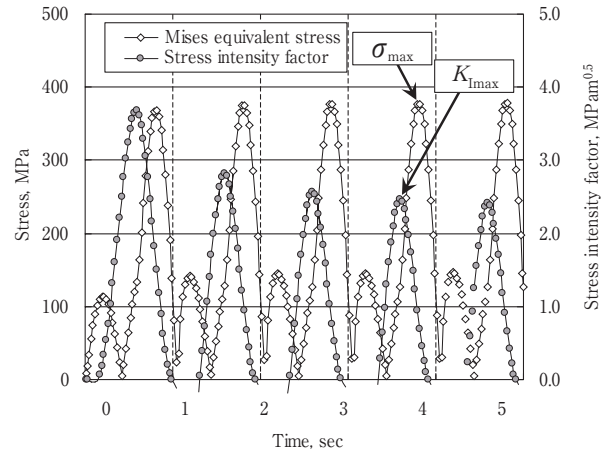


図 9 過渡温度変化と σ_{\max} と $K_{I\max}$ の定義 ($f = 1 \text{ Hz}$, $a = 2.5 \text{ mm}$, $W_x = 2 \text{ mm}$)

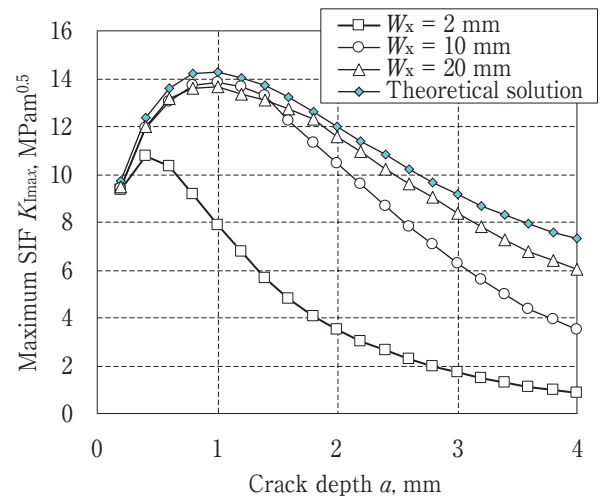


図 10 K 値とき裂深さの関係 ($f = 1 \text{ Hz}$)

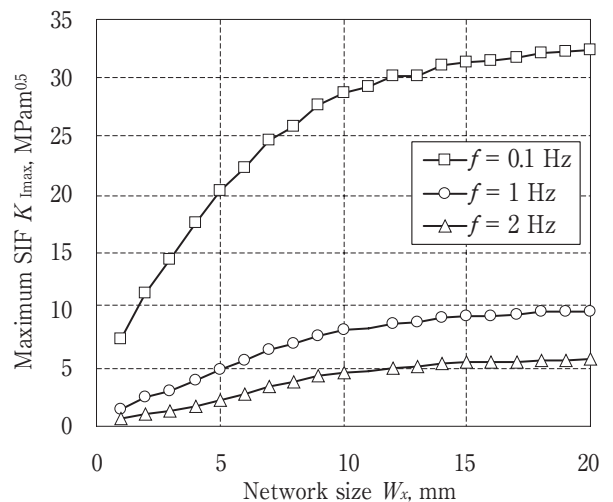


図 11 K 値と格子サイズの関係 ($a = 2.5 \text{ mm}$)

mm を超えるとその関係は逆転する。本モデルにおいて熱応力は表面方向の拘束（以後、境界拘束と呼ぶ）と深さ方向の拘束（以後、勾配拘束と呼ぶ）の2種類の変位拘束によって発生している。境界拘束は図1で示したように、表面方向の変形が制限されている状態に対応している。図2で示した応力はほぼ境界拘束によって発生しており、発生する応力の大きさは f が小さいほど大きくなる。一方、勾配拘束は深さ方向の応力勾配（温度勾配）によって発生する。したがって、図5に示した f の大きい場合のように、温度勾配が大きく、深さ方向の不均一変形が大きいほど、発生する応力は大きい。き裂が深くなると、管内表面において境界拘束による応力は減少し、勾配拘束による応力のみとなる。したがって、勾配拘束の小さい $f = 0.1$ Hzでは、 $a = 1$ mmを超えると σ_{\max} が相対的に小さくなった。

