

5 熱応力下応力拡大係数の基本特性

5.1 緒 言

本章にて一次元温度分布下、端部を回転拘束された片側き裂梁、円筒環状き裂の熱応力下K値の基本特性について検討する。

まず5.2節にてこの熱応力下K値基本特性の検討にあたっての着眼点、基本的考え方について述べる。すなわち、第3章にて片側き裂梁、第4章にて円筒環状き裂の熱応力下K値評価式を導いたが、両者ともに構造に依存する項と温度分布から定まる熱変形相当モーメントに負号を付したものの積として所用のK値が得られる点に着目し、構造・温度分布がK値に及ぼす影響を各々独立に検討していくことを述べる。そして、構造がK値に及ぼす影響を検討する準備として、いくつかの関数を定義する。

次に、5.3節にて定義した関数を用い、各構造パラメータがK値に及ぼす影響について検討する。この過程で熱応力下K値がき裂が長くなるにつれ極大値を示す特性と構造パラメータの関係に着目し、極大値を示す場合の構造を求める。片側き裂梁、円筒環状き裂の順に検討を行い、その後両者の比較を行う。

その後、検討の結果得られた円筒環状き裂の熱応力下K値基本特性を用い、5.4節にて対象とする構造においてこれより大きな値とはなり得ないと言う意味でのK値の上限値を与える簡便式を導く。

最後に、5.5節にてまとめを行う。

5.2 着眼点と考え方

一次元温度分布下、端部を回転拘束された片側き裂梁、円筒環状き裂の熱応力下K値の基本特性について検討するにあたっての着眼点、基本的考え方について述べる。

まず、第3章にて片側き裂梁、第4章にて円筒環状き裂の熱応力下K値評価式を導いたが、両者ともに構造に依存する項と温度分布から定まる熱変形相当モーメントに負号を付した($-M_t$)との積として所用のK値が得られる点に着目する。すなわち、構造が熱応力下K値 K_t に及ぼす影響を関数 ϕ とするとき、

$$K_t = \phi \cdot (-M_t) \quad (5.1)$$

この式は、片側き裂梁、円筒環状き裂の共通の特性について論じる際に用いるものとし、個々の特性について論じる際は従来通り、片側き裂梁は $K_t = K$ 、円筒環状き裂は $K_t = K_{cyl}$ の記号を用いるものとする。

このとき、温度分布から定まる熱変形相当モーメント M_t については、これがき裂長さに無関係であるところから、 $M_t =$ 一定の条件のもとでき裂が長くなるにつれ熱応力下K値が極大値を示す特性は構造の性質、すなわち関数 ϕ の性質に起因することが容易にわかる。そこで、熱応力下K値の基本特性を検討するに際し、温度分布、構造の影響を独立に検討していくことにする。

さて、温度分布の影響について考えると、疲労の場合のように同じ熱サイクルが繰り返される、すなわち $M_t =$ 一定の条件のもとでき裂が進展するケ

ースはよくあることで、この場合には熱応力下K値の特性は構造、すなわち ϕ の特性に他ならない。また、 $M_t = \text{一定}$ とみなしえない場合には、温度条件を特定しない限り検討を行うことができず、熱応力下K値基本特性を調べるという本章の趣旨に沿わない。

そこで、本章では $M_t = \text{一定}$ の条件のもとで、構造の影響を表す関数 ϕ の特性について検討を行う。具体的には、 ϕ がき裂が長くなるにつれ示す特性につき検討を行い、極大値を示す構造を求める。片側き裂梁、円筒環状き裂の順に検討を行い、最後に $M_t = \text{一定}$ の条件のもとで、熱応力下K値が示す特性をまとめる。

ここで、構造の影響を表す関数 ϕ について検討するに先立ち、次の関数 F_t を定義する。

$$F_t = \phi / \left\{ \frac{1}{Z} \sqrt{\pi a} \cdot F_M(a/W) \right\} \quad (5.2)$$

$Z = W^2/6$ 、 W ：円筒肉厚あるいは梁幅、 F_M ：片側き裂梁の純曲げ下有限幅補正係数である。この式は、片側き裂梁、円筒環状き裂の共通の特性について論じる際に用いるものとし、個々の特性について論じる際には、片側き裂梁は $F_t = F_I$ 、円筒環状き裂は $F_t = F_{t(cyl)}$ の記号を用いるものとする。

式(5.1)とあわせて考えると、

$$K_t = \phi \cdot (-M_t) = F_t \cdot \left\{ \frac{(-M_t)}{Z} \sqrt{\pi a} \cdot F_M(a/W) \right\} \quad (5.3)$$

と書き直すことができ、 F_t は熱応力下 K_t と大きさ $(-M_t)$ の純曲げを受ける片側き裂梁のK値 (式(5.3)内の $\{ \}$ 内の値) の比である。そして、この片側き裂梁の純

曲げ下K値はき裂が長くなるにつれ単調に増加することより、 F_I がき裂長さに
対し示す特性が、結局 ϕ がき裂が長くなるにつれ極大値を示す特性の鍵を握る
ことになる。以下の ϕ の特性検討において、 F_I の特性に着目することになる。

ところで、第3、4章にて導いた熱応力下K値評価式を実際の問題に適用する
場合には、刻々のき裂長さや温度分布を知る必要があるが、多くの問題ではK
値の最大値を知ることができれば十分である。このとき、過渡温度場解析、過
渡応力場解析を行うことなく、K値の上限が電卓レベルの計算により評価でき
るようになることは重要であると考えられる。そこで、検討の結果得られた円
筒環状き裂の熱応力下K値基本特性を用い、対象とする構造においてこれより
大きな値とはなり得ないと言う意味でのK値の上限値を導く。

5.3 構造がK値に及ぼす影響

5.3.1 片側き裂梁の ϕ

ここでは、梁幅、梁長さの影響等、片側き裂梁の熱応力下K値の基本特性に構造が及ぼす影響、すなわち片側き裂梁の関数 ϕ の特性について検討する。これにより熱応力下K値がき裂が長くなるにつれ極大値を示すために構造が満足すべき条件を求める。

式(3.50)より、片側き裂梁の関数 ϕ は直ちに次のように書くことができる。

$$\phi \equiv \frac{K}{(-M_t)} = \frac{1}{\sqrt{2E}} \cdot \frac{H}{BW} \cdot \frac{D_1(\xi)}{\sqrt{-D_0(\xi)}} \quad (5.4)$$

ここに、関数 $D_0(\xi)$ 、 $D_1(\xi)$ は式(3.41)、(3.42)にて定義された次のような関数であった。

$$D_0(\xi) = \frac{1}{BW} \cdot \frac{d}{d\xi} \left\{ \frac{\lambda_M(\xi)}{\lambda_p(\xi)\lambda_M(\xi) - \{\lambda_{PM}(\xi)\}^2} \right\} \quad (5.5)$$

$$D_1(\xi) = \frac{12}{BW^3} \cdot \frac{d}{d\xi} \left\{ \frac{\lambda_{PM}(\xi)}{\lambda_p(\xi)\lambda_M(\xi) - \{\lambda_{PM}(\xi)\}^2} \right\} \quad (5.6)$$

そして、片側き裂梁のコンプライアンスが式(2.16)~(2.18)、(3.23)より次のように書くことができる。

$$\lambda_p(\xi) = \frac{1}{EB} \left\{ \frac{H}{W} + 2G_p(\xi) \right\} \quad (5.7)$$

$$\lambda_{PM}(\xi) = \frac{2}{EB} \cdot \left(\frac{6}{W} \right) \cdot G_{PM}(\xi) \quad (5.8)$$

$$\lambda_M(\xi) = \frac{1}{EB} \cdot \left(\frac{6}{W}\right)^2 \cdot \left\{ \frac{1}{3} \cdot \frac{H}{W} + 2G_M(\xi) \right\} \quad (5.9)$$

これを用いて、関数 $D_0(\xi)$ 、 $D_1(\xi)$ の次元解析を行うと、

$$D_0(\xi) \propto \frac{E}{W} ; \quad D_1(\xi) \propto \frac{E}{W^2} \quad (5.10)$$

が得られ、結局関数 Φ は無次元構造パラメータ H/W 、 a/W 、および有次元構造パラメータ梁幅 W により記述でき、その次元は次のようになる。

$$\Phi\left(\frac{H}{W}, \xi = \frac{a}{W}; W\right) \propto \frac{1}{W^{1.5}} \quad (5.11)$$

なお、ヤング率 E も構造の特性として Φ へ影響を及ぼしそうであるが、相殺されるためこの影響が出てこないことを付記しておく。

関数 Φ のスケールファクタが梁幅 W の (-1.5) 乗として与えられることを念頭に置き、 $W = 10 \text{ mm}$ を固定し、長さ H を変化させ、 $\Phi = K / (-M_f)$ への影響を調べた結果を図 5.1、図 5.2 に示す。これらの図より、次のことがわかる。

1. 関数 Φ はき裂が長くなるにつれ基本的に極大値を示す。
2. Φ が極大値を示すこの特性は、片側き裂梁のアスペクト比 H/W の影響を強く受け、 $H/W \leq 10$ が一つの目安となる。また、無限長の片側き裂梁の Φ はき裂が長くなるにつれ単調に増加するようになる。
3. 3.3 節にて、片側き裂梁の熱応力下 K 値が、端部拘束による K 値に他ならないことを述べたが、無限長片側き裂梁の Φ がき裂が長くなるにつれ単調増加するようになる原因は、端部拘束によるき裂部へのモーメント再配分が無視できるようになる結果であると考えられる。

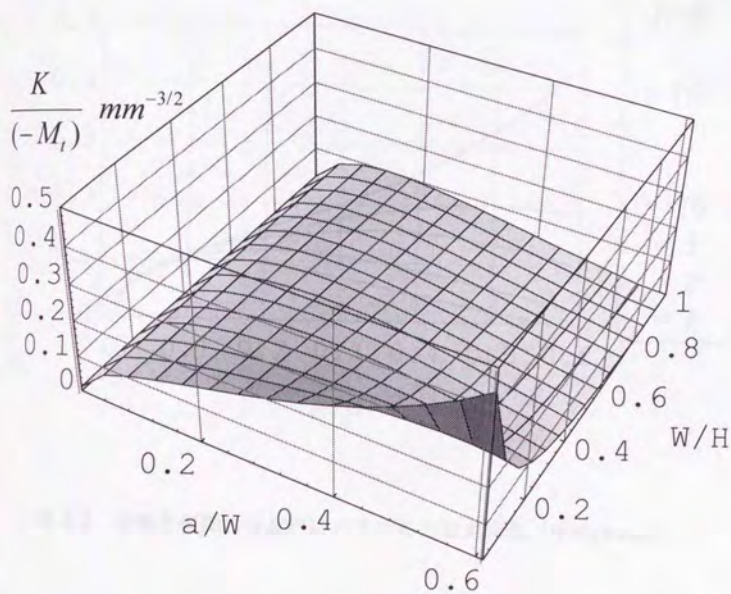


図 5.1 片側き裂梁の任意熱応力下の応力拡大係数 ($W=10 \text{ mm}$)

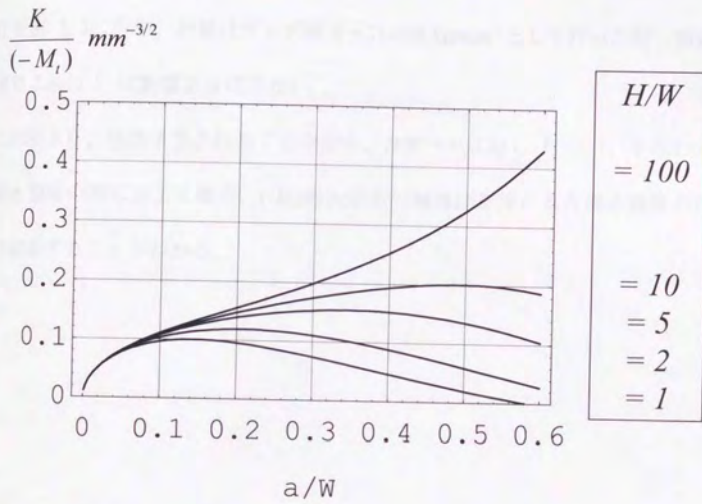


図 5.2 片側き裂梁の任意熱応力下の応力拡大係数 ($W = 10 \text{ mm}$)

最後に、き裂長さに対し単調増加するようになる、無限長片側き裂梁の ϕ について検討する。このため、片側き裂梁の関数 F_I の特性について検討する。

$W = 10 \text{ mm}$ の片側き裂梁について、アスペクト比 H/W 変化に対する関数 F_I の変化を図 5.3 に示す。計算はヤング率 $E = 21\,000 \text{ kg/mm}^2$ として行ったが、前述の通りこれは F_I に影響を及ぼさない。

この図より、当然予想されることながら、 $H/W \rightarrow \infty$ に対し $F_I \rightarrow 1$ 、すなわち片側き裂梁の熱応力下 K 値が、 $(-M_I)$ の大きさの純曲げを受ける片側き裂梁の K 値に収束することがわかる。

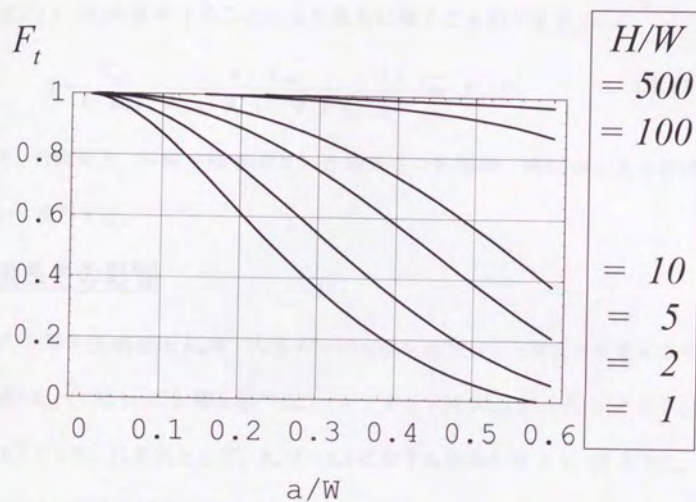


図 5.3 関数 F_t のアスペクト比に対する変化 ($W = 10 \text{ mm}$)

5.3.2 円筒環状き裂の ϕ

円筒環状き裂の熱応力下K値に与える構造の影響を表す関数 ϕ は、4.3 節で求めた式(4.30)を変形することにより直ちに導くことができる。

$$\phi \equiv \frac{K_{cyl}}{(-M_t)} = \frac{\psi_f \cdot \lambda_{cyl0}}{\lambda_{cyl0} + \phi_f \cdot (1 - \psi_f) \cdot \lambda_{bf}} \cdot \left\{ \frac{1}{Z} \sqrt{\pi a} \cdot F_M(\xi) \right\} \quad (5.12)$$

以下、円筒長さ、円筒半径/肉厚比、き裂長さの影響等、関数 ϕ の基本特性について検討する。

円筒長さの影響

まず、円筒半径/肉厚比 R_m/W 、肉厚 $W=10$ mm を固定して円筒長さを変化させ、その $\phi = K_{cyl}/(-M_t)$ への影響を調べた。ヤング率 $E=21\,000$ kg/mm²、ポアッソン比 $\nu=0.3$ とした。代表例として、 $R_m/W=5.5$ に対する結果を図 5.4、図 5.5に、 $R_m/W=10.5$ に対する結果を図 5.6、図 5.7に示す。

これらの図より、厚肉・薄肉を問わず、円筒の長さによらずき裂の進展につれ $\phi = K_{cyl}/(-M_t)$ が極大値をとる傾向を示すことがわかる。これは片側き裂梁と異なる性質である。また、薄肉となるにつれ $K_{cyl}/(-M_t)$ が極大値を示すき裂長さが大きくなるがわかる。以上のK値への構造の影響を表す $K_{cyl}/(-M_t)$ が示す性質は、いうまでもなく M_t = 一定の条件のもとではK値そのものが示す性質であり、少なくとも M_t = 一定の熱応力下のもとでは構造の性質に起因してK値はき裂が長くなるにつれて極大値を示すことになる。

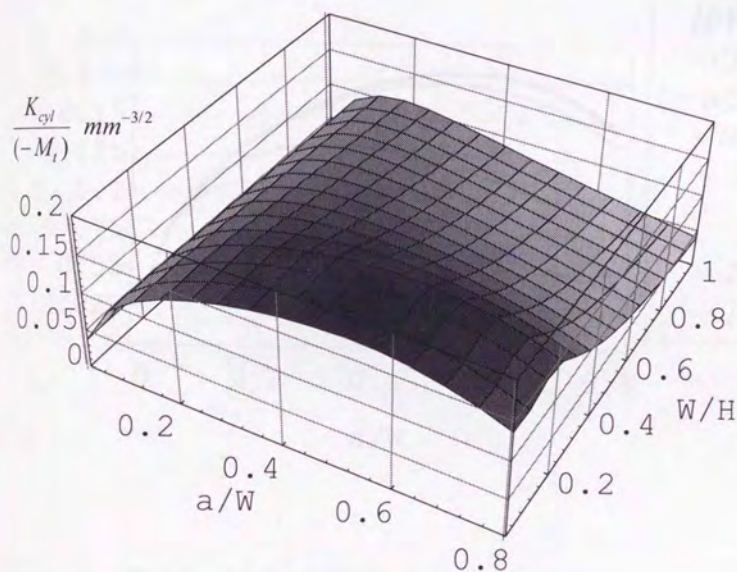


図 5.4 円筒長さが熱応力下K値に与える影響

($R_m/W = 5.5$ 、 $W = 10$ mm、 $\nu = 0.3$)

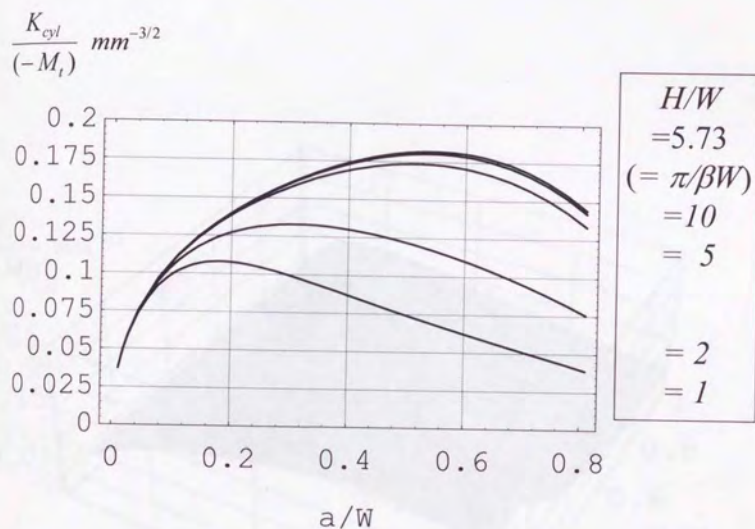


図 5.5 円筒長さが熱応力下K値に与える影響

($R_m/W = 5.5$, $W = 10 \text{ mm}$, $\nu = 0.3$; $\pi/\beta W = 5.73$)