内表面での応力は、新たなき裂の発生の駆動力となる。上記の結果から、 W_x が小さくなり、き裂が深く進展するほど新たなき裂の発生が抑制されることが分かる。き裂が発生する限界応力は、ひずみ振幅で0.1%、つまり100MPa程度であることから、 $f = 0.1$ Hz、 $W_x = 2$ mmでは $a = 1$ mmを超えるとほぼ限界応力以下となる。したがって、格子サイズ W_x はそれ以上小さくならず、亀甲状き裂が発達しないことになる。図11において $W_x = 2$ mmのK値が K_{th} を大きく上回っていることから、 $f = 0.1$ Hzの条件では亀甲状き裂はき裂進展を停留させるまで発達できずに、き裂が板厚を貫通することになる。一方、 $f = 1$ Hzおよび2 Hzの条件では、 $W_x = 2$ mmであればき裂が深くなっても新たなき裂発生が可能であり、また、図11からK値が K_{th} となる。つまり、亀甲状き裂の発達によってき裂進展が停留する可能性がある。

以上のように、 f を小さくすると内表面での応力が減少し、新たなき裂が発生しにくい。そのため、 W_x が減少せず、亀甲状き裂が発達しなくなる。一方、K値も相対的に大きく、深さ方向の進展が停留しにくい。つまり、き裂が亀甲状にならないことと、き裂が貫通することの相関が示唆される。一方、亀甲状のき裂分布となることで、K値が減少し、き裂の進展が遅くなる。ただし、亀甲状き裂が出現する場合に、き裂進展が必ず停留することを示すものではない。

亀甲状き裂は、き裂のない状態から発生と進展を経て発達する。その過程においては a と W_x に代表

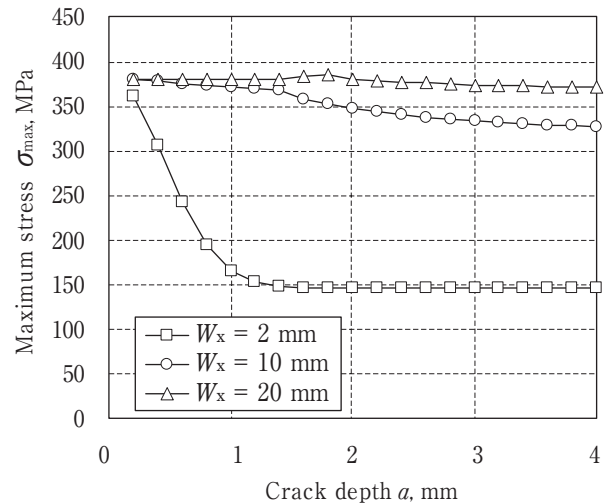


図12 表面での最大応力とき裂深さの関係 ($f = 1$ Hz)

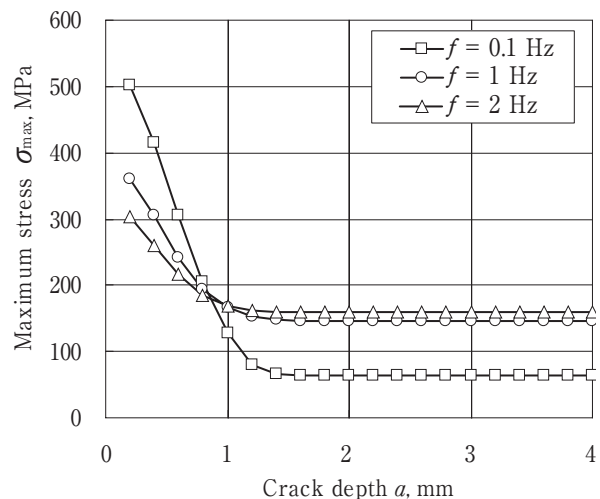


図13 表面での最大応力とき裂深さの関係 ($W_x = 2$ mm)

されるような幾何学的な条件と力学的な相互作用が複雑に変化する。したがって、亀甲状き裂分布とき裂進展の関係を考察するには、本有限要素解析のように a と W_x を固定した静的な解析のみでなく、き裂発生過程からの動的な検討も必要となる。次章では、モンテカルロシミュレーションによる動的な検討を行い、亀甲状の分布が発達するメカニズムも併せて検討を行う。

4. き裂発生・進展モンテカルロシミュレーション

4.1 シミュレーションモデル

図 14 に示すような大きさ L_x の L_y との 2 軸応力が付加された 20 mm × 20 mm の領域を対象とする。これは、図 1 のモデルの温度変動領域の中央部付近に対応する。モデルは 2 次元で、線状のき裂が発生・進展する。