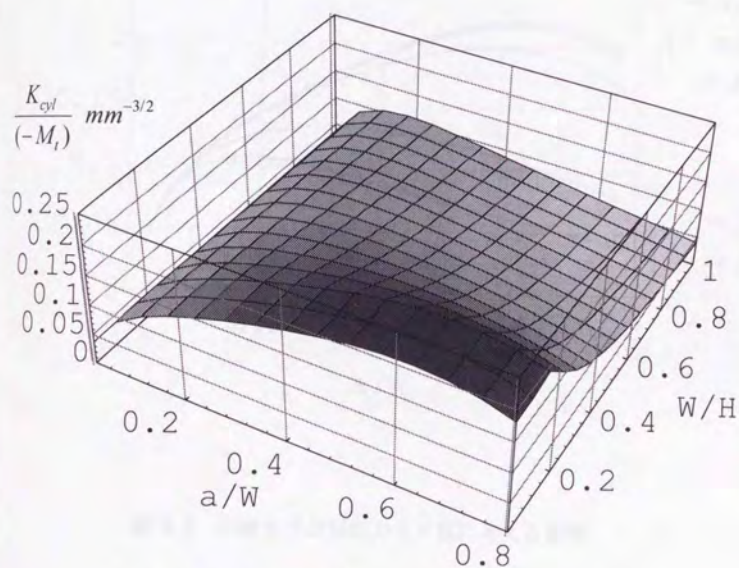


図 5.6 円筒長さが熱応力下K値に与える影響

($R_m/W = 10.5$ 、 $W = 10$ mm、 $\nu = 0.3$)

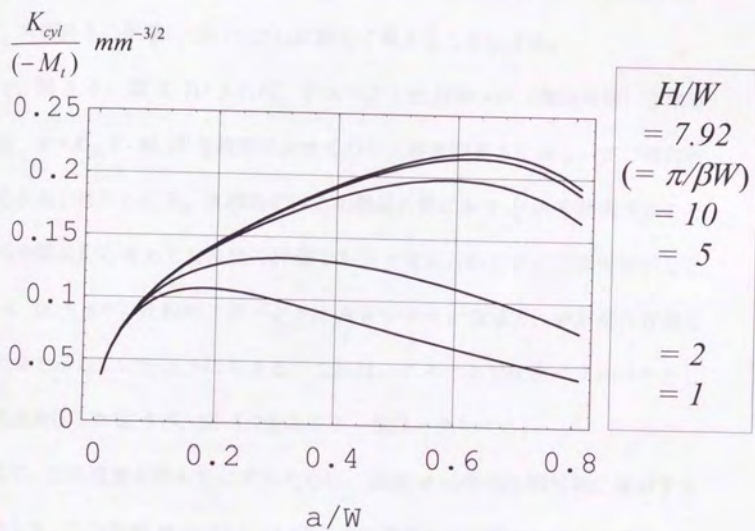


図 5.7 円筒長さが熱応力下K値に与える影響

($R_m/W = 10.5$, $W = 10 \text{ mm}$, $\nu = 0.3$; $\pi/\beta W = 7.92$)

以上、円筒環状き裂の ϕ については実際の円筒半径肉厚比 R_m/W ($= 5.5, 10.5$) について円筒長さによらず関数 ϕ がき裂が長くなるにつれにつれ極大値を示すことより、円筒長さは ϕ のこの特性に影響を及ぼさないと考えられる。

以下、円筒長さの影響についてさらに詳しく考えることにする。

さて、図 5.4 ~ 図 5.7 によれば、アスペクト比 $H/W \rightarrow \infty$ (無限円筒) となるにつれ、 $\phi = K_{cyl} / (-M_I)$ が全般的に大きくなり、各き裂長さに対し一定の値に収束する傾向が読みとれる。直感的にはこの無限円筒に対する ϕ を評価することは実用的観点から考えて安全側の評価であると考えられるが、三次元表示した図 5.4、図 5.6 では比較的アスペクト比 H/W が大きい領域で、 ϕ が長さ方向にも極大値を示しているように見える。これは、アスペクト比をパラメータとして二次元表示した図 5.5、図 5.7 をみると一層はつきりする。

そこで、この現象を明らかにするために、関数 ϕ の特性を解析的に検討することにした。この関数 ϕ が式 (5.12) のように円筒長さの影響を受ける項と、受けない項の積として表される点に着目する。このうち円筒長さの影響を受ける項を表す項が式 (5.2) にて定義された関数 F_{Icyl} である。

$$F_{Icyl} = \frac{\psi_f}{1 + \phi_f (1 - \psi_f) \lambda_{bf}^* / \lambda_{cyl0}} \quad (5.13)$$

ϕ_f はき裂のない円筒の円筒端部に等しい軸対称モーメントを加えられる場合のき裂相当位置におけるモーメントの減衰率を表し、 ψ_f はき裂が入ることによるこのモーメントの再配分率を表し、各々式 (4.5)、(4.8) にて定義された。また、 λ_{bf}^* 、 λ_{cyl0} は円筒のコンプライアンスを表し、各々式 (4.17)、(4.15) にて定義さ

れた。

これらの定義式に戻って式 (5.13) を変形すると、次のように簡潔な式が得られる。

$$F_{I_{cyl}} = \frac{\cosh \beta H - \cos \beta H}{(\cosh \beta H - \cos \beta H) + \beta D \cdot \Delta \lambda (\sinh \beta H + \sin \beta H)} \quad (5.14)$$

ここに、 $\Delta \lambda$ はき裂が入ることによるコンプライアンス増分、 β は長さの逆数の次元を持つ量で式 (4.1) を変形することにより次のように表すことができる量であった。

$$\beta^4 = \frac{3(1-\nu^2)}{(R_m W)^2} \quad (5.15)$$

β は弾性支持梁では系の特性値と呼ばれる量であった。

例として、円筒半径肉厚比 $R_m/W = 10.5$ 、ポアッソン比 $\nu = 0.3$ 、ヤング率 $E = 21000 \text{ kg/mm}^2$ に対する $F_{I_{cyl}}$ を図 5.8、図 5.9 に示す。これより関数 $F_{I_{cyl}}$ がき裂が長くなるにつれ単調に減少する関数であること、および円筒長さに対する変化が $\beta H > \pi$ にて小さくなることがわかる。

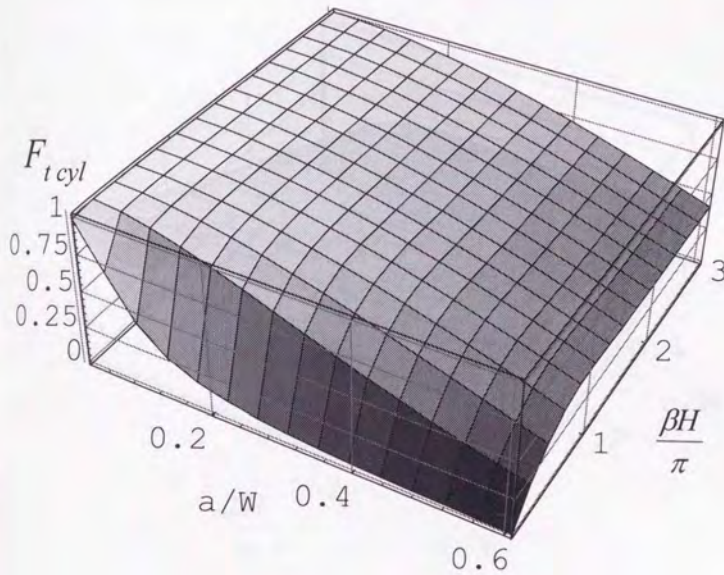


図 5.8 関数 $F_{t cyl}$ の特性 ($R_m/W = 10.5$ 、 $\nu = 0.3$)

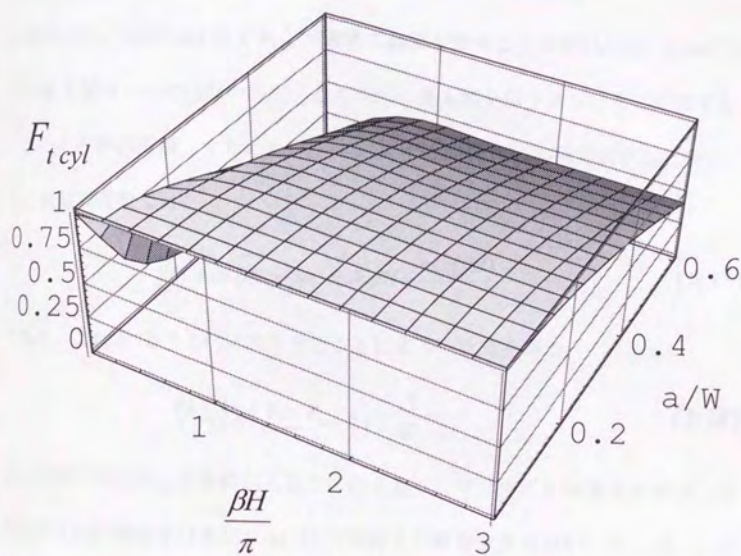


図 5.9 関数 $F_{t cyl}$ の特性 ($R_m/W=10.5$ 、 $\nu=0.3$)

次に、関数 $F_{t\text{ cyl}}$ の円筒長さ H に対する変化を見るために、 (βH) による偏微分を行うと、次のように非常に簡潔な式が得られる。

$$\frac{\partial F_{t\text{ cyl}}}{\partial(\beta H)} = \frac{2\beta D \cdot \Delta\lambda \cdot \sinh \beta H \sin \beta H}{\{(\cosh \beta H - \cos \beta H) + \beta D \cdot \Delta\lambda (\sinh \beta H + \sin \beta H)\}^2} \quad (5.16)$$

この式より、 $(\beta H) = n\pi$ にて $F_{t\text{ cyl}}$ が厳密に極値を示すことが導かれる。これによれば極大値は一つではないので、このうちの最大値を以下見つけることにする。

このため無限円筒、すなわち $\beta H \rightarrow \infty$ に対する関数 $F_{t\text{ cyl}}$ の極限值 $(F_{t\text{ cyl}})_{\infty}$ を考える。双曲線関数では、

$$\lim_{\beta H \rightarrow \infty} \sinh \beta H = \lim_{\beta H \rightarrow \infty} \cosh \beta H = \frac{\exp(\beta H)}{2} \quad (5.17)$$

であり、これを式(5.14)に代入することにより、次式を得る。

$$(F_{t\text{ cyl}})_{\infty} = \lim_{\beta H \rightarrow \infty} F_{t\text{ cyl}} = \frac{1}{1 + \beta D \cdot \Delta\lambda} \quad (5.18)$$

この無限円筒の $F_{t\text{ cyl}}$ はき裂が入ることによるコンプライアンス増分 $\Delta\lambda$ を介してき裂長さの影響を受けるが、 $\Delta\lambda$ は円筒長さの影響を受けない。そこで、この $(F_{t\text{ cyl}})_{\infty}$ を用いて $F_{t\text{ cyl}}$ を基準化し、 $F_{t\text{ cyl}}$ の極大値の円筒長さに対する変化を詳細に観察した。結果を図 5.10、図 5.11 に示す。これより、関数 $F_{t\text{ cyl}}$ は円筒が長くなるにつれ、周期的に極値をとりながら、 $\beta H = \pi$ の場合より小さな値に収束していくことがわかる。

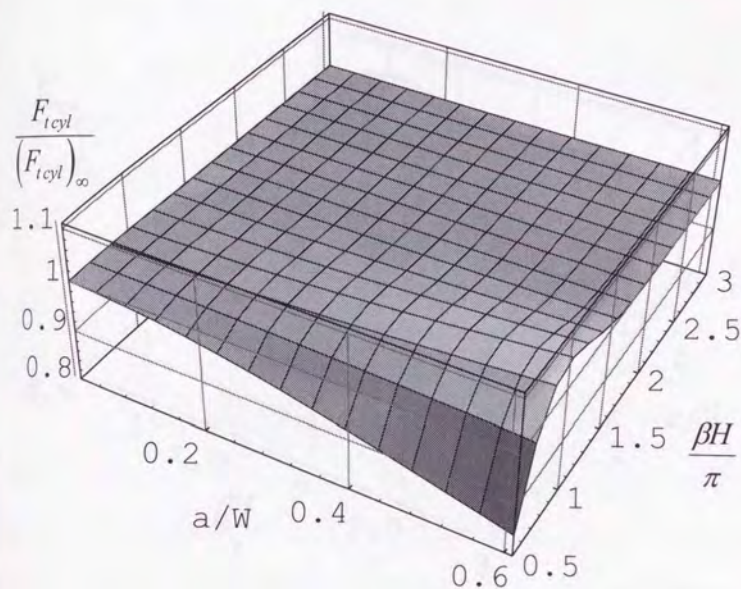


図 5.10 関数 $F_{t_{cyl}}$ の円筒長さに対する特性 ($R_m/W=10.5$, $\nu=0.3$)

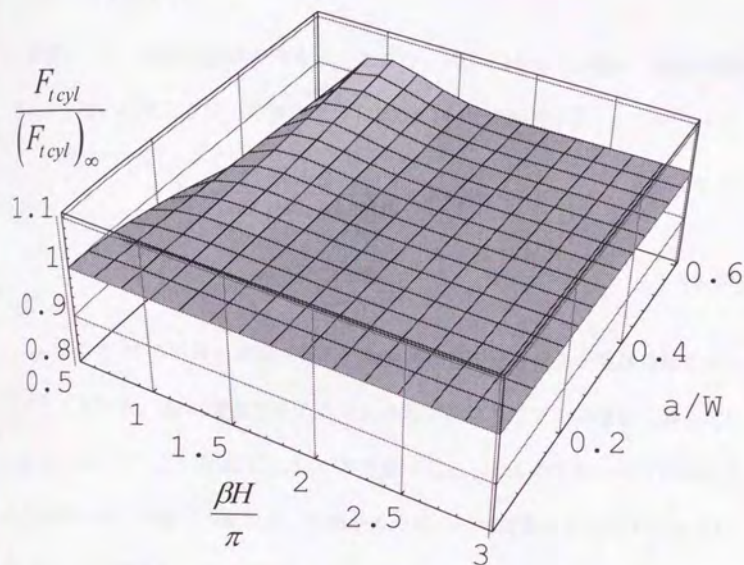


図 5.11 関数 $F_{t cyl}$ の円筒長さに対する特性 ($R_m/W=10.5$ 、 $\nu=0.3$)

以上より、円筒長さの変化に対する $F_{t\text{ cyl}}$ の最大値は各き裂長さに対し $\beta H = \pi$ にて生じることがわかった。すなわち、 $\beta H = \pi$ を満足する長さの円筒の ϕ は先に図 5.5、図 5.7にて見受けられたように、無限円筒の ϕ より大きな、円筒長さ方向の最大値をとる。

最後に、この物理的意味を考える。ここで、式(4.15)にて定義した次の物理量 λ_{cyl0} を思い出すことにより次のように式(5.14)を変形できる。

$$\lambda_{\text{cyl0}} = \frac{1}{\beta D} \cdot \frac{\cosh B - \cos B}{\sinh B + \sin B} ; B = \beta H \quad (5.19)$$

$$F_{t\text{ cyl}} = \frac{\lambda_{\text{cyl0}}}{\lambda_{\text{cyl0}} + \Delta\lambda} \quad (5.20)$$

λ_{cyl0} は長さ H の円筒の両端に等しい軸対称曲げモーメントを受ける場合のコンプライアンス、 $\Delta\lambda$ はき裂が入ることによるコンプライアンス増分であったことを考えると、この関数 $F_{t\text{ cyl}}$ はバネ定数 $1/\lambda_{\text{cyl0}}$ 、 $1/\Delta\lambda$ の2本のバネで構成される並列バネの等価バネ定数と、き裂が入る前のバネ定数の比を表すと言える。従って、この関数 $F_{t\text{ cyl}}$ が円筒長さ βH に対し周期性を有する性質は、円筒の端部軸対称曲げに対するコンプライアンス λ_{cyl0} の特性によると考えられる。

以上、関数 $F_{t\text{ cyl}}$ の円筒長さに対する特性について述べてきたが、円筒環状き裂の熱応力下K値に及ぼす構造の影響を表す関数 ϕ について円筒長さの影響を受けるのがその構成要素のうち $F_{t\text{ cyl}}$ のみであることより、これを ϕ の円筒長さに対する特性と読み代えることができる。

円筒半径肉厚比の影響

次に円筒半径肉厚比 R_m/W の関数 Φ に与える影響を検討する。ここで、片側き裂梁のき裂が入ることによるコンプライアンス増分 $\Delta\lambda$ が次のように表すことができる点に着目する。

$$\Delta\lambda(\xi) = \frac{12}{EW^2} \cdot f_M(\xi) \quad (5.21)$$

これより、式(5.14)は次のように変形できる。

$$F_{i\text{cyl}} = \frac{\cosh \beta H - \cos \beta H}{(\cosh \beta H - \cos \beta H) + \frac{\beta W}{(1-\nu^2)} \cdot (\sinh \beta H + \sin \beta H) \cdot f_M(\xi)} \quad (5.22)$$

この式より、関数 $F_{i\text{cyl}}$ が無次元構造パラメータ βH 、 βW により完全に記述できることがわかる。また、式(5.15)より、

$$\beta W = \frac{\sqrt[4]{3(1-\nu^2)}}{\sqrt{R_m/W}} \quad (5.23)$$

であり、 βW を規定することはとりもなおさず円筒半径肉厚比 R_m/W を規定することに他ならない。

そして、構造全体としての影響を表す関数 Φ を考えるとき、式(5.2)より βW が影響を及ぼすのは関数 $F_{i\text{cyl}}$ のみであり、円筒半径肉厚比 R_m/W はその(-1/2)乗として関数 Φ に影響を及ぼすことになる。

次に、円筒半径肉厚比 R_m/W が Φ に及ぼす影響を定量的に評価する。まず、 $R_m/W \rightarrow \infty$ の極限について考えると、式(5.22)、(5.23)より容易に $F_{i\text{cyl}} \rightarrow 1$ を得る。すなわち、 $R_m/W \rightarrow \infty$ の極限について Φ は片側き裂梁の純曲げ下K値の

特性を示すようになり、き裂長さに対する単調増加関数となる。そして、式(5.22)、(5.23)の形を見ると、 Φ がき裂長さに対し極大値を示す最大の R_m/W を解析的に求めることは困難である。そこで、長さ $\beta H = \pi$ の実際のな R_m/W の円筒に対して、関数 Φ を無次元整理を行った結果を図 5.12 に示す。この図より、次のことがわかる。

1. 長さ $\beta H = \pi$ の円筒の Φ は、実際のな円筒半径肉厚比 $R_m/W \leq 20$ に対しき裂が長くなるにつれ極大値を示す。
2. この極大値、および極大値を示す無次元き裂長さ a/W は薄肉になるにつれ大きくなる。

最後に、円筒長さ $\beta H = \pi$ につき、関数 Φ を $R_m/W = 10.5$ に対する Φ により無次元化したものを図 5.13、図 5.14 に示した。この図ではその定義により $R_m/W = 10.5$ のとき無次元き裂長さ a/W によらず 1 となる。また、 R_m/W を変化させる場合にき裂が長くなると感度が高くなる様子が読みとれるが、実用的観点から考えると、実際のプラント配管でよく用いられているこの $R_m/W = 10.5$ についての特性をつかんでおけば、実際に用いられる R_m/W ($= 5 \sim 20$)、そして検討対象となるであろう a/W (≤ 0.6) の範囲内では、 R_m/W の影響は最大でも $\pm 25\%$ 程度であることより概算が可能になると考えられる。

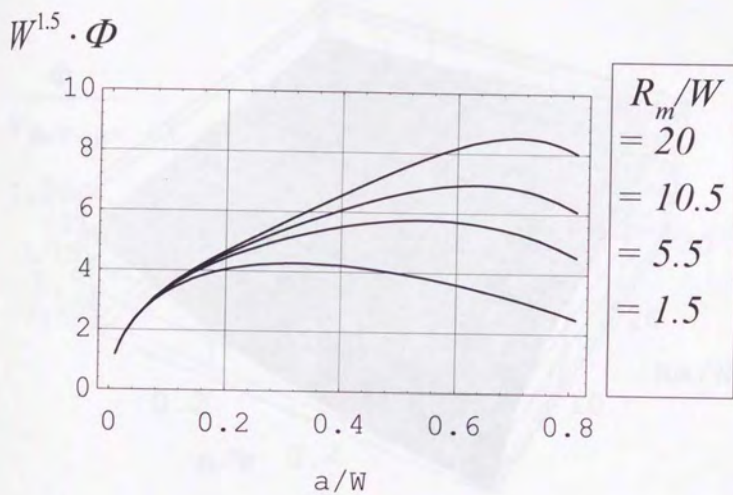


図 5.12 円筒半径肉厚比 R_m/W が Φ に与える影響 ($\beta H = \pi$)

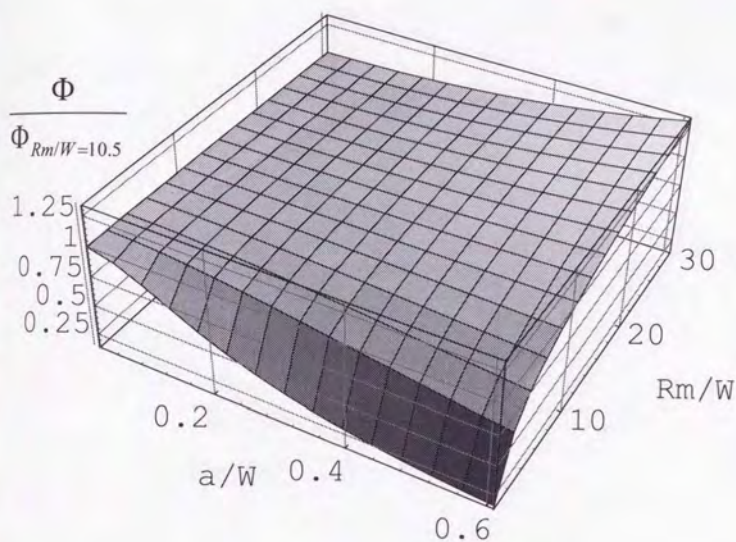


図 5.13 円筒半径肉厚比 R_m/W が Φ に与える影響 ($\beta H = \pi$)

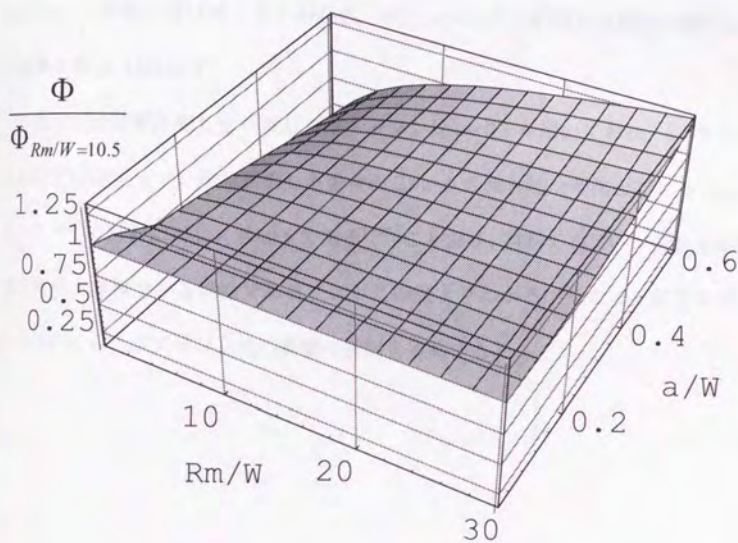


図 5.14 円筒半径肉厚比 R_m/W が Φ に与える影響 ($\beta H = \pi$)

材料定数の影響

次に、材料定数が関数 ϕ に及ぼす影響について検討する。式(5.2)、(5.22)より、材料定数のうちヤング率 E は影響を及ぼさず、ポアソン比が β 、および $(1-\nu^2)$ として影響を及ぼすこともわかる。ポアソン比の影響を定量的に検討した結果を図 5.15 に示す。

本論文では計算に際して一貫してポアソン比 $\nu=0.3$ を用いており、図 5.15 においてはポアソン比を変更した場合のこの ϕ の相対的な変化をプロットした。すべての材料に対し $\nu \leq 0.5$ である^[136] ことより、材料のポアソン比の影響は実用上無視できる程度であることがこの図よりわかる。そこで、以下の検討においても、ポアソン比の影響の検討を省略する。

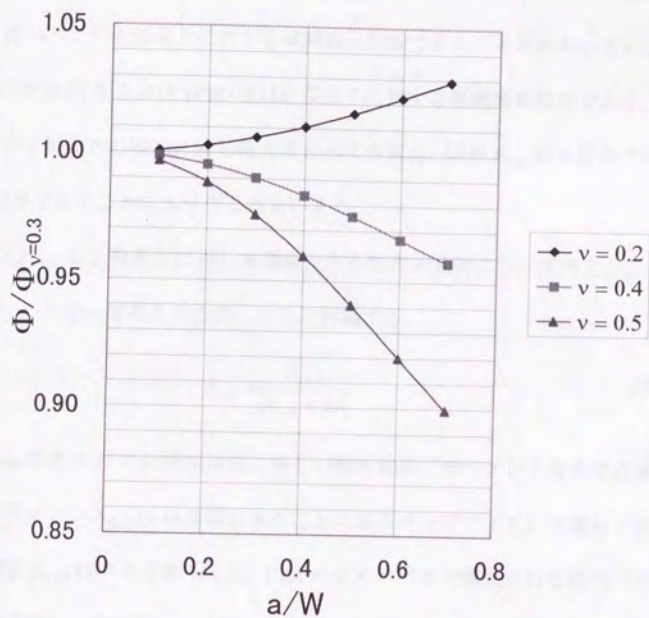


図 5.15 ポアッソン比 ν が熱応力下K値に与える影響

($R_m/W = 10.5$ 、 $\beta H = \pi$; $W = 10 \text{ mm}$)

き裂長さの影響

次に、関数 ϕ のき裂長さに対する特性について検討する。関数 $F_{I\text{ cyl}}$ のき裂長さに対する特性はそのき裂長さに対する偏微分を考えるまでもなく、これが図 5.8、図 5.9 よりき裂長さに対する単調減少関数であることがわかっている。関数 ϕ の定義式(5.2)の{ }内の項はき裂長さに対する単調増加関数であり、よって ϕ がき裂長さの増加に対し極大値を示す性質は、関数 $F_{I\text{ cyl}}$ がき裂長さの単調減少関数であることにより生じるといえる。

この $F_{I\text{ cyl}}$ がき裂長さに対し単調減少する物理的意味について考える。式(5.20)について今一度考えるため、ここに再掲する。

$$F_{I\text{ cyl}} = \frac{\lambda_{\text{cyl}0}}{\lambda_{\text{cyl}0} + \Delta\lambda} \quad (5.24)$$

先に $\lambda_{\text{cyl}0}$ は長さ H の円筒の両端に等しい軸対称曲げモーメントを受ける場合のコンプライアンス、 $\Delta\lambda$ はき裂が入ることによるコンプライアンス増分であり、この関数 $F_{I\text{ cyl}}$ はバネ定数 $1/\lambda_{\text{cyl}0}$ 、 $1/\Delta\lambda$ の2本のバネで構成される並列バネの等価バネ定数と、き裂が入る前のバネ定数の比を表すと述べた。この比の物理的意味をさらに考える。

さて、 λ_{cyl0} を弾性支持梁のコンプライアンスと考えるとき、これは図 5.16 上
に示す長さ H の弾性支持梁の両端に等しいモーメントを加えるときの、荷重端
の回転角を与える量である。そして、梁の中央に関する対称性を考え、図 5.16
下に示す一端を回転拘束された長さ $H/2$ の弾性支持梁の自由端に曲げモーメン
トを加えるときのコンプライアンスを λ_{br} とすると、 $\lambda_{cyl0} = \lambda_{br}$ であることが容
易にわかる。この λ_{br} を用いて、式(5.24)を書き直すことにより、次式を得る。

$$F_{cyl} = \frac{\lambda_{br}}{\lambda_{br} + \Delta\lambda} \quad (5.25)$$

そして、この式を円筒長さの中央にき裂が入ることによるき裂相当位置におけ
るモーメント再配分率を表す係数 ψ_f と比べる。 ψ_f は式(4.8)にて定義された、次
のような関数であった。

$$\psi_f = \frac{\lambda_{bf}}{\lambda_{bf} + \Delta\lambda} \quad (5.26)$$

ここに、 λ_{bf} は長さ $H/2$ の自由支持された弾性支持梁の荷重端に関するコンプラ
イアンスであった。

λ_{bf} 、 λ_{br} は支持条件が異なるにせよ、いずれも長さ $H/2$ の弾性支持梁の荷重端
に関するコンプライアンスであることを考えると、 F_{cyl} は結局両端を回転拘束
された長さ H の弾性支持梁の中央にき裂が入ることによるモーメント再配分を
表していると考えることができる。以上より、き裂が長くなるにつれて ϕ が極
大値を示す特性は、き裂が長くなるにつれき裂位置におけるモーメントの再配
分が進み、その結果き裂先端の応力が低下するためであるといえる。

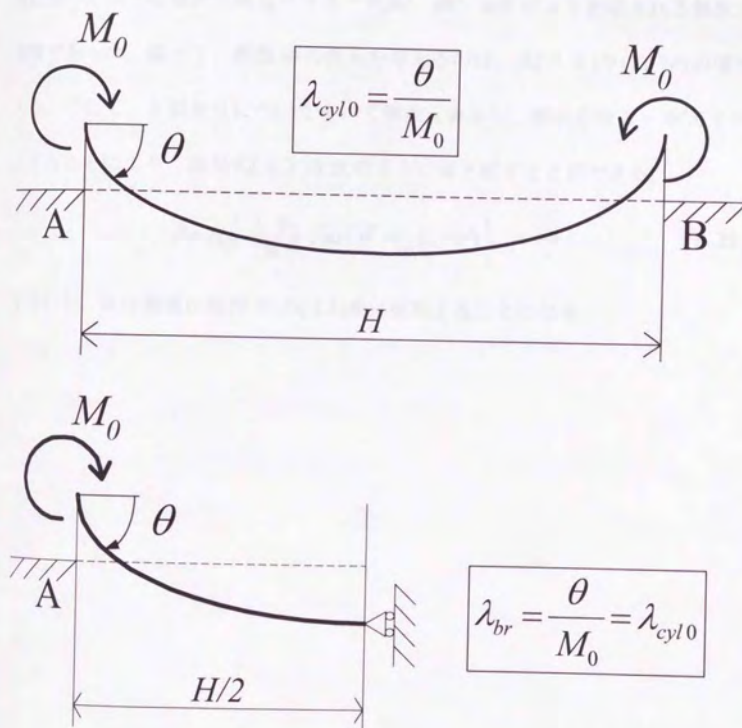


図 5.16 コンプライアンス λ_{cyl0} と λ_{br}

寸法効果

構造が熱応力下K値に及ぼす影響を表す関数の定義式(5.2)、(5.13)に戻って寸法効果について考えることにする。式(5.13)にて定義される関数 F_{IcyI} は、先に述べたように無次元構造パラメータ βH 、 βW 、 a/W により記述される無次元関数であった。従って、関数 Φ の次元を与えるのは、式(5.2)中の $\{ \}$ 内の項である。そして、き裂長さについてすべて無次元表示し、断面定数 $Z = W^2/6$ を代入することにより、結局式(5.2)を次のように書き直すことができる。

$$\Phi \equiv F_{IcyI} \cdot \left\{ \frac{6}{W^{1.5}} \sqrt{\pi a / W} \cdot F_M(a / W) \right\} \quad (5.27)$$

すなわち、 Φ は厳密に肉厚 W の(-1.5)乗に比例することになる。

5.3.3 熱応力下K値基本特性

以上、片側き裂梁、円筒環状き裂の ϕ が示す特性を検討してきた。ここでは、この成果を用いて熱応力下K値が示す特性について検討する。

これまでに ϕ が示す特性について検討してきた結果、 ϕ はき裂が長くなるにつれ基本的に極大値を示すことを述べた。これは、 $M_I =$ 一定の条件のもとでは、熱応力下K値が示す特性に他ならず、熱応力下K値は片側き裂梁、円筒環状き裂ともに基本的にき裂が長くなるにつれ極大値を示すことになる。

そして、この特性を示す場合の構造については、両者で異なり、次のようにまとめることができる。

片側き裂梁 : 適切なアスペクト比 H/W (~ 10)

円筒環状き裂 : 適切な円筒半径肉厚比 R_m/W (~ 20)

また、このK値がき裂が長くなるにつれ極大値を示す理由は、き裂が長くなるにつれき裂先端におけるモーメント再配分が進み、その結果き裂先端の応力が低下するためであるといえる。

5.4 円筒環状き裂の熱応力下K値の上限

これまで片側き裂梁、円筒環状き裂に対し、平均温度からの偏差に対応する熱応力下のK値が、 $M_t =$ 一定の条件のもとでき裂が長くなるにつれ極大値を示すこと、またこの極大値を示す特性は構造の性質に起因するものであることを述べた。すなわち、温度分布・構造形状は独立した項としてK値に影響を及ぼし、かつ $M_t =$ 一定のもとでは実際に実現されることがあり得るK値の最大値が存在することになる。本節ではこの基本特性に着目し、円筒環状き裂について熱応力下の上記K値の最大値がこれより大ではあり得ないという意味での上限値 K_{Limit} を与えるK値簡便評価式を導く。

まずはじめに所用のK値上限値簡便評価式を導くにあたっての着眼点、基本的な考え方を述べ、続いて基本となるK値の上限を与える構造について検討し、続いてK値の上限を与える温度分布について検討し、その後求める評価式を導く。

5.4.1 着眼点と考え方

まず、本章にて検討した円筒環状き裂の熱応力下K値基本特性のうち、温度分布・構造形状は独立した項としてK値に影響を及ぼす点に着目する。そして、構造側の影響を表す関数 ϕ に対する5.3.2項の検討結果をふまえ、熱応力下円筒環状き裂のK値評価式をこの基本特性が明瞭になるように書き直す。

$$K_{eff} = \Phi(\beta H, \beta W, a/W; W) \cdot \{-M_t\} \quad (5.28)$$

ここで、関数 Φ は無次元構造パラメータ βH 、 βW 、 a/W により記述でき、肉厚 W の (1.5) 乗がスケールファクタであることを反映した。熱変形相当モーメント M_t は温度分布の影響を表すと言える。ここで、 Φ の具体式 (5.22) をこの趣旨に沿って Φ を次のように書き改める。

$$\Phi = F_{\text{cyl}}(\beta H, \beta W, a/W) \cdot \left\{ \frac{6}{W^{1.5}} \sqrt{\pi a/W} \cdot F_M(a/W) \right\} \quad (5.29)$$

ここに、関数 F_{cyl} は式 (5.27) より次の通りであった。

$$F_{\text{cyl}}(\beta H, \beta W, a/W) = \frac{\cosh \beta H - \cos \beta H}{(\cosh \beta H - \cos \beta H) + \frac{\beta W}{(1-\nu^2)} \cdot (\sinh \beta H + \sin \beta H) \cdot f_M(\xi)} \quad (5.30)$$

次に、式 (5.28) を一般的な過渡問題に適用することを考える。ここで、「過渡問題」とは、温度が過渡的に変化することにより、き裂が進展することまでを含むものとする。このとき、式 (5.28) において、熱変形相当モーメント M_t とき裂長さ a が時刻 τ の関数となるので、次のように書き直すことができる。

$$K_{\text{cyl}}(\tau) \equiv \Phi(\beta H, \beta W, a(\tau)/W; W) \cdot \{-M_t(\tau)\} \quad (5.31)$$

さて、過渡温度変化に対する強度評価を行う観点から考えると、刻々の K 値をすべて知る必要はなく、その最大値・最小値を知ることができれば十分である。さらに、定常熱応力が零である場合については最小値が零となるので、結局過渡 K 値の最大値評価が重要となる。この過渡 K 値の最大値 K_{Max} はある時間範囲 $\tau = 0 \sim \tau_1$ の刻々の $K_{\text{cyl}}(\tau)$ を詳細に追うことにより得られ、この最大値を示す時刻を τ_{Max} とすることにより、

$$K_{Max} \equiv K_{cyl}(\tau_{Max}) = \Phi(\beta H, \beta W, a(\tau_{Max}) / W; W) \cdot \{-M_t(\tau_{Max})\} \quad (5.32)$$