き裂は一定間隔で配置した 20 × 20 個のき裂発生核から発生すると仮定した。発生時のタイミングは、熱疲労荷重によって材料内部に蓄積される損傷量によって決定した。それぞれのき裂発生核における損傷増加量 ΔD を次式で計算する。

$$\Delta D = \Delta N \left(\frac{\varepsilon_a - 0.118}{32.51} \right)^{-2} \quad (10)$$

ここで、 ε_a はひずみ振幅、 ΔN は繰り返し回数を示す。この式は次式のステンレス鋼の S-N カーブから導かれている⁽²⁰⁾。

$$\varepsilon_a = 32.52N^{-0.5} + 0.118 \quad (11)$$

ε_a には次式を用いて塑性の影響を考慮した⁽²¹⁾。

$$\varepsilon_a = \left\{ 1 + \frac{2}{3} \left(1 - \frac{S_y}{\sigma_a} \right) \right\} \frac{\sigma_a}{E} \quad (12)$$

ここで、 S_y は 150 MPa とした。 σ_a はき裂発生核に

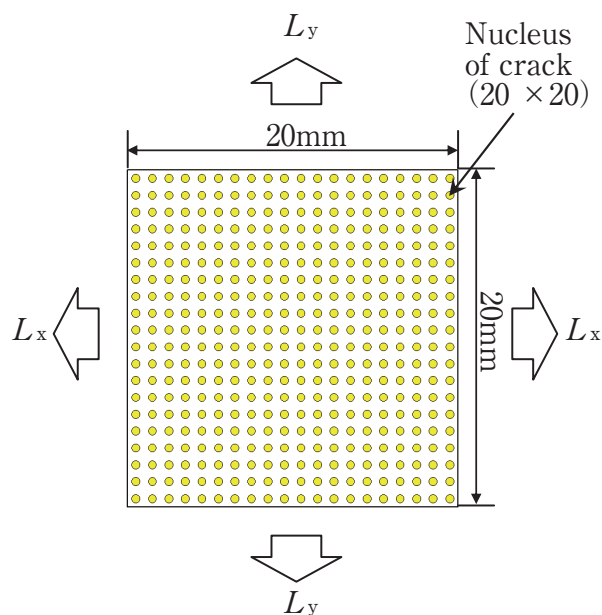


図 14 き裂発生・進展シミュレーションモデル

おける Mises の相当応力である。前章でも考察したように、表面の応力分布は既に存在するき裂の影響を受ける。前章の 3 次元亀甲状モデルの場合は、き裂により表面応力は減少したが、単独き裂の場合は、き裂先端近傍では応力が大きくなるなど、その分布はき裂との位置関係で変化する⁽¹⁹⁾。そこで、本シミュレーションでは、体積力法 (BFM) によってき裂表面の応力分布を弾性解析した⁽²²⁾⁽²³⁾。BFM は平面応力の 2 次元モデルに対して実施されるため、相互作用の大きさは、実際の表面き裂の場合より大きくなる傾向にある^{(24)~(27)}。ただし、図 13 に示したように、発生に寄与する表面での応力は、き裂深さに対して飽和することから、2 次元近似による影響は小さいと考えられる。

蓄積された損傷量 D が抵抗 R を超えた場合、そのき裂発生核で長さ 0.8mm の直線のき裂を発生させた。発生時のき裂の傾きは最大主応力方向に垂直に設定した。ただし、完全に等 2 軸状態の場合はランダムに傾きを決定した。

発生したき裂は BFM で算出されるモード I の K 値 K_I を用いて次式によってき裂進展量 Δc を算出する⁽²⁸⁾。

$$\Delta c = (3.5 \times 10^{-11} K_I^{2.52}) \Delta N \quad (13)$$

ここで、長さ c と K 値の単位はそれぞれ m と MPam^{0.5} である。K 値にはき裂同士の相互作用が考慮されている。進展する際の方向はモード I とモード II の K 値の比率によって決定した⁽²⁹⁾⁽³⁰⁾。長さ Δc の直線を、進展方向を考慮しながら追加することで、進展後のき裂形状とした。

前章で示したように、熱疲労荷重下では K 値がき裂深さとともに変化し、き裂が深くなると進展は減速、または停留する。き裂の深さ方向の進展の減速・停留の影響をシミュレーションで考慮するために、表面におけるき裂長さに制限 C_{max} を設定する。これは、き裂の深さと表面長さの比が、極端に変化しないことを前提としている。