として定義できる。この K_{Max} はある時間範囲 $\tau = 0 \sim \tau_l$ を指定すれば、熱応力以外の場合にも常に定義できる、時間内最大値であることに注意が必要である。

さて、本章の成果として得られた、熱応力下 K 値が $M_t =$ 一定の条件下 K 値がき裂が長くなるにつれ極大値を示す特性が構造に起因すること、すなわち与えられた構造に対し $\partial \Phi / \partial a = 0$ 、かつ $\partial \Phi / \partial (\beta H) = 0$ なる最大値 Φ_{Max} が存在すること、を用いると、この過渡問題の K 値の上限値 K_{limit} として次のようなものが定義できる。

$$K_{limit} \equiv \Phi_{Max} \cdot (-M_t)_{Max} = \Phi(\beta H_{Max}, \beta W, a_{Max} / W; W) \cdot \{-M_t(\tau)\}_{Max} \quad (5.33)$$

ここで、 a_{Max} は構造より定まり、時刻 τ に依存しない。また、 $\beta H_{Max} = \pi$ であった。この K_{limit} を求めるためには過渡温度場解析を行い、 $\{-M_t(\tau)\}_{Max}$ を知る必要があり、これについては次章で検討することにする。

本節においては、過渡 M_t に着目し、5.4.3節にて導いた過渡温度場解析を行うことなく得られる、物理的にこれより大きくなることはないということを表す上限値 $(-M_t)_{Limit}$ を用い、次式にて定義される過渡 K 値の上限値 K_{Limit} を与える簡便評価式を導く。

$$K_{Limit} \equiv \Phi_{Max} \cdot (-M_t)_{Limit} = \Phi(\beta H_{Max}, \beta W, a_{Max} / W; W) \cdot (-M_t)_{Limit} \quad (5.34)$$

ここで、 K_{Limit} 、 $(-M_t)_{Limit}$ は当然時刻に依存しない。なお、以上にて定義した K 値の大小関係は次のようになっていることを付記しておく。

$$K_{Max} \leq K_{limit} < K_{Limit} \quad (5.35)$$

簡便評価式の導出に際しては、実際的な条件に対し電卓レベルの計算で可能なものを目標とした。

5.4.2 関数 ϕ の上限値を与える構造

K値の上限値を与える構造は、 ϕ の最大値を与える構造である。そして、円筒環状き裂の熱応力下K値がき裂が長くなるにつれ極大値を示すことより、 ϕ の最大値はき裂長さの変化に対する極大値である。従って、この ϕ_{Max} を評価できるようになることがK値の上限値を与える構造を求めるポイントとなる。これは、過渡温度変化の問題であろうが、定常温度場の問題であろうが、同じである。

ところで、円筒環状き裂のような基本的な構造であっても、関数 ϕ_{Max} を式(5.29)から解析的に導くことは困難である。ここでは、5.3.2項の成果を用い、最大のK値を与える円筒長さが $\beta H = \pi$ として規定される点に着目し、この円筒長さに対し他の構造パラメータである βW （あるいは R_m/W ）、 a/W を変化させ ϕ_{Max} を数値的に求めた（表5.1）。これを以下、簡便近似式の形で整理する。

まず、簡便近似式を導くに先立ち、無限円筒の F_{Icy} が³⁾、特定の $R_m/W (= 10.5)$ の場合に対してではあったが、求める最大値と高々10%程度しか差がない点に着目する。式(5.18)より、結局無限円筒の ϕ は次のように書ける。

$$\phi_{\infty} = \frac{6}{W^{1.5}} \cdot \frac{1}{1 + \beta D \cdot \Delta \lambda} \cdot \sqrt{\pi \xi} \cdot F_M(\xi) \quad (5.36)$$

ϕ_{Max} についても ϕ_{∞} に近い特性を持つと考えられ、この式を出発点として近似式を求める。

表 5.1 円筒環状き裂の Φ_{Max} ($W=10$ mm、 $\nu=0.3$; $\beta H=\pi$)

R_m/W	Φ_{Max}	$(a/W)_{Max}$
1.5	0.135	0.323
5.5	0.182	0.542
10.5	0.220	0.635
20.5	0.272	0.708
25.5	0.293	0.728
30.5	0.311	0.742

ここで、

$$\beta D \cdot \Delta \lambda \propto \frac{1}{\sqrt{R_m / W}} \quad (5.37)$$

を念頭においた上で、 Φ_{Max} 安全側の近似線を引いた結果を図 5.17、に示す。計算はいずれも $W = 10 \text{ mm}$ として行った。なお、この近似線は円筒半径肉厚比 $R_m/W = 30.5$ にて計算結果と一致し、 R_m/W のべき数を 0.25 として線引きしたものである。これを近似式にまとめると次のようになる。

$$\Phi_{Max} \approx 4.20 \times \left(\frac{R_m}{W} \right)^{0.25} \times \frac{1}{W^{1.5}} \quad (5.38)$$

この近似式により、表 5.1 に与えられた円筒/半径肉厚比 $R_m/W = 1.5 \sim 30.5$ の範囲内で 10% 以下の誤差で Φ_{Max} を安全側に評価することができる。

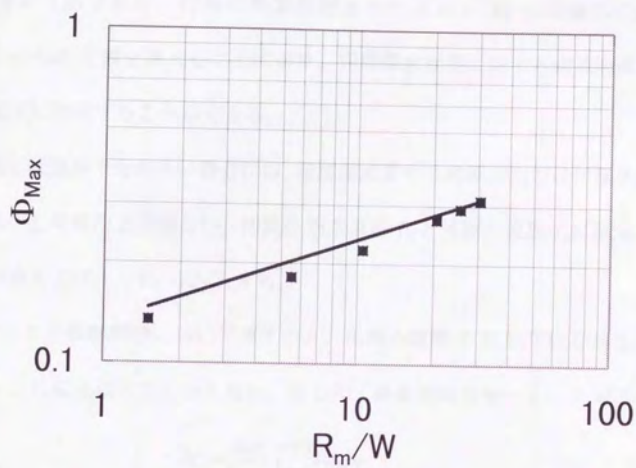


図 5.17 円筒環状き裂の K_{Max} ($W=10$ mm、 $\nu=0.3$; $\beta H=\pi$)

5.4.3 $(-M_t)$ の上限を与える温度分布

ここでは円筒内面環状き裂に着目し、円筒が一様温度 T_0 に保たれた状態から急に内面に低温 T_i の流体が流入する問題を考える。片側き裂梁についても同様の議論が可能であり、円筒の熱変形相当モーメント M_t の定義式において $aE/(1-\nu) \rightarrow \alpha E$ と置き換えることにより、円筒環状き裂に対する結果を直ちに片側き裂梁に適用することができる。

一般に流速が十分大きい場合には、過渡温度変化は肉厚方向だけに温度変化が生じるとして実用上問題ない。円筒の初期温度 T_0 と流体の温度 T_i は既知とし、両者の差を $2\Delta T$ ($=T_0 - T_i$) とする。

さて、この伝熱問題について考えると、円筒の温度は T_i 以下になることがなく、かつ T_0 以上になることもない。そして、熱変形相当モーメント M_t が

$$M_t = \frac{E\alpha}{1-\nu} \int_{W/2}^{W/2} T\eta d\eta \quad (5.39)$$

として定義されることを念頭に置くと、 $(-M_t)$ の上限値は図 5.18 のようなステップ状の温度分布に対し与えられ、この上限値 $(-M_t)_{Limit}$ は次式で与えられる。

$$(-M_t)_{Limit} = \frac{E\alpha\Delta T}{1-\nu} \left(\frac{W}{2}\right)^2 \quad (5.40)$$

ここに、 E 、 α 、 ν は各々材料のヤング率、線膨張係数、ポアソン比である。

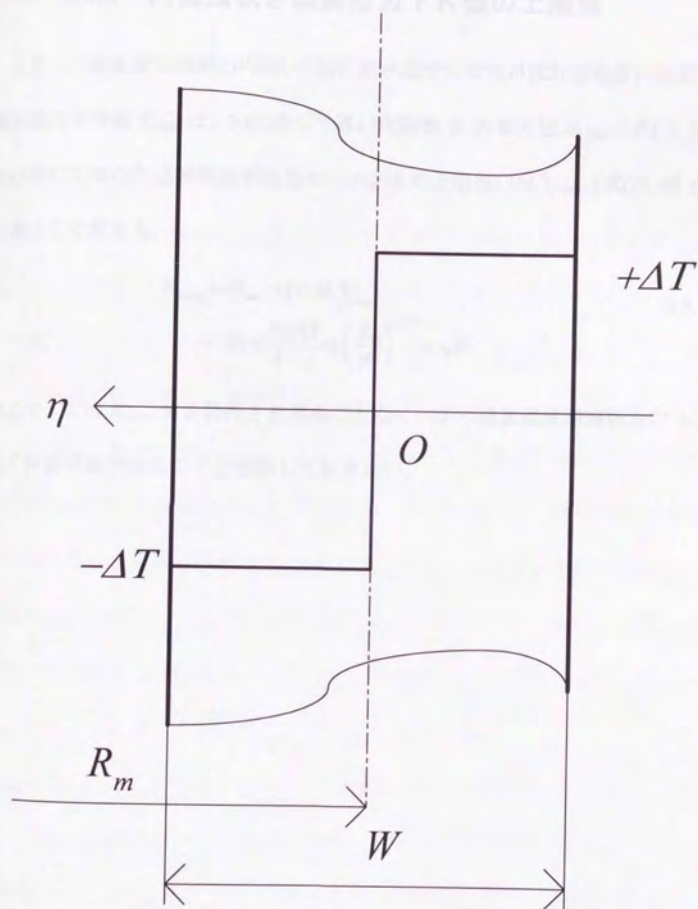


図 5.18 $(-M_t)$ の上限値を与える温度分布

5.4.4 円筒環状き裂熱応力下K値の上限値

以上、一様温度の円筒の内面に $2\Delta T$ 低い温度の流体が流れる場合に生じる過渡K値の上限値 K_{Limit} は、5.4.2節にて導いた関数 Φ の最大値 Φ_{Max} (式(5.38))、5.4.3項にて求めた過渡熱変形相当モーメントの上限値 $(-M_t)_{Limit}$ (式(5.40))、の積として求まる。

$$\begin{aligned} K_{Limit} &= \Phi_{Max} \times (-M_t)_{Limit} \\ &= 1.05 \times \frac{E\alpha\Delta T}{1-\nu} \times \left(\frac{R_m}{W}\right)^{0.25} \times \sqrt{W} \end{aligned} \quad (5.41)$$

ここで、この K_{Limit} がき裂長さを知らなくても、かつ過渡温度場解析を行うことなく評価可能であることを強調しておきたい。

5.5 結 言

本章にて一次元温度分布下、端部を回転拘束された片側き裂梁、円筒環状き裂の熱応力下K値の基本特性について検討した。

まず5.2節にてこの熱応力下K値基本特性の検討にあたっての着眼点、基本的考え方について述べた。すなわち、第3章にて片側き裂梁、第4章にて円筒環状き裂の熱応力下K値評価式を導いたが、両者ともに構造に依存する項と温度分布から定まる熱変形相当モーメント M_t に負号を付したものの積として所用のK値が得られる点に着目し、構造・温度分布がK値に及ぼす影響を各々独立に検討していくことを述べた。そして、構造が熱応力下K値に及ぼす影響を検討する準備として、関数 ϕ 、 F_t を定義した。 ϕ は構造が熱応力下K値に及ぼす影響を表し、 F_t は熱応力下K値と、片側き裂梁の純曲げ下のK値の比を表す。ところで、温度分布の影響については、 $M_t =$ 一定とみなしうる場合が多く、この場合に ϕ が示す特性は熱応力下K値の特性に他ならないことより、 ϕ が示す特性について検討することを述べた。

次に、5.3節にて各構造パラメータが ϕ に及ぼす影響について検討した。具体的には、 ϕ がき裂が長くなるにつれ極大値を示す特性につき検討を行い、極大値を示す構造を求めた。片側き裂梁、円筒環状き裂の順に検討を行い、その後両者の特性の比較を行った。

その結果、片側き裂梁については、

1. 関数 ϕ が無次元構造パラメータ H/W 、 a/W 、および次元を有する梁幅 W の

関数として記述でき、そして W の(-1.5)乗がスケールファクタである。

2. 関数 ϕ はき裂が長くなるにつれ基本的に極大値を示す。
3. ϕ が極大値を示すこの特性は、片側き裂梁のアスペクト比 H/W の影響を強く受け、 $H/W \leq 10$ が極大値を示す一つの目安になる。無限長の片側き裂梁の ϕ はき裂が長くなるにつれ単調に増加するようになり、その値は大きさ(- M)の純曲げを受ける片側き裂梁の構造特性に収束していく。
4. そして、無限長の片側き裂梁の ϕ がき裂が長くなるにつれ単調増加するようになる原因は、端部拘束によるき裂部へのモーメント再配分が無視できるようになる結果であると考えられる。

ことを述べた。

次に、円筒環状き裂については、

1. 関数 ϕ が無次元構造パラメータ βH 、 βW 、 a/W 、および次元を有する肉厚 W の関数として記述でき、そして W の(-1.5)乗がスケールファクタである。そして、 βW を規定することは R_m/W のルートを規定することに他ならない。
2. 円筒構造パラメータのうち、 R_m/W 、 a/W を与えて円筒長さを変化させるとき、 ϕ は $\beta H = \pi$ を満足する円筒長さに対して最大値を示す。この ϕ の値は無限円筒に対する値より大きい。
3. 円筒構造パラメータのうち、 βH 、 R_m/W を与えて a/W を変化させるとき、 ϕ は実際の R_m/W (= 5 ~ 20) の範囲内でき裂が長くなるにつれ極大値を示す。また、薄肉になるにつれこの極大値、そして極大値を示す a/W の値は大きくなる。

4. 円筒構造パラメータのうち、 βH ($= \pi$)、 a/W (≤ 0.6) を与えて R_m/W を変化させるとき、目安として Φ は実際の R_m/W ($= 5 \sim 20$) の範囲内で $R_m/W = 10.5$ の場合の Φ に対し $\pm 25\%$ 程度の範囲で変化する。
5. Φ がき裂が長くなるにつれ極大値を示す理由は、き裂が長くなるにつれモーメント再配分が生じるためにき裂先端の応力が低下するためであると理解できる。

ことを述べた。

以上、片側き裂梁と円筒環状き裂の構造 Φ が示す特性を検討した結果、 Φ はき裂が長くなるにつれ極大値を基本的に示すことを述べた。これは、 M_t = 一定の条件のもとでは熱応力下 K 値が示す特性に他ならず、熱応力下 K 値は片側き裂梁、円筒環状き裂ともにき裂が長くなるにつれ極大値を示すことになる。

そして、この特性を示す場合の構造を次のように得た。

片側き裂梁 : 適切なアスペクト比 H/W (~ 10)

円筒環状き裂 : 適切な円筒半径肉厚比 R_m/W (~ 20)

また、この K 値がき裂が長くなるにつれ極大値を示す理由は、き裂が長くなるにつれき裂先端におけるモーメント再配分が進み、その結果き裂先端の応力が低下するためであることを述べた。

その後、検討の結果得られた円筒環状き裂の熱応力下 K 値基本特性を用い、5.4 節にて対象とする構造においてこれより大きな値とはなり得ないという意味での K 値の上限値を導いた。この上限値 K_{Limit} はき裂長さを知らず、かつ過渡温度場解析を行うことなく評価可能である。

次章においてはこの成果を熱応力下き裂進展評価へ適用することを試みる。

参考文献

- [136] 鶴戸口英善編、材料力学（上）、第1版（1964）、裳華房.

6 熱応力下疲労き裂進展評価等への適用の試み

6.1 緒言

ここでは、これまでに導いた円筒環状き裂の熱応力下K値簡便評価式を用い、実際の問題に対する試算を行う。

まず、6.2節にて第5章にて導いた過渡熱変形相当モーメント M_t の上限値 ($M_t)_{Limit}$ をK値評価に用いることにより、どの程度の過大評価となっているかの目安を得るために、線形温度分布に対する M_t との比較を行い、その後種々の条件下にて過渡温度場解析を行った場合の M_t との比較を行った。

この知見をもとに、6.3節にて Paris 則の仮定の下、熱応力下疲労き裂進展解析を行った結果を示す。ここでは、各熱サイクル毎の疲労き裂進展量を逐次積算していく詳細解析と、第5章にて導いた過渡K値の上限値 K_{Limit} を用いる簡便評価法等による解析結果と比較を行い、簡便評価による場合の安全裕度について検討する。

次に、6.4節にて前節同様 Paris 則の仮定の下、疲労き裂進展速度の観点から実際的な問題に対し、疲労き裂の停留問題について試算を行う。すなわち、第5章にて検討した熱応力下K値基本特性によれば、 $M_t =$ 一定のもとでK値はき裂が長くなるにつれ極大値を示し、その結果き裂は停留傾向を示すことになるが、ここでは実際的な問題に対し疲労き裂が定量的に停留していると判断できる場合があり得るかどうかについて試算を行う。

その結果一つの考え方として得られた、「実用上の疲労き裂停留」なる概念に

基づき、6.5節にて規格配管についての試算を行う。

その後、6.6節にて熱応力以外に軸力を受ける問題のK値基本特性について検討を行う。これにより、内圧のようないわゆる一次応力が無視できない問題において、どの範囲までき裂が停留傾向を示すかについての目安を得る。

最後に、6.7節にて本章のまとめを行う。

6.2 過渡K値の上限値と最大値

以下、式(5.22)にて求まる、過渡熱変形相当モーメント M_t の上限値 $(-M_t)_{Limit}$ を用いることにより、どの程度の過大評価となっているかの目安を得るために、線形温度分布に対する M_t との比較を行い、その後種々の条件下にて過渡温度場解析を行った場合の M_t との比較を行った。

a) 線形温度分布との比較

内外面温度差が $2\Delta T$ の線形温度分布 (図 4.1) に対する熱変形相当モーメント M_t は、すでに式(4.25)にて求められており、

$$(-M_t) = \frac{E\alpha\Delta TW^2}{6(1-\nu)} \quad (6.1)$$

であり、熱変形相当モーメントの上限値 $(-M_t)_{Limit}$ を用いて評価を行うことにより、50%過大評価 (安全側の評価) を行うことになることがわかる。

b) 過渡温度場解析結果との比較 (1)