4.2 シミュレーションの手順

まず、それぞれのき裂発生核に抵抗 R を設定する。 R は平均 1、標準偏差 R_v の正規分布乱数により決定した。とくに断りのないかぎり $R_v = 0.2$ とする。そして、ステップ毎に BFM によりき裂発生核での応力、およびそれぞれのき裂先端の K 値を計算

しながら、き裂の発生と進展を模擬する。1ステップの繰り返し回数 ΔN は、そのステップ内でのき裂発生数が1以下で、き裂進展量がき裂長さの0.2倍以下となるよう制御した。負荷する荷重 L_y は、寿命が高サイクル領域である 10^5 程度になるよう $L_y = 270$ MPaとした。

4.3 シミュレーションの結果と考察

$L_x = L_y$, $C_{\max} = 1.3$ mmとした場合のき裂分布と相当応力分布を図15に示す。左図の赤線は最大主応力方向に垂直な方向、つまりき裂が発生した場合のき裂の傾きを示している（以後、この方向をき裂発生方向と呼ぶ）。き裂発生方向は、き裂発生核にお

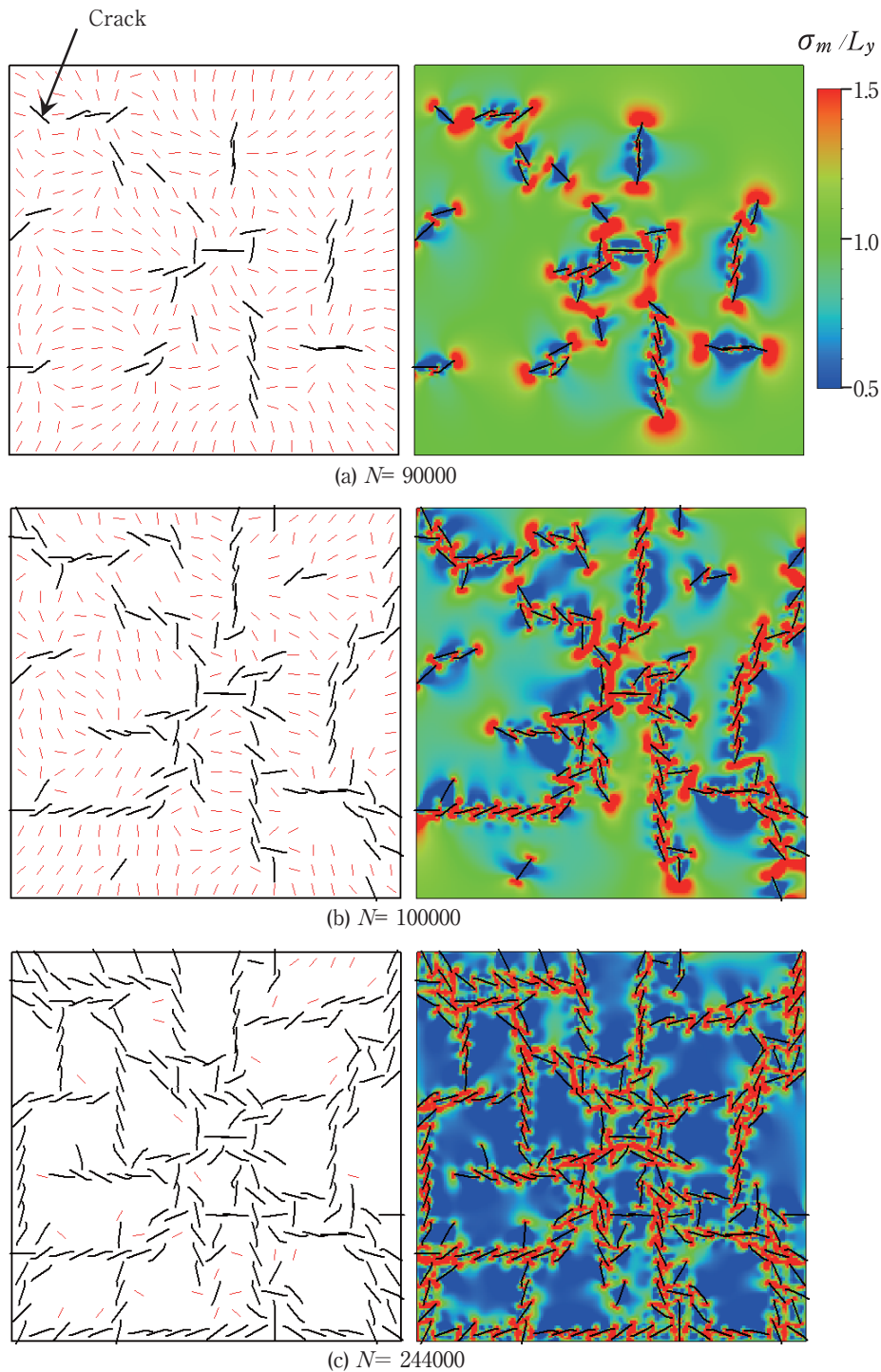


図15 き裂と相当応力分布 ($C_{\max} = 1.3$ mm, $L_x = L_y$) (黒線はき裂, 左図赤線はき裂発生方向を示す)

いて相当応力が $0.5L_y$ 以上であった場合に限って示している。つまり、緩和効果のために応力が小さく、新たなき裂が発生しにくいき裂発生核では、き裂発生方向を表示していない。