ここでは、種々の実際的な条件の下で円筒の一次元過渡温度場解析を行い、刻々の M_t よりその最大値 $(-M_t)_{Max}$ を求め、これを上限値 $(-M_t)_{Limit}$ と比較した。その後次の c) 項にて、この伝熱条件の一般化整理を行い、この上限値 $(-M_t)_{Limit}$ により評価を行うことによりどの程度の安全側 (過大) 評価となっているかをまとめる。

一様温度 200°C に保持された円筒半径肉厚比 $R_m/W = 10.5$ 、 $W = 10 \text{ mm}$ の SUS316 製円筒の内面に、時刻 $\tau = 0$ より 100°C の流体が流れる問題について考える。このとき、火力発電プラントの蒸気配管を念頭に置くと、熱伝達率 h は 400

$\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ 程度であると考えられるので、この熱伝達率に対し過渡温度場解析を行った。

計算は Fourier の熱伝導方程式を前進階差法 (2.3.4 項参照) により解いて行った。材料定数は常温の SUS316 のものを用い、ヤング率 $E = 20\,200\text{ kg/mm}^2$ 、線膨張係数 $\alpha = 1.6 \times 10^{-5}\text{ }1/^\circ\text{C}$ 、ポアッソン比 $\nu = 0.3$ 、熱伝導率 $A = 10.9\text{ kcal/mh}^\circ\text{C}$ (注: 一般に熱伝導率を表す記号として λ が慣例として用いられているが、本論文ではコンプライアンスを λ としているため、このような記号を用いる)、比熱 $c = 0.105\text{ kcal/kg}^\circ\text{C}$ 、比重 $\gamma = 7\,960\text{ kg/m}^3$ とした (表 6.1) [137]。

計算結果のうち、外表面温度 T_s 、内表面温度 T_B 、断面平均温度 T_{avg} の過渡変化を図 6.1 に、熱変形相当モーメント M_t の過渡変化を図 6.2 に示す。これらの図より、肉厚の絶対値が小さいこともあり、過渡熱変形相当モーメントの最大値 $(-M_t)_{Max}$ が早い時期に生じていることがわかる。

また、この場合熱変形相当モーメントの上限値は $(-M_t)_{Limit} = 577\text{ kgmm/mm}$ であり、この実的な熱伝達率 $h = 400\text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ に対し生じる $(-M_t)_{Max}$ は上限値 $(-M_t)_{Limit}$ の 1 割程度にすぎないことがわかった。これは、過渡 K 値の上限値を評価する際に過渡 M_t の上限値 $(-M_t)_{Limit}$ を用いると、実的な問題においては 10 倍程度安全側の評価を行うことを意味する。これは手計算レベルの簡易評価としては望ましいレベルにあると言える。

表 6.1 計算に使用した材料定数 (常温 SUS316) [137], [138]

記号	名称	単位	材料定数
E	ヤング率	kg/mm^2	20,200
ν	ポアッソン比	-	0.3
α	線膨張係数	$1/^\circ\text{C}$	1.6×10^{-5}
γ	比重量	kg/m^3	7,960
Λ	熱伝導率	$\text{kcal/mh}^\circ\text{C}$	10.9
c	比熱	$\text{kcal/kg}^\circ\text{C}$	0.105
C	Paris則の定数	-	5.36×10^{-12}
m	Paris則のべき数	-	3.6

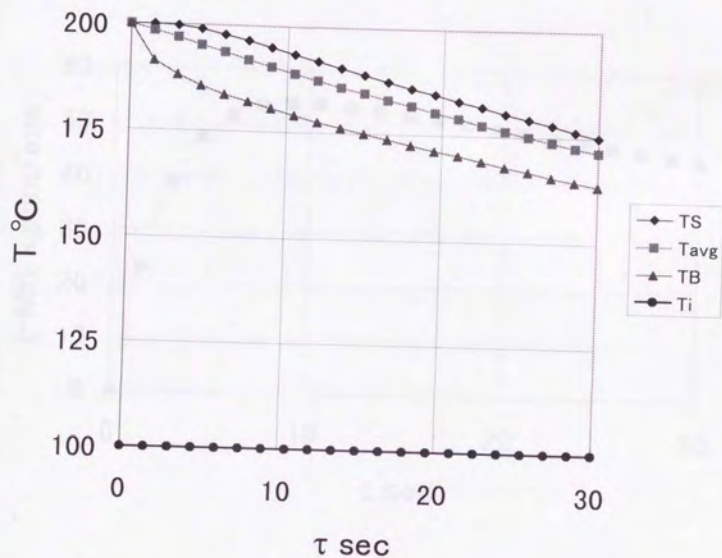


図 6.1 円筒の過渡温度場解析例

($R_m/W = 10.5$, $W = 10$ mm, $h = 400$ kcal/m²h $^{\circ}\text{C}$)

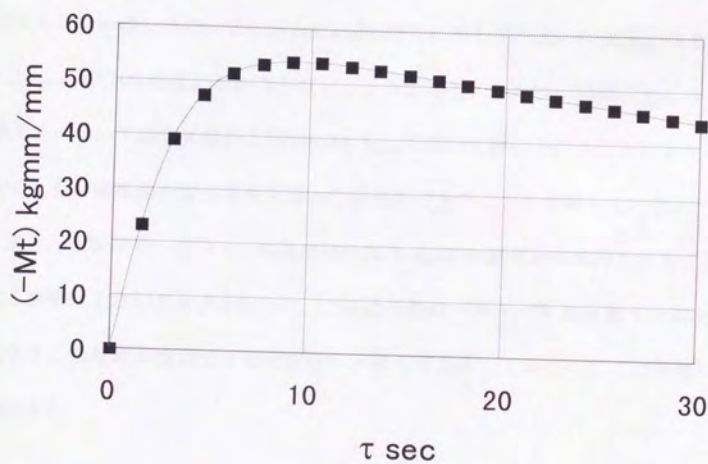


図 6.2 円筒の過渡熱変形相当モーメント解析例

($R_m/W = 10.5$ 、 $W = 10 \text{ mm}$ 、 $h = 400 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)

次に、熱伝達率を変化させ、実際に生じうる熱伝達の範囲でどの程度この安全裕度に変化するかを同じ円筒形状 ($R_m/W = 10.5$, $W = 10$ mm)、および円筒半径肉厚比 R_m/W の観点から考えた厚肉円筒 ($R_m/W = 1.5$, $W = 10$ mm) に対し検討した結果を図 6. 3、表 6. 2 に示す。これより、蒸気の凝縮熱伝達が生じた場合でさえなかなか達し得ない $h = 10\,000$ kcal/m²h°C に対してさえ、 $(-M_t)_{Max}$ は上限値 $(-M_t)_{Limit}$ の 50% 程度にしかならないことがわかる。これは、実際に生じうる伝熱現象について過渡 K 値の上限値 $(-M_t)_{Limit}$ を用いて評価を行うことにより、少なくとも 2 倍程度の安全裕度を持った評価ができることを意味している。

また、肉厚 W を一定とし、円筒半径肉厚比 R_m/W の観点から厚肉とすることによる影響は小さいことがわかった。これは伝熱のパラメータ Biot 数 ($= hW/\lambda$) によりこの現象が整理できる可能性を示唆しており、これについては次項にて検討する。

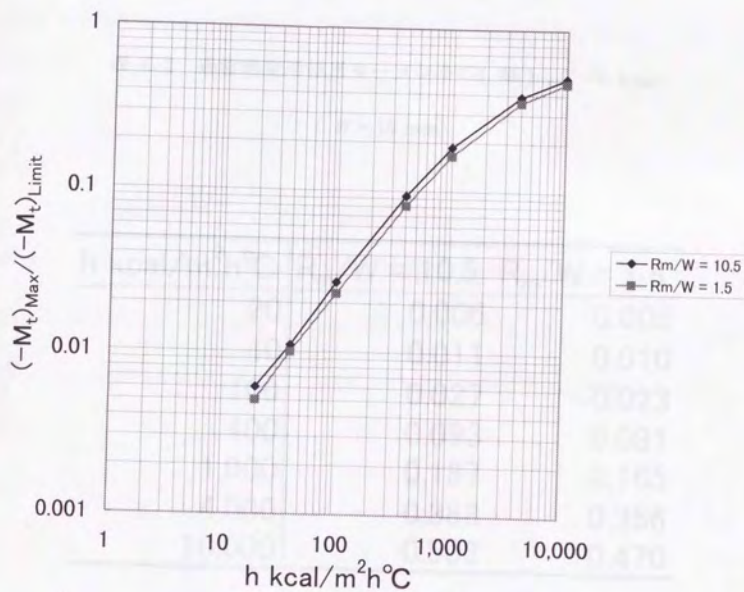


図 6.3 過渡熱変形相当モーメントの最大値 $(-M_t)_{Max}$ と上限値 $(-M_t)_{Limit}$ の比
($W = 10$ mm)

表 6.2 過渡熱変形相当モーメントの $(-M_I)_{Max}/(-M_I)_{Limit}$ ($W = 10 \text{ mm}$)

$h \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$	$R_m/W = 10.5$	$R_m/W = 1.5$
20	0.006	0.005
40	0.011	0.010
100	0.027	0.023
400	0.093	0.081
1,000	0.187	0.165
4,000	0.388	0.356
10,000	0.503	0.470

c) 過渡温度場解析結果との比較 (2)

先に肉厚 $W = 10 \text{ mm}$ の一定値として、熱伝達率を変化させて過渡K値の最大値の変化を検討した結果である図 6. 3、表 6. 2を一般化するため、伝熱条件を Biot 数で整理した結果を図 6. 4に示す。Biot 数の定義は次の通りで、熱伝達量と受熱側の熱抵抗の比を示す量である。

$$\text{Biot No.} = \frac{hW}{\Lambda} \quad (6.2)$$

ここに、 h は熱伝達率、 Λ は熱伝導率である。

さて、先に $W = 10 \text{ mm}$ 一定値のまま、円筒半径肉厚比 R_m/W を小さくして厚肉とした場合には、 $(-M_t)_{\text{Max}}/(-M_t)_{\text{Limit}}$ が薄肉の場合とほぼ変わらないとの結果を図 6. 3、表 6. 2より得ているが、この Biot 数による整理はこの結果を支持している。

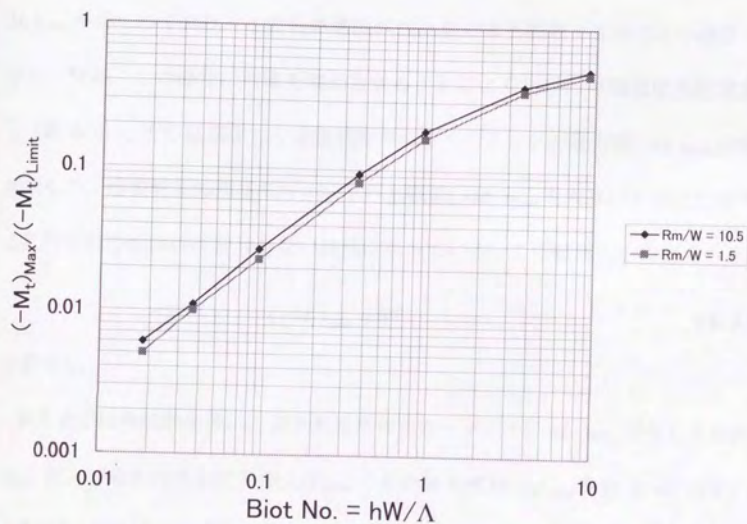


図 6.4 過渡熱変形相当モーメントの最大値 $(-M_t)_{Max}$ と上限値 $(-M_t)_{Limit}$ の比
($W = 10 \text{ mm}$)

次に、熱伝達率 $h = 400 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ のまま肉厚 W を変化させ、Biot 数を変化させる検討を行った結果を図 6.5、表 6.3 に示す。この場合、いずれも内半径 $R_i = 100 \text{ mm}$ とした。これらの図表より、Biot 数が同じであればほぼ同じ $(-M_t)_{\text{Max}}/(-M_t)_{\text{Limit}}$ が得られており、この伝熱現象が Biot 数により整理できることが確認できた。なお、この場合に肉厚を増加させることにより当然内外面温度差は増加し(表 6.4)、その結果として過渡熱変形相当モーメントの最大値 $(-M_t)_{\text{Max}}$ が増加するが、過渡熱変形相当モーメントの上限値 $(-M_t)_{\text{Limit}}$ も肉厚の 2 乗に比例するためにその比はほぼ変わらない結果になっている。この結果から推定すると、

$$(-M_t)_{\text{Max}} \propto W^2 \quad (6.3)$$

と言える。

参考までに各伝熱条件にて最大熱変形相当モーメント $(-M_t)_{\text{Max}}$ が生じる時刻 τ_{Max} 、および最大内外面温度差 $(2\Delta T)_{\text{Max}}$ とその発生時刻 $\tau_{2\Delta T \text{ Max}}$ を表 6.4 に示す。これより、先に述べたように最大内外面温度差の発生時刻と $(-M_t)_{\text{Max}}$ の発生時刻がほぼ対応していることがわかる。また、この表より実際に過渡温度場解析を行う場合に、どの程度の時間まで計算を行えばよいかについての目安が得られる。

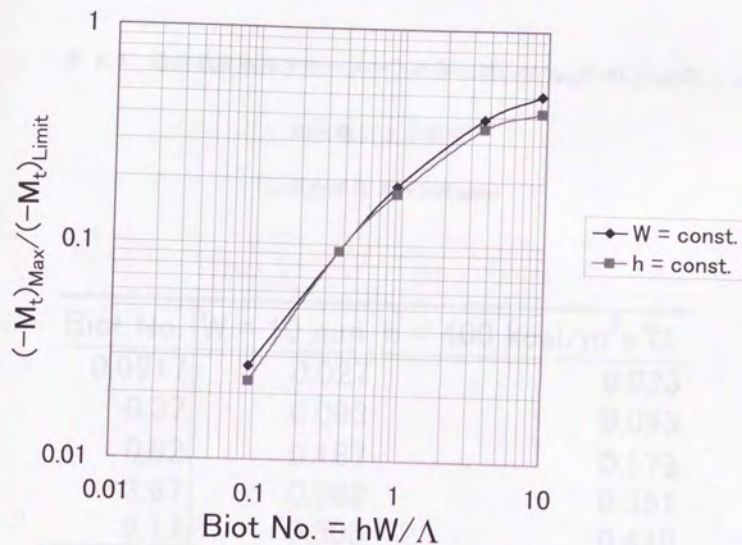


図 6.5 過渡熱変形相当モーメントの最大値 $(-M_t)_{Max}$ と上限値 $(-M_t)_{Limit}$ の比

($R_i = 100 \text{ mm}$)

表 6.3 過渡熱変形相当モーメントの極大値 $(-M_t)_{Max}/(-M_t)_{Limit}$ の

Biot 数による整理

(円筒内半径 $R_i = 100$ mm)

Biot No.	$W = 10$ mm $h = 400$ kcal/m ² h°C	
0.0917	0.027	0.023
0.37	0.093	0.093
0.92	0.187	0.173
3.67	0.388	0.351
9.17	0.503	0.419

表 6.4 $(-M_t)_{Max}$ を生じる時刻 τ_{Max} と最大内外面温度差を生じる時刻 $\tau_{2\Delta T Max}$ $(R_t = 100 \text{ mm}, 2\Delta T = 100 \text{ }^{\circ}\text{C})$

Biot No.	τ_{Max} sec	$(2\Delta T)_{Max}$ $^{\circ}\text{C}$	$\tau_{2\Delta T max}$ sec
0.0183	17.4	0.9	16.8
0.0367	15.6	1.8	15.0
0.0917	13.2	4.2	12.6
0.367	9.6	14.5	8.7
0.917	7.2	29.0	6.6
3.67	4.8	60.6	3.9
9.17	3.6	78.9	2.7

c) 過渡温度場解析結果との比較 (3)

最後に、Biot 数による整理の妥当性の確認のため、円筒の内面に時刻 $\tau = 0 \text{ sec}$ より $2\Delta T = 300^\circ\text{C}$ 低い流体が流れる場合につき円筒半径肉厚比 $R_m/W = 10.5$ 、肉厚 $W = 10 \text{ mm}$ を一定とし、熱伝達率 h を変化させることにより Biot 数を変化させて $(-M_t)_{\text{Max}}/(-M_t)_{\text{Limit}}$ の変化を見た。

計算結果のうち、外表面温度 T_s 、内表面温度 T_B 、断面平均温度 T_{avg} の過渡変化を図 6. 6 に、熱変形相当モーメント M_t の過渡変化を図 6. 7 に示す。内外面温度差、熱変形相当モーメントの絶対値は当然 $2\Delta T = 100^\circ\text{C}$ の場合 (図 6. 1、図 6. 2) に比べると大きくなっている。しかし、各々の値の極大値が発生する時刻は円筒—流体温度差 $2\Delta T$ によらずほぼ等しい。両ケースの Biot 数が等しいことより、この結果は $(-M_t)_{\text{Max}}/(-M_t)_{\text{Limit}}$ につき Biot 数による整理が可能であることを支持している。

熱伝達率を変化させた結果について、表 6. 5 に示す。これによると、Biot 数による整理を行えば、 $(-M_t)_{\text{Max}}/(-M_t)_{\text{Limit}}$ については同一の値が得られることが確認できた。

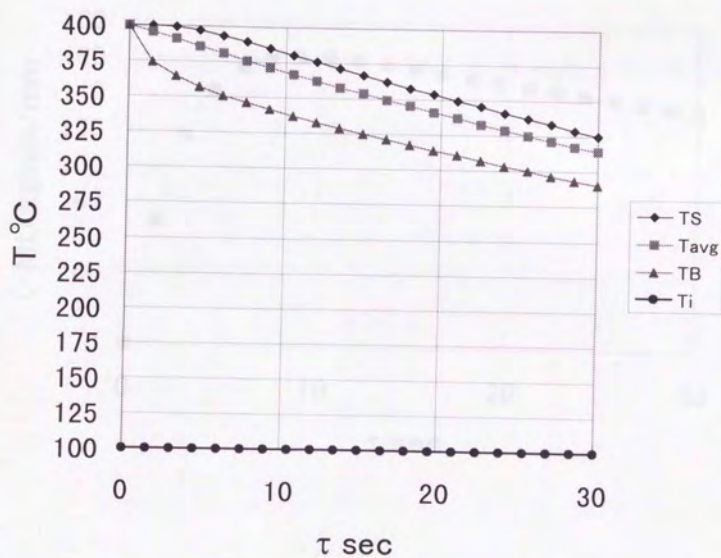


図 6.6 円筒の過渡温度場解析例

($R_m/W = 10.5$, $W = 10$ mm, $h = 400$ kcal/m²h°C)

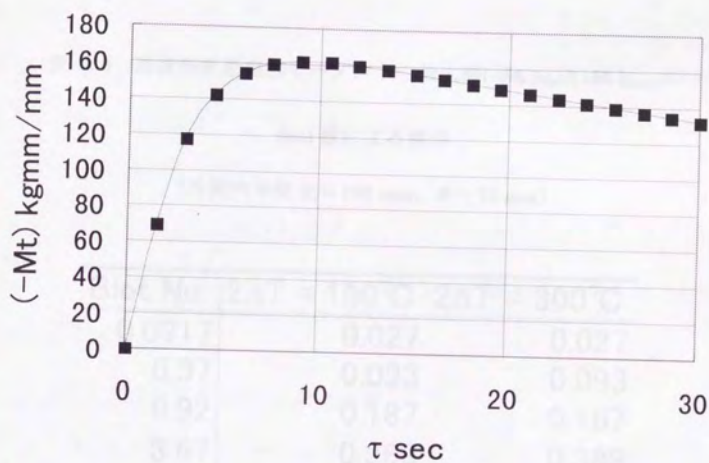


図 6.7 円筒の過渡熱変形相当モーメント解析例

($R_m/W = 10.5$ 、 $W = 10 \text{ mm}$ 、 $h = 400 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)

表 6.5 過渡熱変形相当モーメントの最大値 $(-M_t)_{Max}/(-M_t)_{Limit}$ の

Biot 数による整理

(円筒内半径 $R_i = 100$ mm、 $W = 10$ mm)

Biot No.	$2\Delta T = 100^\circ\text{C}$	$2\Delta T = 300^\circ\text{C}$
0.0917	0.027	0.027
0.37	0.093	0.093
0.92	0.187	0.187
3.67	0.388	0.388
9.17	0.503	0.503

6.3 疲労き裂進展解析への適用

ここでは、一様温度の円筒内面に、ある時刻より $2\Delta T = 100^\circ\text{C}$ 低い温度の流体が流れる場合に生じる過渡熱応力下の疲労き裂進展解析を Paris 則の仮定の下、行った結果を示す。円筒半径肉厚比 $R_m/W = 10.5$ 、無次元円筒長さ $\beta H = \pi$ 、肉厚 $W = 10\text{ mm}$ の円筒を対象とし、材料は常温の SUS316 鋼とした。使用した材料定数を表 6.1 に示す。熱サイクルの総数は $N_f = 10\,000$ 回、熱伝達率 $h = 400\text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ とした。

ここでは、次に示す4種類の方法で、 N_f 回の熱サイクルによる疲労き裂進展量 Δa 、および進展後のき裂長さ a_{N_f} を評価した。 a_0 は初期き裂長さである。なお、定常熱応力は零とした。

a) 過渡K値の上限値を用いる簡便評価

計算を行う上で最も簡単、かつ安全側の評価は、過渡K値の上限値 K_{Limit} に対する疲労き裂進展速度 $(da/dN)_{Limit}$ を Paris 則により求め、この $(da/dN)_{Limit}$ のままき裂が N_f 回進展を行うと考える場合である。すなわち、

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{Limit} = C \cdot (K_{Limit})^m \quad (6.4)$$

$$\Delta a = \left(\frac{da}{dN}\right)_{Limit} \times N_f : a_{N_f} = a_0 + \Delta a \quad (6.5)$$

ここに、 K_{Limit} は式(5.41)より求めることができる。

以下の議論において、この手法を「 K_{Limit} による簡便評価」と称する場合がある。

b) 過渡熱変形相当モーメントの最大値を用いる簡便評価

さて、a)項による簡便評価では、6.2節に述べた熱変形相当モーメントの過大評価により、通常の伝熱問題に対しては2~10倍程度安全側の評価を行っていると考えられる。そこで、過渡熱変形相当モーメントの最大値 $(-M_t)_{Max}$ と上限値 $(-M_t)_{Limit}$ の比を所用の伝熱問題の Biot 数と図 6.5より求め、評価精度を上げることを試みた。ここで、

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{limit} = C \cdot \left\{ \frac{(-M_t)_{Max}}{(-M_t)_{Limit}} \times K_{Limit} \right\}^m = C \cdot (K_{limit})^m \quad (6.6)$$

$$\Delta a = \left(\frac{da}{dN}\right)_{limit} \times N_f : a_{Nf} = a_0 + \Delta a \quad (6.7)$$

以下の議論において本手法による評価を、「 K_{limit} による簡便評価」と称する場合がある。

c) 詳細解析

N_f 回の各熱サイクル毎の疲労き裂進展量を逐次積算していく詳細解析の手順を図 6.8に示す。この場合にも、詳細解析ではあるが、1サイクル中の過渡K値の最大値が過渡熱変形相当モーメントの最大値 $(-M_t)_{Max}$ に比例することを第4章にて導いたことより、計算アルゴリズムが簡潔なものとなっていることを付言しておく。

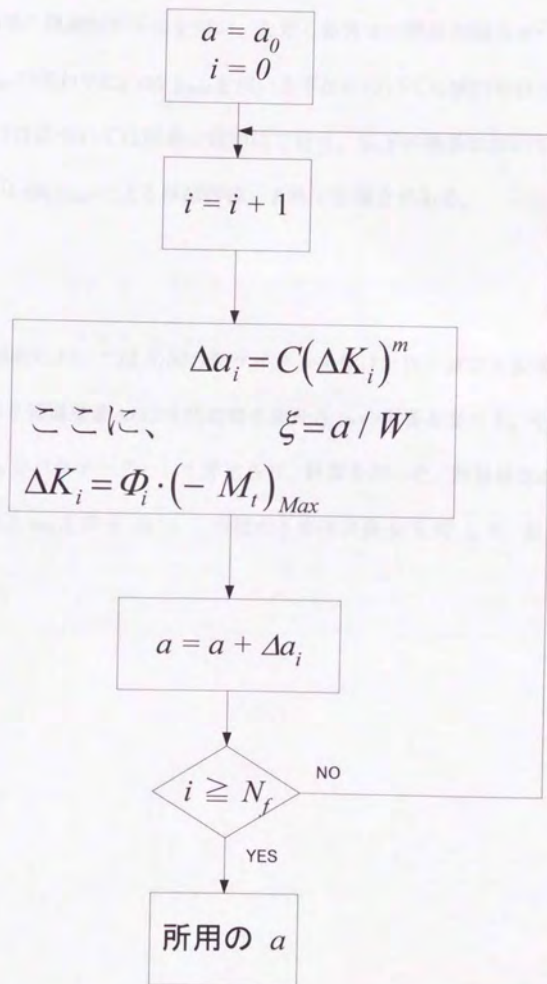


図 6.8 詳細疲労き裂進展解析アルゴリズム

d) 詳細解析に過渡熱変形相当モーメントの上限値を用いる方法

基本的に c) 項の詳細解析手法を用い、ただし参考まで熱変形相当モーメントとして $(-M_I)_{Max}$ の代わりに $(-M_I)_{Limit}$ を用いる手法についても検討を行った。この手法の位置づけについては結果の説明にて行う。以下の議論において本手法による評価を「 $(-M_I)_{Limit}$ による詳細評価」と称する場合がある。

計算結果

c)、d)の詳細解析においては N_f 回の熱サイクルを受けた後の疲労き裂長さ a_{Nf} 、およびその間のき裂進展量 Δa は当然初期き裂長さ a_0 の影響を受ける。そこで、初期き裂長さ a_0 をパラメータとして変化させ、計算を行った。計算結果のうち、 N_f 回後のき裂長さ a_{Nf} を表 6. 6 に、この間のき裂進展量 Δa を図 6. 9、表 6. 7 に示す。

表 6.6 N_f 回後の無次元疲労き裂長さ a/W ($R_m/W = 10.5$, $\beta H = \pi$, $W = 10 \text{ mm}$; $N_f = 10\,000$; $2\Delta T = 100^\circ\text{C}$, $h = 400 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)

a_0/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6
K_{Limit} による簡便評価	0.370735	0.470735	0.570735	0.670735	0.770735	0.870735
$(-M_t)_{\text{Limit}}$ を用いた評価	0.117769	0.251747	0.399057	0.554867	0.690696	0.783353
K_{Limit} を用いた簡便評価	0.100060	0.200060	0.300060	0.400060	0.500060	0.600060
詳細解析結果	0.100003	0.200010	0.300018	0.400027	0.500037	0.600044

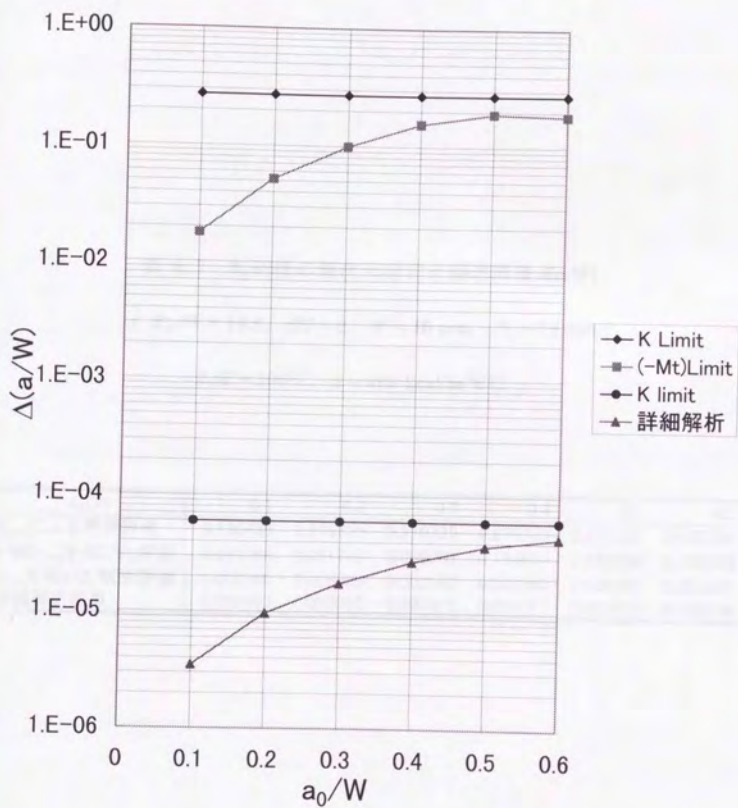


図 6.9 N_f 回後の無次元疲労き裂進展量 $\Delta(a/W)$

($R_m/W = 10.5$, $\beta H = \pi$, $W = 10 \text{ mm}$; $N_f = 10\,000$;

$2\Delta T = 100^\circ\text{C}$, $h = 400 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)

表 6.7 N_f 回後の無次元疲労き裂進展量 $\Delta(a/W)$ ($R_m/W = 10.5$ 、 $\beta H = \pi$ 、 $W = 10 \text{ mm}$; $N_f = 10\,000$; $2\Delta T = 100^\circ\text{C}$ 、 $h = 400 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)

a_0/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6
K_{Limit} による簡便評価	0.270735	0.270735	0.270735	0.270735	0.270735	0.270735
$(-Mt)_{\text{Limit}}$ を用いた評価	0.017769	0.051747	0.099057	0.154867	0.190696	0.183353
K_{max} を用いた簡便評価	0.000060	0.000060	0.000060	0.000060	0.000060	0.000060
詳細解析結果	0.000003	0.000010	0.000018	0.000027	0.000037	0.000044

これらの結果より、詳細解析 (c) 法) 結果を正しいものとして他の手法による評価精度を論じると、次のことが言える。

1. 詳細解析結果にもっとも近い評価を与えるのは、 K_{limit} による簡便評価である。
この場合、初期き裂長さが大きい (正確には、 ϕ_{Max} を示すき裂長さに近い) と評価精度が上がる。
2. K_{limit} による簡便評価が当然もっとも安全側の評価を与えるが、詳細解析に比べ 10^4 倍程度の過大評価になっている。
3. この理由を確認するために、d) $(-M_I)_{limit}$ による詳細評価を行った。これが、 K_{limit} による簡便評価とほぼ同レベルの結果を示すことから、 K_{limit} による簡便評価が過大評価となる理由が、過渡熱変形相当モーメントの過大評価であることがわかる。
4. 以上より、疲労き裂進展量の簡便評価を行う上でのポイントがき裂長さによる K 値の変化ではなく、過渡熱変形相当モーメントの評価であることがわかる。
5. この結果、推奨される疲労き裂進展量の簡便評価は図 6. 5 にて $(-M_I)_{Max}/(-M_I)_{limit}$ を求め、b) の K_{limit} による簡便評価であると言える。

6.4 疲労き裂停留評価への適用

ここでは、6.3節の結果を疲労き裂停留という観点から今一度考える。

検討対象とした問題は、一様温度の円筒内面にある時刻より $2\Delta T = 100^\circ\text{C}$ 低い温度の流体が流れる問題である。円筒半径肉厚比 $R_m/W = 10.5$ 、無次元円筒長さ $\beta H = \pi$ 、肉厚 $W = 10\text{ mm}$ の円筒を対象とし、材料は常温の SUS316 鋼（材料定数を表 6.1 に示す）とした。

表 6.7 の詳細解析による疲労き裂進展量を見ると、この伝熱条件 $2\Delta T = 100^\circ\text{C}$ 、熱伝達率 $h = 400\text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ 、および熱サイクル数 $N_f = 10\,000$ 回に対し肉厚の高々 0.004% でしかないとわかる。これはこの伝熱条件・熱サイクル数に対し、き裂が実用上停留しているとみなせることを示唆している。しかも、これは初期き裂長さによらない。以下、過渡 K 値と材料定数である下限界応力拡大係数（threshold stress intensity factor for fatigue crack propagation；2.4.2 項参照） ΔK_{th} と比較する。

過渡 K 値の極大値

ここでは、検討した問題に対する疲労き裂進展量が初期き裂長さによらず非常に小さいこと、および安全側の評価であることより過渡熱変形相当モーメントの最大値 $(-M_I)_{Max}$ と、構造形状より定まる ϕ_{Max} の積として求まる K_{limit} に着目した。

$$K_{limit} = \phi_{Max} \times (-M_I)_{Max} = \frac{(-M_I)_{Max}}{(-M_I)_{Limit}} \times K_{Limit} \quad (6.8)$$

ここに、 ϕ_{Max} は円筒形状より式(5.28)より求めることができ、また $(-M_I)_{Max}/(-M_I)_{Limit}$ は所用の伝熱問題のBiot数と図6.5より、過渡K値の上限値 K_{Limit} は式(5.38)より求めることができる。

過渡K値の極大値と下限界応力拡大係数の比較

今回の問題についてはBiot No. = 0.37であるので、 $(-M_I)_{Max}/(-M_I)_{Limit} = 0.093$ であり、かつ $K_{Limit} = 127.5 \text{ kg/mm}^{-3/2}$ であることより、 $K_{limit} = 11.8 \text{ kg/mm}^{-3/2}$ である。これをSUS316鋼の下限界応力拡大係数 $\Delta K_{th} = 20 \text{ kg/mm}^{-3/2}$ と比べることにより、この問題においては初期き裂長さによらず $\Delta K = K_{limit} - 0 < \Delta K_{th}$ であり、き裂は進展開始しないことがわかる。なお、定常熱応力は零であるとしている。これは N_f 回の熱サイクル中の無次元疲労き裂進展量がほぼ零とみなせることと対応している。

下限界応力拡大係数

ちなみに、このSUS316鋼の下限界応力拡大係数 ΔK_{th} の位置づけについて補足する。この材料のみならず、一般に ΔK_{th} についてはデータが非常に少なく、存在する場合にもばらつきが大きいこと、応力比の影響を受けるがこの影響まで含めたデータが少ないこと、よりその使用に際しては十分な注意を払う必要がある。例えば、今回SUS316鋼についてデータを見つけることができなかったの、18-8鋼のデータを用いた。数表の形で与えられているもの^[139]の中から応力比零のものを拾うと $\Delta K_{th} = 19.7 \text{ kg/mm}^{-3/2}$ 、また図として与えられているもの^[140]より $\Delta K_{th} = 22.3 \text{ kg/mm}^{-3/2}$ 、および広範囲の材料についての実験式^[141]

$$\Delta K_{th} = 3.47 \times 10^{-4} \cdot E \quad (6.9)$$

より $\Delta K_{th} = 7.0 \text{ kg/mm}^{-3/2}$ を得る。ここに、 E はヤング率 (表 6.1) で、この式では応力比の影響が評価できない。

このような3つのデータを元に、今回 SUS316 鋼の $\Delta K_{th} = 20 \text{ kg/mm}^{-3/2}$ とした。

疲労き裂進展開始後のき裂の停留

先の問題では、き裂長さによらず疲労き裂は下限界応力拡大係数の観点からすると、進展を開始しない問題であった。そこで次に、疲労き裂が進展開始後停留する問題について検討した。

同じ形状の円筒に対し、 $h = 4\,000 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ の熱伝達 (先の問題の10倍) を与える問題について疲労き裂進展解析を行った。結果を表 6.8 に示す。この場合の過渡熱変形相当モーメントの最大値と上限値の比 $(-M_I)_{Max}/(-M_I)_{Limit}$ は表 6.2 より 0.388 と求まり、 $K_{limit} = 49.5 \text{ kg/mm}^{-3/2} > \Delta K_{th}$ であり、初期き裂長さによってはき裂が進展を開始する。実際には、図 6.10 に示すようにこの場合には、 $a/W \geq 0.1$ よりき裂が進展開始する。

一方、 K_{limit} は $(-M_I)_{Max}$ に比例するので、無次元疲労き裂進展量 $\Delta a/W$ を先の問題 (表 6.7) と比べると、 K_{limit} による簡便評価によれば厳密に $(-M_I)_{Max}$ の $m (= 3.6)$ 乗、また詳細解析によればほぼ $(-M_I)_{Max}$ の $m (= 3.6)$ 乗に比例する結果が得られている。例えば、詳細解析によれば、無次元疲労き裂進展量は高々肉厚の 0.5% であり、実用上き裂は停留しているとみなすことができる。

表 6.8 N_f 回後の無次元疲労き裂長さ a/W 、進展量 $\Delta(a/W)$ ($R_m/W = 10.5$ 、 $\beta H = \pi$ 、 $W = 10 \text{ mm}$; $N_f = 10\,000$; $2\Delta T = 100^\circ\text{C}$ 、 $h = 4\,000 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)初期き裂長さとき裂進展後の無次元き裂長さ: a_{N_f}/W

a_0/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6
K_{Limit} による簡便評価	0.370735	0.470735	0.570735	0.670735	0.770735	0.870735
$(-Mt)_{\text{Limit}}$ を用いた評価	0.117769	0.251747	0.399057	0.554867	0.690696	0.783353
K_{Limit} を用いた簡便評価	0.109218	0.209218	0.309218	0.409218	0.509218	0.609218
詳細解析結果	0.100537	0.201494	0.302728	0.404222	0.505750	0.606741