シミュレーションによって、繰り返し数とともにき裂数が増加し、亀甲状のき裂分布となる様子が再現されている。 C_{max} による制限のため、個々のき裂長さは短いですが、それらが一直線上に並んで、見かけ上長いき裂を構成しているき裂群が複数見られる。

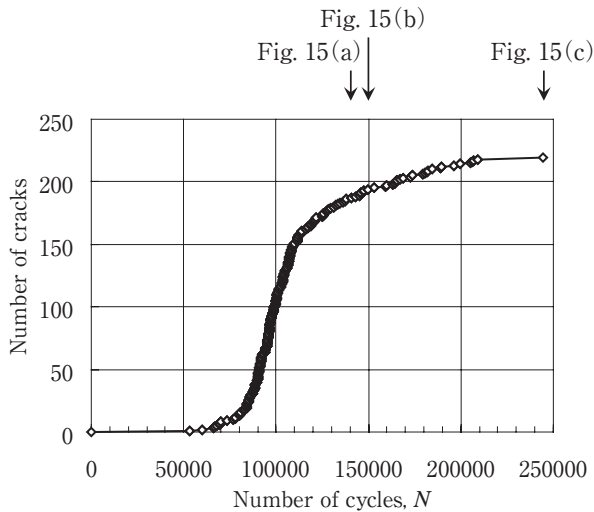


図 16 き裂数の変化 ($C_{max} = 1.3 \text{ mm}$, $L_x = L_y$)

き裂先端近傍では、応力集中のため損傷蓄積速度が速い。そのため、新たなき裂が既に存在するき裂先端近傍に伸びるように発生した。このように、連続して分布するき裂群は、力学的には合体した一つのき裂と見なせ、き裂端部の K 値が合体したき裂とほぼ等しいことが示されている⁽³¹⁾。このような、き裂先端近傍への新たなき裂発生は、見かけ上のき裂成長（以後、発生支配型成長と呼ぶ）と考えることができ、(13) 式で表されるような K 値による進展（以後、進展支配型成長と呼ぶ）とは異なる。発生支配型成長は、応力腐食割れでも観察されており、き裂発生に対する応力依存性が大きく、進展支配型成長が相対的に遅い場合に顕著になる⁽³²⁾。実際に観察される亀甲状き裂も、多数の短いき裂から構成されており⁽¹⁾⁽⁴⁾、発生支配型成長が支配的であったと考えられる。

発生支配型成長によって成長した複数のき裂によってき裂発生方向は、（見かけ上の）長いき裂に垂直になる傾向が見られる。そして、き裂数が増加するにしたがって亀甲状のき裂分布が形成された。また、き裂数の増加にともなって、応力が全体的に小さくなり、き裂発生方向が表示されているき裂発生核が少なくなっている。き裂数が増え、亀甲状に近