初期き裂長さとき無次元き裂進展量: $\Delta a/W$

a_0/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6
K_{Limit} による簡便評価	0.270735	0.270735	0.270735	0.270735	0.270735	0.270735
$(-Mt)_{\text{Limit}}$ を用いた評価	0.017769	0.051747	0.099057	0.154867	0.190696	0.183353
K_{Limit} を用いた簡便評価	0.009218	0.009218	0.009218	0.009218	0.009218	0.009218
詳細解析結果	0.000537	0.001494	0.002728	0.004222	0.005750	0.006741

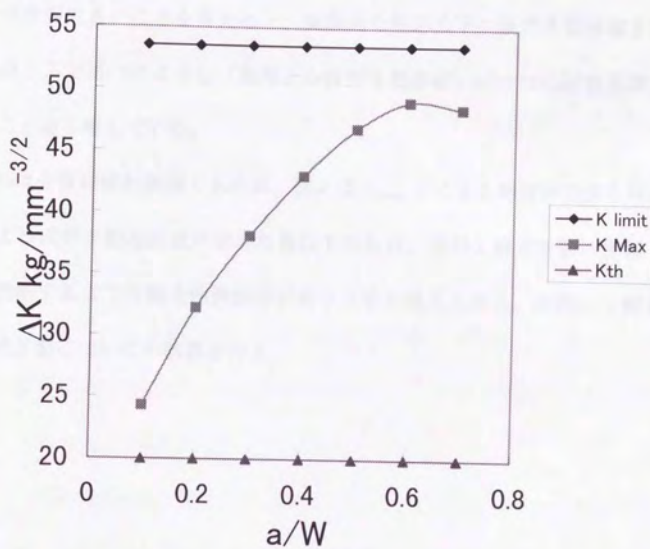


図 6.10 き裂長さと過渡応力拡大係数範囲 ΔK

($R_m/W = 10.5$, $\beta H = \pi$, $W = 10$ mm ; $2\Delta T = 100^\circ\text{C}$, $h = 4\,000$ kcal/m²h^{1/2}°C)

すなわち、下限界応力拡大係数の観点からは疲労き裂が停留していると言えないけれども、疲労き裂の進展量の観点から評価すると実用上き裂が停留していると考え得る場合があることがわかった。下限界応力拡大係数の実験データのばらつきが大きいことを考えると、実際の熱応力下の疲労き裂停留を論じる際にはここで述べたような「実用上の疲労き裂停留」が一つの評価基準になりうることを示唆している。

これは今後の検討課題であるが、例えば K_{lim} とによる簡便評価法を用い、これによる疲労き裂進展量が定めた量以下ならば、実用上疲労き裂は停留していると判断するような健全性評価法がありうると考えられる。次節にて配管内面の環状き裂についての試算を行う。

6.5 規格配管の実用上の疲労き裂停留

前節にて、過渡応力拡大係数範囲が下限界応力拡大係数より大きく、疲労き裂は進展を開始するけれども、その設計寿命 N_f 回中疲労き裂進展量が非常に小さく、実用上き裂が停留するとみなせる場合があり得ることを示した。ここでは、6.3節の成果を反映し、過渡熱変形相当モーメントの最大値を用いる簡便評価法、すなわち K_{limit} による簡便評価法を用い、実用上のき裂停留についての試算を規格配管の内面環状き裂について行う。

まず、いわゆる Paris 則により疲労き裂進展速度を評価することにし、各熱サイクル毎にき裂は小さいにせよ必ず進展すると考えることにする。このとき、その進展量を実用的な観点から見て十分に小さい場合に健全であると判断し、これを「実用上のき裂の停留」と考えることにする。

また、き裂の進展量は同じ 1 mm であっても、その肉厚によって健全性は異なってくる。そこで無次元き裂長さ a/W を評価の対象とする。

さて、本論文で得られた成果の一つ、「熱応力下の K 値はき裂が長くなるにつれ極大値を示す場合がある」ことを念頭におき Paris 則を適用するとき、無次元疲労き裂進展速度 $d(a/W)/dN$ にも最大値が存在しうることになる。そこで構造物が一生涯中に受ける熱サイクル数を N_f として、

$$\left(\frac{d(a/W)}{dN} \right)_{\text{limit}} \times N_f < \frac{1}{100} \quad (6.10)$$

を満足する場合を「実用上の疲労き裂停留」と考えることにする。これは 1 熱サイクル中の無次元疲労進展速度 $d(a/W)/dN$ の極大値で N_f 回進展したとしても、

高々肉厚の1%しかき裂が進展しない場合を「実用上の疲労き裂停留」と考えることに他ならない。このような簡便、かつ安全側の評価が可能であるのは、繰り返しになるが、熱応力下のK値がき裂が長くなるにつれ極大値を示すからである。

ところで式(6.10)の条件をK値の次元にて表現しておく、判断が容易になる。そこで、式(6.10)、およびParis則により次の量 K_{fc} を定義する。

$$K_{fc} = \sqrt[m]{\frac{1}{100N_f} \left(\frac{W}{C} \right)} \quad (6.11)$$

ここに、 C 、 m はParis則の材料定数である。この K_{fc} は第2章にて紹介した、横堀ら^[142]の提案による疲労破壊靱性とは異なるので注意が必要である。この判定基準が材料定数のみならず、肉厚 W ・寿命 N_f によっても影響を受ける点に注意が必要である。

さて、以下内面環状き裂を有する一様温度の規格配管内面に時刻 $\tau=0$ secより $2\Delta T=300^\circ\text{C}$ 低い流体が流れる熱サイクルが $N_f=10\,000$ 回繰り返される場合について試算を行う。熱伝達率 $h=400\text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ 、材料はSUS316鋼(表6.1)とし、長さ $\beta H=\pi$ の公称外径25、50、100 mmの配管について検討を行った結果を図6.11、表6.9に示す。

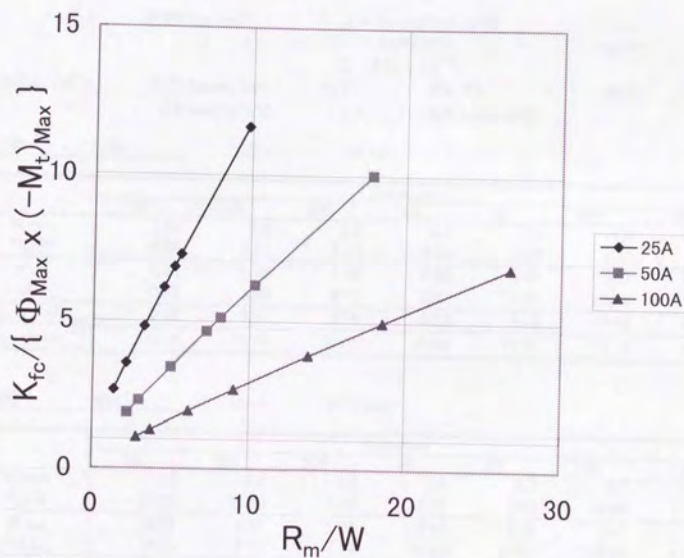


図 6.11 規格配管内面環状き裂の熱応力下疲労き裂の実用上の停留

($\beta H = \pi$; $2\Delta T = 300^\circ\text{C}$; $h = 400 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$; $N_f = 10\,000$ 回)

表 6.9 規格配管内面環状き裂の熱応力下疲労き裂の実用上の停留

$$(\beta H = \pi ; 2\Delta T = 300^{\circ}\text{C}, h = 400 \text{ kcal/m}^2\text{h}^{\circ}\text{C}, N_f = 10\,000 \text{ 回})$$

E =	20200 kg/mm ²	$\alpha = 0.0000160 \text{ } 1/^{\circ}\text{C}$	v =	0.3
		0.0000000	m =	3.6
		C = 5.36×10^{-12}		
$(-M_t)_{\text{Limit}}/W^2 =$	17.31 kgmm/mm	2 $\Delta T = 300^{\circ}\text{C}$	Nf =	10000
h =	400 kcal/m ² h [°] C	$\Lambda = 10.9 \text{ kcal/mh}^{\circ}\text{C}$		
呼び径	25A	OD =		34 mm

	Schedule						
	5S	10S	20S	40	80	160	XX
W mm	1.65	2.8	3.0	3.4	4.5	6.4	9.09
R _m /W	9.80	5.57	5.17	4.50	3.28	2.16	1.37
Φ_{Max}	3.51	1.38	1.22	0.98	0.59	0.31	0.17
$(-M_t)_{\text{Max}}$	0.82	3.86	4.73	6.82	15.52	43.55	121.74
$\Phi_{\text{Max}} \times (-M_t)_{\text{Max}}$	2.88	5.32	5.76	6.66	9.19	13.69	20.19
$K_{fc} \text{ kgmm}^{-3/2}$	33.46	38.76	39.51	40.90	44.21	48.76	53.75

呼び径 50A OD = 60.5 mm

	Schedule						
	5S	10S	20S	40	80	160	XX
W mm	1.65	2.8	3.5	3.9	5.5	8.7	11.07
R _m /W	17.83	10.30	8.14	7.26	5.00	2.98	2.23
Φ_{Max}	4.07	1.61	1.08	0.90	0.49	0.21	0.14
$(-M_t)_{\text{Max}}$	0.82	3.86	7.43	10.20	27.93	107.07	216.88
$\Phi_{\text{Max}} \times (-M_t)_{\text{Max}}$	3.34	6.21	8.05	9.13	13.60	23.02	30.23
$K_{fc} \text{ kgmm}^{-3/2}$	33.46	38.76	41.23	42.49	46.75	53.10	56.78

呼び径 100A OD = 114.3 mm

	Schedule						
	5S	10S	20S	40	80	160	XX
W mm	2.1	3.0	4.0	6	8.6	13.5	17.1
R _m /W	26.71	18.55	13.79	9.03	6.15	3.73	2.84
Φ_{Max}	3.14	1.68	1.01	0.50	0.26	0.12	0.08
$(-M_t)_{\text{Max}}$	1.66	4.73	10.99	36.04	103.50	387.91	775.42
$\Phi_{\text{Max}} \times (-M_t)_{\text{Max}}$	5.22	7.93	11.12	17.85	27.14	45.66	59.80
$K_{fc} \text{ kgmm}^{-3/2}$	35.78	39.51	42.79	47.89	52.93	59.99	64.06

ここで、過渡熱変形相当モーメントの極大値については図 6.5 の Biot 数 < 0.4 の範囲につき両対数グラフ上で直線近似して求めた

$$\frac{(-M_f)_{Max}}{(-M_f)_{Limit}} = 0.093 \times \left(\frac{Biot \ No.}{0.367} \right)^{0.93} \quad (6.12)$$

を用いた。この比と、式(5.25)より求まるK値の上限値 K_{Limit} の積として、 K_{limit} を式(6.8)より求めた。

図 6.11、表 6.9 より、公称外径 100 mm 以下の規格配管の内面に $2\Delta T = 300^\circ\text{C}$ ($h = 400 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$) 低い流体が注入されるような熱サイクルを $N_f = 10\,000$ 回受けるような運転条件については、高々疲労き裂は肉厚の 1% 程度しか進展せず、実用上疲労き裂は停留しているとみなすことができるとの結果を得た。

これは初期き裂長さによらないが、表 5.1 の結果を参照すると、K 値が極大値を示す無次元き裂長さが 0.7 程度に収まっていることより、疲労のみを考えるとき裂長さを知ることなく健全であると判断できることになる。実際の問題においては、熱応力と軸力・曲げとの重ね合わせが必要になるので、複雑になる。次節にて、熱応力と軸力の重ね合わせの例について試算を行う。

6.6 軸力を同時に受ける問題への適用

ここでは、圧力荷重のような一次応力を熱応力と同時に受ける円筒環状き裂のK値の特性につき検討を行う。すなわち、どの程度の一次応力ならばK値がき裂が長くなるにつれ極大値を示し、き裂が停留傾向を示すかについての試算を行った。一次応力としては軸力を想定した。

円筒環状き裂の軸力下K値評価式

検討対象とする問題は図 6.12に示す軸力 P を受ける円筒である。この問題についても、き裂が入ることにより軸力以外に曲げモーメントが生じ、その結果円筒長さの影響が出ると思われる。ところが、過去に導かれている所用の問題に対するK値評価式のうち円筒長さの影響を評価できるものはなく、今回の試算については次の軸力を受ける薄肉円筒（円筒半径肉厚比 $R/W=5\sim 20$ ；半径として内半径で整理されている点に注意が必要）に対する式¹⁴³⁾により種々の円筒に対しK値を求め、これを有限要素解析・変位法により求めたK値と比較を行うことにより適用可能範囲を定め、その後その範囲において熱応力との重ね合わせる検討を行った。

$$K_p = \sigma_p \sqrt{\pi a} \cdot F ; \quad \sigma_p = \frac{P}{2\pi R_m W} \quad (6.13)$$

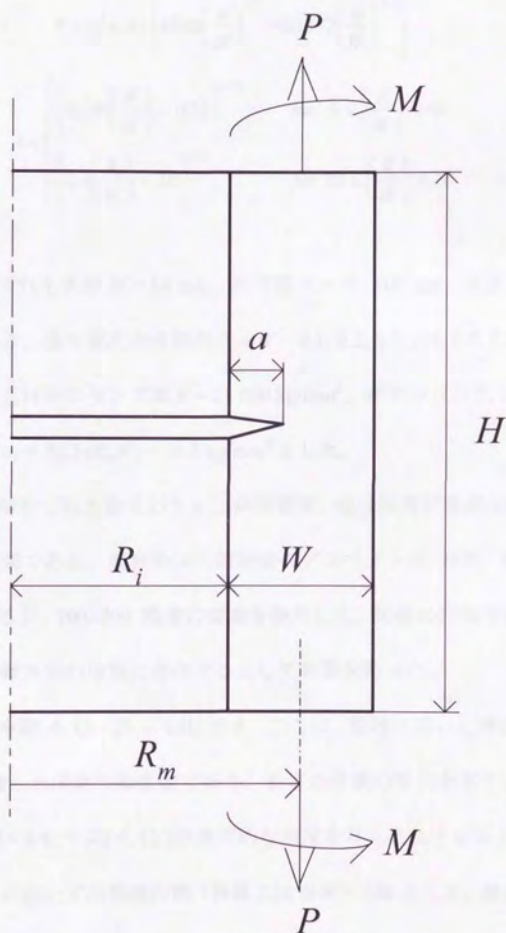


図 6.12 軸力と軸対称曲げを受ける円筒

ここに、

$$F = 1.1 + A \cdot \left\{ 1.948 \left(\frac{a}{W} \right)^{1.5} + 0.3342 \left(\frac{a}{W} \right)^{4.2} \right\} \quad (6.14)$$

$$A = \begin{cases} \left[0.125 \left(\frac{R_i}{W} \right) - 0.25 \right]^{0.25} & \text{for } 5 \leq \left(\frac{R_i}{W} \right) \leq 10 \\ \left[0.4 \left(\frac{R_i}{W} \right) - 3.0 \right]^{0.25} & \text{for } 10 \leq \left(\frac{R_i}{W} \right) \leq 20 \end{cases} \quad (6.15)$$

である。

計算はいずれも肉厚 $W = 10$ mm、内半径 $R_i = 50, 100$ mm、長さ $H = 40, 100$ mm の円筒につき、各々無次元き裂長さ $a/W = 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6$ の計算を行った。いずれも材料のヤング率 $E = 21\,000$ kg/mm²、ポアッソン比 $\nu = 0.3$ とした。軸方向応力 $\sigma_p = P/(2\pi R_m W) = 10.5$ kg/mm² とした。

有限要素解析ではき裂まわりを三角形要素、他は四角形要素を使用した。いずれも二次要素である。要素数は円筒断面のアスペクト比 H/W 、無次元き裂長さ a/W にもよるが、100~700 程度の要素を使用した。K 値の評価は変位法によった。き裂は円筒軸方向の中央に存在するとして計算を行った。

計算結果を図 6.13、表 6.10 に示す。ここに、整理に用いた無次元量 β は式(4.1)にて定義した円筒の特性値であり、長さの逆数の次元を有する。これらの図表より、 $\beta H > 4$ にて式(6.13)が実用的な精度を与えることがわかった。そこで、以下の検討においては無限円筒(計算上は $H/W = 100$ とした)環状き裂の熱応力下 K 値と、この軸力による K 値を重ね合わせることにした。

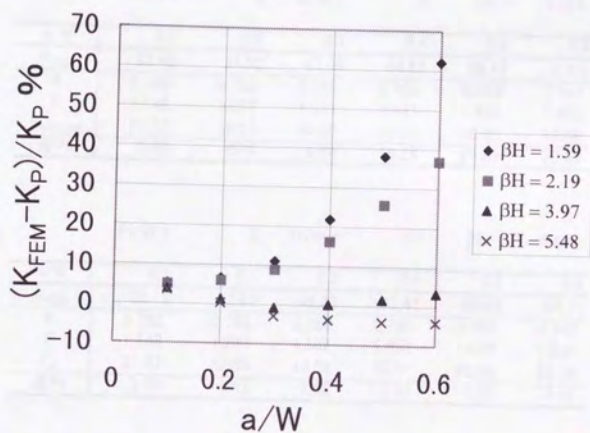


図 6.13 円筒環状き裂の軸力に対するK値比較

表 6.10 円筒環状き裂の軸力に対するK値比較

$$\sigma_p = 10.5 \text{ kg/mm}^2 \quad E = 21000 \text{ kg/mm}^2$$

$$\nu = 0.3$$

$$W = 10 \text{ mm}$$

$$R_i/W = 5 \quad H/W = 4 \quad \beta H = 2.192$$

a/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6
K_{FEM}	22.46	34.52	47.46	64.53	86.47	114.8
A	0.783	0.783	0.783	0.783	0.783	0.783
F	1.148	1.237	1.352	1.491	1.653	1.839
K_{HBOOK}	21.37	32.55	43.59	55.51	68.80	83.84
差%	5.10	6.06	8.89	16.26	25.69	36.93

$$R_i/W = 5 \quad H/W = 10 \quad \beta H = 5.481$$

a/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6
K_{FEM}	22.13	32.67	42.33	53.47	65.99	80.38
A	0.783	0.783	0.783	0.783	0.783	0.783
F	1.148	1.237	1.352	1.491	1.653	1.839
K_p	21.37	32.55	43.59	55.51	68.80	83.84
差%	3.56	0.37	-2.88	-3.67	-4.08	-4.12

$$R_i/W = 10 \quad H/W = 4 \quad \beta H = 1.587$$

a/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6
K_{FEM}	22.76	35.79	50.91	72.52	103.70	151.00
A	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
F	1.162	1.275	1.422	1.600	1.807	2.044
K_p	21.62	33.55	45.84	59.55	75.19	93.20
差%	5.28	6.68	11.05	21.78	37.91	62.02

$$R_i/W = 10 \quad H/W = 10 \quad \beta H = 3.967$$

a/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6
K_{FEM}	22.45	33.98	45.51	59.65	76.4	96.26
A	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
F	1.162	1.275	1.422	1.600	1.807	2.044
K_p	21.62	33.55	45.84	59.55	75.19	93.20
差%	3.85	1.29	-0.73	0.16	1.60	3.28