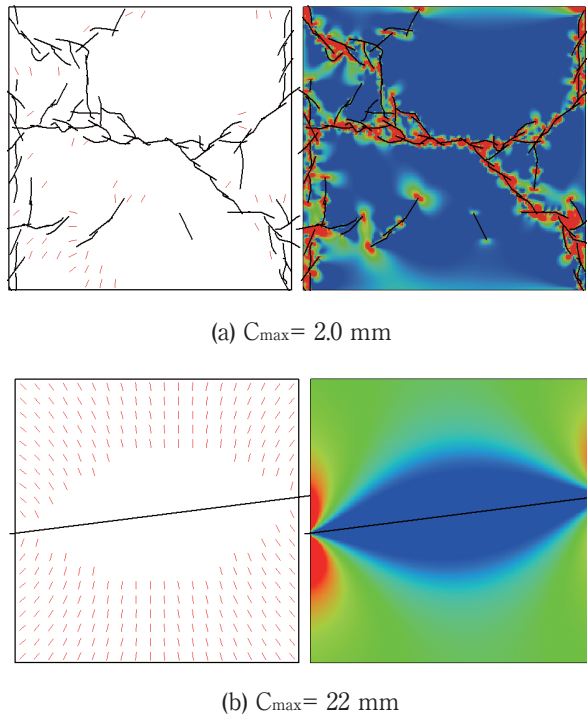


図 17 き裂と相当応力分布 ($L_x = L_y$) (黒線はき裂、左図赤線はき裂発生方向を示す)

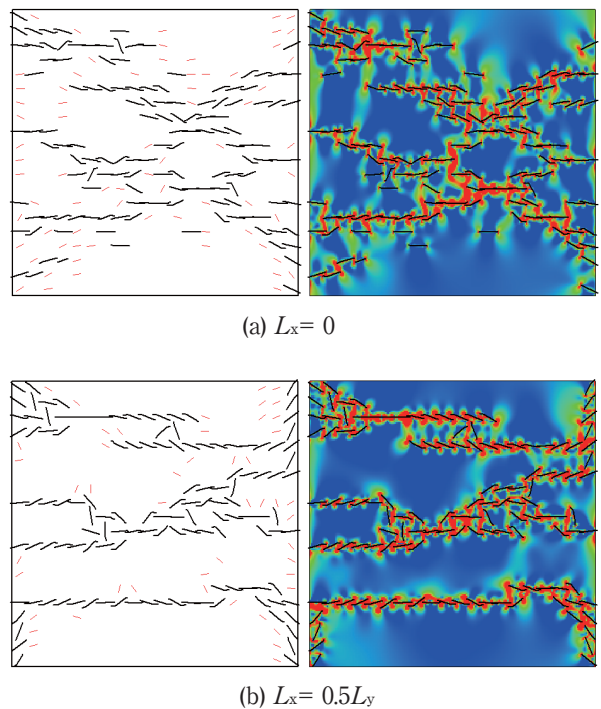


図 18 き裂と相当応力分布 ($C_{max} = 1.3 \text{ mm}$) (黒線はき裂、左図赤線はき裂発生方向を示す)

づく」と図 12 で示したように、緩和効果のために表面での応力が減少する。図 16 にき裂数の変化を示すが、亀甲状き裂が発達した図 15 (c) の状態では、き裂数が飽和していることが分かる。このとき、深さ方向の進展も停留している。すなわち、亀甲状き裂が発達するにしたがって、き裂形状が変化しない定常状態に収束していく。

図 17 にき裂長さ制限を $C_{\max} = 2 \text{ mm}$ および $C_{\max} = 22 \text{ mm}$ とした場合の結果を示す。 $C_{\max} = 22 \text{ mm}$ はき裂長さの制限がない場合を想定している。 C_{\max} が大きくなると亀甲状とならないことが分かる。き裂長さ制限がない場合は、2 つ目のき裂が発生する前に、1 つ目のき裂が領域を貫通した。この結果は $R_v = 0.002$ とした場合や、(13) 式のき裂進展速度を 100 分の 1 にした場合も同様であった。大気中の高サイクル疲労試験においては、破断した試験片の表面ではき裂はほとんど観察されない。この状態が、 $C_{\max} = 22 \text{ mm}$ に対応していると考えられる。つまり、亀甲状となるためには深さ方向に応力勾配があり、 C_{\max} が有限である必要がある。しかし、 C_{\max} が有限であってもその値が大きければ、図 17 (a) に示すように明確な亀甲状とはならない。ただし、この図の場合は、 $C_{\max} = 1.3 \text{ mm}$ とした場合が相似的に変化し、 W_x が大きくなった状態と考えることもできる。このことは、 W_x が深さ方向の応力勾配（またはき裂進展停留深さ）と相関があり、 W_x が大きい場合は、たとえ亀甲状であったとしても板厚を貫通することを示唆している。前章の有限要素解析で、 C_{\max} が大きいことは、 f が小さいことに対応している。前章では、 f の小さい場合は、深さ方向の進展も停留せず、表面において亀甲状き裂も発達しにくいことが考察された。

負荷する応力を $L_x = 0$ 、および $L_x = 0.5L_y$ とした場合の結果を図 18 に示す。単軸状態では、き裂発生方向が主軸方向に垂直になり、亀甲状とはなりにくいことが分かる。 $L_x = 0.5L_y$ の場合でも、亀甲状とはならないことから、亀甲状となるためには等 2 軸に近い応力分布である必要があることが分かる。

以上の結果から、亀甲状のき裂分布となるには、深さ方向の応力勾配と 2 軸応力という熱疲労荷重の 2 つの特徴が必要であることが分かった。したがって、亀甲状き裂は熱疲労における典型的なき裂分布と考えることができる。そして、亀甲状き裂分布が十分発達すると、き裂形状が変化しない定常状態となる。ただし、亀甲状き裂の発達過程において、

き裂が板厚を貫通する場合もある。

6. 結論

本研究では、熱疲労荷重下で観察される亀甲状き裂の発生メカニズムと、き裂進展に及ぼす影響を考察した。まず、3次元亀甲状き裂モデルを用いて、有限要素法により亀甲状の格子サイズとき裂深さの影響を考察した。そして、き裂発生・進展モンテカルロシミュレーションにより、亀甲状き裂の発達を模擬し、そのメカニズムについて考察した。その結果、以下の結論を得ることができた。

- 1) 熱疲労荷重下では、深さ方向の応力勾配によりき裂進展が停留する場合がある。そして、亀甲状のき裂分布によってき裂進展の停留は促進され、その効果は亀甲状の格子サイズ W_x が小さいほど大きい。
- 2) 亀甲状き裂では、表面の応力が小さくなり、き裂発生が抑制される。そして、その効果は格子サイズ W_x が小さいほど、そしてき裂が深くなるほど大きくなる。
- 3) 亀甲状のき裂分布は、既に存在するき裂による応力場の影響を受けながら、新たなき裂が発生することによって形成される。そして、亀甲状き裂が十分発達した状態では、き裂形状は変化しない定常な状態となる。
- 4) 深さ方向のき裂進展が停留し、等 2 軸に近い熱疲労荷重が作用する場合に、亀甲状のき裂分布が発達する。

緒言でも述べたように、深さ方向のき裂進展は機器信頼性への影響が大きい。本研究では、亀甲状き裂分布は深さ方向のき裂進展を抑制する効果があることを示した。したがって、亀甲状き裂は機器信頼性に有利な影響を及ぼす。さらに、本研究の結果は、十分発達した亀甲状き裂では、深さ方向の進展が停留した安定した状態にあることを示している。すなわち、深さ方向の進展が停留し、機器信頼性上問題のない場合にのみ、発達した亀甲状き裂が観察される。

文献

- (1) S. Taheri, "Some advances on understanding

- of high cycle thermal fatigue crazing”, ASME Journal of Pressure Technology, 129, p. 400 (2007).
- (2) 資源エネルギー庁, “高サイクル熱疲労に関する技術基準運用ガイドライン”, (1999).
 - (3) 奥田恭令, “軽水炉の熱疲労による不具合事象の分析”, INSS JOURNAL, Vol. 7, p.88 (2000).
 - (4) V. Maillot, A. Fissolo, G. Degallaix and S. Degallaix, “Thermal fatigue crack networks parameters and stability: an experimental study”, International Journal of Solids and Structures, 42, p.759 (2005).
 - (5) 日本原子力発電(株), 原子炉施設故障等報告書(敦賀発電所2号機再生熱交換機連結配管からの一次冷却材漏えいについて), (1999).
 - (6) M. Seyedi, S. Taheri and F. Hild, “Numerical modeling of crack propagation and shielding effects in a striping network”, Nuclear Engineering and Design, 236, p.954 (2006).
 - (7) 釜谷昌幸, “き裂進展に及ぼす複数のき裂の相互作用”, 日本機械学会論文集 A 編, 66, p.1491 (2000).
 - (8) M. Kamaya and N. Totsuka, “Influence of Interaction between Multiple Cracks on Stress Corrosion Crack Propagation”, Corrosion Science, 44, p.2333 (2002).
 - (9) 釜谷昌幸, 北村隆行, “干渉する段違い表面き裂の応力拡大係数”, 日本機械学会論文集 A 編, 68, p.1112 (2002).
 - (10) M. Kamaya, “Influence of the Interaction on Stress Intensity Factor of Semi-Elliptical Surface Cracks”, Journal of Pressure Vessel Technology, 130, No.011406 (2008).
 - (11) N. Haddar and A. Fissolo, “2D simulation of the initiation and propagation of crack array under thermal fatigue”, Nuclear Engineering and Design, 235, p.945 (2005).
 - (12) N. Haddar, A. Fissolo and V. Maillot, “Thermal fatigue crack networks: an computational study”, International Journal of Solids and Structures, 42, p.771 (2005).
 - (13) M. Kamaya and S. Taheri, “A study on the evolution of crack networks under thermal fatigue loading”, Nuclear Engineering and Design, 238, p. 2147 (2008).
 - (14) M. Hayashi, “High-cycle thermal fatigue crack initiation and growth behavior in a semi-infinite plate model”, ASME Journal of Pressure Technology, 123, p. 305 (2001).
 - (15) 林真琴, 平野明彦, “BWR 模擬環境中における高サイクル熱疲労表面き裂の発生・進展・停留挙動”, 日本機械学会論文集 A 編, 69, p.1353 (2003).
 - (16) 日本機械学会, 伝熱工学資料(改訂第4版), 丸善, p. 14 (1997).
 - (17) G. Glinka and G. Shen, “Universal features of weight functions for cracks in mode I”, Engineering Fracture Mechanics, 40, p. 1135 (1991).
 - (18) H. Tada, P. C. Paris and G. R. Irwin, “The Stress Analysis of Cracks Handbook, Third Edition”, ASME International, p.198 (2000).
 - (19) M. Kamaya and T. Haruna, “Influence of local stress on initiation behavior of stress corrosion cracking for sensitized 304 stainless steel”, Corrosion Science, 49, p.3303 (2007).
 - (20) C. E. Jaske and W. J. O'Donnell, “Fatigue design criteria for pressure vessel alloys”, ASME Journal of Pressure Vessel Technology, 99, p.584 (1977).
 - (21) N. Kasahara, T. Nagata, K. Iwata and H. Negishi, “Advanced creep-fatigue evaluation rule for fast breeder reactor components: generalization of elastic follow-up model”, Nuclear Engineering and Design, 155, p. 499 (1995).
 - (22) 西谷弘信, 陳玳行, 才本明秀, “体積法による二次元応力解析汎用プログラム”, 倍風館, (1994).
 - (23) M. Kamaya and T. Kitamura, “A Simulation on Growth of Multiple Small Cracks under Stress Corrosion”, International Journal of Fracture, 130, p.787 (2004).
 - (24) 村上 敬宜, 西谷 弘信, “二つの等大半だ円形き裂の干渉における応力拡大係数”, 日本機械学会論文集 A 編, 47, p.295 (1981).
 - (25) Y. Murakami and S. Nemat-Nasser, “Interacting dissimilar semi-elliptical surface flaws under tension and bending”, Engineering Fracture Mechanics, 16, p.373 (1982).

- (26) 新井 淳一, 井野 幸雄, 岩城 秀夫, “隣接表面き裂の相互干渉効果”, 日本機械学会論文集 A 編, 49, p.29 (1983).
- (27) W. O. Soboyejo and J. F. Knott, “The propagation of non-coplanar semi-elliptical fatigue cracks”, *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.*, 14, p.37 (1991).
- (28) M. Kamaya, “Growth Evaluation of Multiple Interacting Surface Cracks (Part I: Experiments and Simulation of Coalesced Crack)”, *Engineering Fracture Mechanics*, 75, p.1336 (2008).
- (29) F. Erdogan and G. C. Sih, “On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear”, *Journal of Basic Engineering*, p.519 (1963).
- (30) M. Kamaya and N. Totsuka, “Influence of Interaction between Multiple Cracks on Stress Corrosion Crack Propagation”, *Corrosion Science*, 44, p.2333 (2002).
- (31) 釜谷昌幸, “複数き裂の相互作用を考慮したき裂進展シミュレーションによるき裂発生挙動の寿命へ与える影響の検討”, *材料*, 50, p.263 (2001).
- (32) M. Kamaya and T. Haruna, “Crack Initiation Model for Sensitized 304 Stainless Steel in High Temperature Water”, *Corrosion Science*, 48, p.2442 (2006).