軸力・熱応力下円筒環状き裂のK値

内外面温度差 $2\Delta T = 100^\circ\text{C}$ の線形温度分布下の円筒は、内外面の応力差 $2\sigma_0 = 2E\alpha\Delta T / (1 - \nu)$ の線形熱応力を受ける。この条件下、軸力 σ_p を変化させ、そのK値のき裂長さに対する特性を検討した。

実際の計算は肉厚 $W = 10 \text{ mm}$ 、内半径 $R_i = 50, 100 \text{ mm}$ (円筒半径肉厚比 $R_m/W = 5.5, 10.5$)、無次元長さ $\beta H = \pi$ の円筒につき、各々無次元き裂長さ $a/W = 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8$ のK値計算を行った。いずれも材料のヤング率 $E = 21\,000 \text{ kg/mm}^2$ 、ポアソン比 $\nu = 0.3$ とした。この場合、 $\sigma_0 = E\alpha\Delta T / (1 - \nu) = 15 \text{ kg/mm}^2$ である。

円筒半径肉厚比 $R_m/W = 10.5$ に対する計算結果を図 6. 14、表 6. 11に、 $R_m/W = 5.5$ に対する計算結果を、図 6. 15、表 6. 12に示す。これらの結果より、いずれの円筒半径肉厚比に対しても $\sigma_p/\sigma_0 = 0.15$ ではK値がき裂が長くなるにつれ極大値を示すのに対し、 $\sigma_p/\sigma_0 = 0.20$ では計算した範囲においてK値が単調増加の傾向を示した。もちろん、計算する無次元き裂長さ a/W の範囲を広げることでよりK値が極大値を示す σ_p/σ_0 の範囲が広がる可能性はあるが、これは健全性評価を行う上で実際的ではなく、実用上 $\sigma_p/\sigma_0 = 0.15$ がK値が極大値を示す目安と言える。

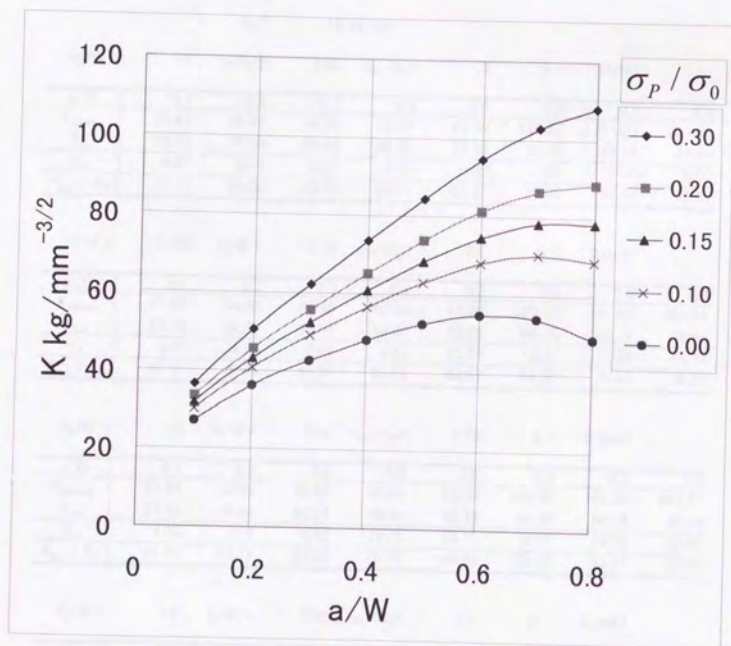


図 6.14 軸力の影響

($R_m/W = 10.5$, $\beta H = \pi$, $W = 10$ mm ; $\sigma_0 = E\alpha/(1-\nu) = 15$ kg/mm²)

表 6.11 軸力の影響

 $(R_m/W = 10.5, \beta H = \pi, W = 10 \text{ mm}; \sigma_0 = E\alpha/(1-\nu) = 15 \text{ kg/mm}^2)$
 $E = 21000 \text{ kg/mm}^2$ $\nu = 0.3$ $W = 10 \text{ mm}$
 $\Delta T = 50^\circ\text{C}$ 50°C $\alpha = 0.000010 \text{ } 1/^\circ\text{C}$
 $\sigma_0 = 15 \text{ kg/mm}^2$ $R_f/W = 10$ $H/W = 7.92$ $\sigma_p/\sigma_0 = 0$ $\beta = 0.0397$

a/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
K_{Mplate}	27.67	38.93	50.55	65.64	87.70	123.62	191.07	351.51
K_{cyl}	27.10	36.00	42.54	48.01	52.33	54.76	54.14	48.94
K_p	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
$K_{cyl} + K_p$	27.10	36.00	42.54	48.01	52.33	54.76	54.14	48.94

 $R_f/W = 10$ $H/W = 7.92$ $\sigma_p/\sigma_0 = 0.1$ $\beta = 0.0397$

a/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
K_{Mplate}	27.67	38.93	50.55	65.64	87.70	123.62	191.07	351.51
K_{cyl}	27.10	36.00	42.54	48.01	52.33	54.76	54.14	48.94
K_p	3.09	4.79	6.55	8.51	10.74	13.31	16.29	19.74
$K_{cyl} + K_p$	30.19	40.79	49.09	56.52	63.07	68.07	70.43	68.67

 $R_f/W = 10$ $H/W = 7.92$ $\sigma_p/\sigma_0 = 0.15$ $\beta = 0.0397$

a/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
K_{Mplate}	27.67	38.93	50.55	65.64	87.70	123.62	191.07	351.51
K_{cyl}	27.10	36.00	42.54	48.01	52.33	54.76	54.14	48.94
K_p	4.63	7.19	9.82	12.76	16.11	19.97	24.43	29.61
$K_{cyl} + K_p$	31.73	43.19	52.36	60.77	68.44	74.73	78.57	78.54

 $R_f/W = 10$ $H/W = 7.92$ $\sigma_p/\sigma_0 = 0.2$ $\beta = 0.0397$

a/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
K_{Mplate}	27.67	38.93	50.55	65.64	87.70	123.62	191.07	351.51
K_{cyl}	27.10	36.00	42.54	48.01	52.33	54.76	54.14	48.94
K_p	6.18	9.59	13.10	17.01	21.48	26.63	32.58	39.48
$K_{cyl} + K_p$	33.28	45.59	55.64	65.03	73.81	81.39	86.72	88.41

 $R_f/W = 10$ $H/W = 7.92$ $\sigma_p/\sigma_0 = 0.3$ $\beta = 0.0397$

a/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
K_{Mplate}	27.67	38.93	50.55	65.64	87.70	123.62	191.07	351.51
K_{cyl}	27.10	36.00	42.54	48.01	52.33	54.76	54.14	48.94
K_p	9.27	14.38	19.65	25.52	32.23	39.94	48.86	59.21
$K_{cyl} + K_p$	36.36	50.38	62.19	73.53	84.55	94.70	103.01	108.15

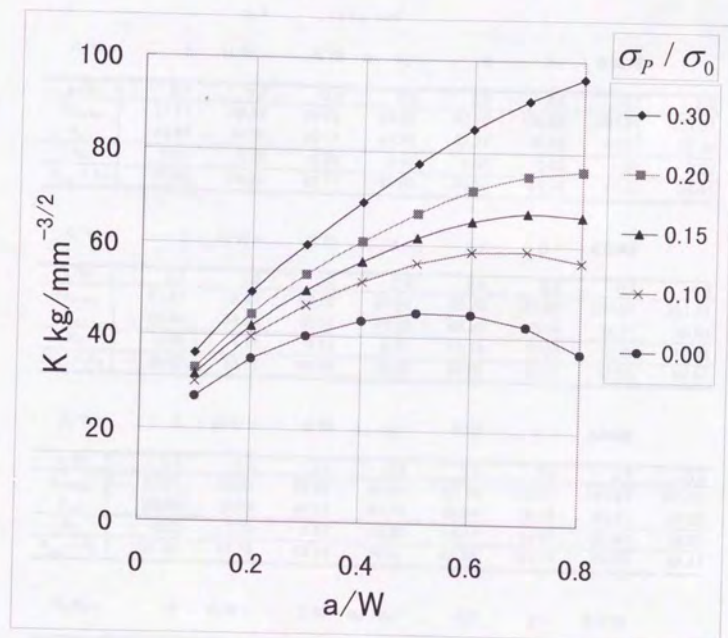


図 6.15 軸力の影響

($R_m/W = 5.5$, $\beta H = \pi$, $W = 10 \text{ mm}$; $\sigma_0 = E\alpha/(1-\nu) = 15 \text{ kg/mm}^2$)

表 6.12 軸力の影響

$$(R_H/W = 5.5, \beta H = \pi, W = 10 \text{ mm}; \sigma_0 = E\alpha/(1-\nu) = 15 \text{ kg/mm}^2)$$

$$E = 21000 \text{ kg/mm}^2, \quad \nu = 0.3, \quad W = 10 \text{ mm}$$

$$\Delta T = 50^\circ\text{C}, \quad 50^\circ\text{C}, \quad \alpha = 0.000010 \text{ } 1/^\circ\text{C}$$

$$\sigma_0 = 15 \text{ kg/mm}^2$$

$$R_i/W = 5 \quad H/W = 5.73 \quad \sigma_P / \sigma_0 = 0 \quad \beta = 0.0548$$

a/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
K_{Mplate}	27.67	38.93	50.55	65.64	87.70	123.62	191.07	351.51
K_{cyl}	26.89	34.99	40.11	43.55	45.34	45.16	42.51	36.83
K_P	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
$K_{cyl} + K_P$	26.89	34.99	40.11	43.55	45.34	45.16	42.51	36.83

$$R_i/W = 5 \quad H/W = 5.73 \quad \sigma_P / \sigma_0 = 0.1 \quad \beta = 0.0548$$

a/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
K_{Mplate}	27.67	38.93	50.55	65.64	87.70	123.62	191.07	351.51
K_{cyl}	26.89	34.99	40.11	43.55	45.34	45.16	42.51	36.83
K_P	3.09	4.79	6.55	8.51	10.74	13.31	16.29	19.74
$K_{cyl} + K_P$	29.97	39.79	46.66	52.06	56.09	58.47	58.80	56.57

$$R_i/W = 5 \quad H/W = 5.73 \quad \sigma_P / \sigma_0 = 0.15 \quad \beta = 0.0548$$

a/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
K_{Mplate}	27.67	38.93	50.55	65.64	87.70	123.62	191.07	351.51
K_{cyl}	26.89	34.99	40.11	43.55	45.34	45.16	42.51	36.83
K_P	4.63	7.19	9.82	12.76	16.11	19.97	24.43	29.61
$K_{cyl} + K_P$	31.52	42.18	49.94	56.31	61.46	65.13	66.94	66.44

$$R_i/W = 5 \quad H/W = 5.73 \quad \sigma_P / \sigma_0 = 0.2 \quad \beta = 0.0548$$

a/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
K_{Mplate}	27.67	38.93	50.55	65.64	87.70	123.62	191.07	351.51
K_{cyl}	26.89	34.99	40.11	43.55	45.34	45.16	42.51	36.83
K_P	6.18	9.59	13.10	17.01	21.48	26.63	32.58	39.48
$K_{cyl} + K_P$	33.06	44.58	53.21	60.56	66.83	71.78	75.09	76.31

$$R_i/W = 5 \quad H/W = 5.73 \quad \sigma_P / \sigma_0 = 0.3 \quad \beta = 0.0548$$

a/W	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
K_{Mplate}	27.67	38.93	50.55	65.64	87.70	123.62	191.07	351.51
K_{cyl}	26.89	34.99	40.11	43.55	45.34	45.16	42.51	36.83
K_P	9.27	14.38	19.65	25.52	32.23	39.94	48.86	59.21
$K_{cyl} + K_P$	36.15	49.37	59.76	69.07	77.57	85.10	91.38	96.05

6.7 結 言

本章において、これまでに導いた円筒環状き裂の熱応力下K値簡便評価式を用い、実際の問題に対する試算を行った。

まず、6.2節にて第5章にて導いた過渡熱変形相当モーメント M_t の上限値 $(-M_t)_{Limit}$ をK値評価に用いることにより、どの程度の過大評価となっているかの目安を得るために、線形温度分布に対する M_t との比較を行い、その後種々の条件下にて過渡温度場解析を行った場合の M_t との比較を行った。その結果、過渡温度場解析の結果得られる過渡熱変形相当モーメントの最大値 $(-M_t)_{Max}$ とこの上限値 $(-M_t)_{Limit}$ の比 $(-M_t)_{Max}/(-M_t)_{Limit}$ が Biot 数により整理できることがわかった。そして、通常の伝熱条件に対し、 $(-M_t)_{Limit}$ により評価を行うことは、少なくとも2倍以上の安全側の評価であることがわかった。

この知見をもとに、6.3節にて Paris 則の仮定の下、熱応力下疲労き裂進展解析を行った。ここでは、各熱サイクル毎の疲労き裂進展量を逐次積算していく詳細解析と、第5章にて導いた過渡K値の上限値 K_{Limit} を用いる簡便評価法による解析結果、過渡K値の最大値 K_{limit} を用いる簡便評価法による解析結果と比較を行い、簡便評価による場合の安全裕度について検討した。その結果、初期き裂長さを知らず安全側、かつ比較的精度のよい評価法は、過渡K値の最大値 K_{limit} を用いる簡便評価法(K_{limit} に対する疲労き裂進展速度を Paris 則により求め、これが設計疲労寿命 N_f 回繰り返されるとして疲労き裂進展量を評価)であることが確認できた。

次に、6.4節にて前節同様 Paris 則の仮定の下、疲労き裂進展速度の観点から実際的な問題に対し、疲労き裂の停留問題について試算を行った。すなわち、第5章にて検討した熱応力下K値基本特性によれば、K値はき裂が長くなるにつれ極大値を示し、その結果き裂は停留傾向を示すことになるが、ここでは実際的な問題に対し疲労き裂が下限応力拡大係数の観点からは停留すると判断できないが、疲労き裂進展量の観点から実用上停留していると判断できる場合があることを示した。

その結果一つの考え方として得られた、「実用上の疲労き裂停留」なる概念に基づき、6.5節にて規格配管についての試算を行った。その結果、公称径 100 mm 程度の規格配管であれば、配管—流体温度差 $2\Delta T = 300^{\circ}\text{C}$ (熱伝達率 $h = 400 \text{ kcal/m}^2\text{h}^{\circ}\text{C}$) の熱サイクルが $N_f = 10\,000$ 回繰り返されたとしても、高々肉厚の 1% しかき裂が進展しないと言う結果が得られた。これは、初期き裂長さによらない、安全側の評価である。

その後、6.6節にて熱応力以外に軸力を受ける問題のK値基本特性について検討を行った。これにより、内圧のようないわゆる一次応力が無視できない問題において、どの範囲までき裂が停留傾向を示すかについての目安を得た。その結果、円筒の内外面温度差 $2\Delta T = 100^{\circ}\text{C}$ の線形な温度分布 (平均温度からの偏差成分) により内外面の応力差 $2\sigma_0$ が生じる場合に、軸力による応力 σ_p として、 $\sigma_p/\sigma_0 \leq 0.15$ が停留傾向を示すための目安として得られた。

参考文献

- [137] *Aerospace Structural Metals Handbook*
- [138] 日本材料学会編、金属材料疲労き裂進展抵抗データ集、Vol. 2、(1983)、日本材料学会、p. 485.
- [139] Hertzberg, R. W., *Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials*, 4 th ed. (1996), John Wiley and Sons, New York, p. 622.
- [140] Dowling, N. E., *Mechanical Behavior of Materials*, (1993), Prentice-Hall, New Jersey, p. 472.
- [141] Hadrboletz, A., Weiss, B. and Stickler, R., *Fatigue Threshold of Metallic Materials - Review*, in *Handbook of Fatigue Crack Propagation in Metallic Structures*, ed. Carpinteri, A., Vol. 1 (1994), Elsevier, Amsterdam, p. 874-875.
- [142] 横堀武夫、相沢民玉、疲労破壊靱性 (Fatigue Fracture Toughness) について、材料強度学会誌、Vol. 5 (1970)、pp. 54-55.
- [143] A. Zahoor, Closed Form Expressions for Fracture Mechanics Analysis of Cracked Pipes, *Trans. ASME, J. Press. Vessel Technol.*, Vol. 107 (1985), pp. 203-205.

THE HISTORY OF THE
CITY OF BOSTON
FROM THE FIRST SETTLEMENT
TO THE PRESENT TIME
BY
JOSEPH NEALE
OF THE BOSTON BAR
IN TWO VOLUMES
VOL. I.
BOSTON: PUBLISHED BY
J. NEALE, AT THE
PRINTING OFFICE OF
J. NEALE, NO. 10, NASSAU ST.
1846.

7 結 論

本研究においては、先に述べた機器の長寿命化への要望や保守管理費用の高騰という今後我が国が直面するであろう問題に対する合理的な対応、対策がますます必要になりつつあるという背景の下、「熱応力下き裂が停留傾向を示す」という経験的事実を理論的に解明し、これをより合理的な設計・保守管理に結びつけるための基本的知見を得ることを目的とした。

ところで、これまでにこの経験的事実が解明されていない原因を考えると、この現象をそれによってほぼ記述、整理できるとされているパラメータである応力拡大係数（ K 値：stress intensity factor）の熱応力下基本特性の全貌が得られていないことがまずネックとなっていると思われた。 K 値そのものはどのようなものであれ、今や有限要素法をはじめとする数値解析により求めることが可能であるが、その必要にして十分な基本特性の全貌を知るためにはこのアプローチに要する労力はあまりにも大きく、現実的ではないことがその理由であったと思われた。

そこで具体的には、本論文ではまず破壊力学の基本部材である片側き裂板、および圧力容器のき裂を扱うにあたっての基本となる円筒環状き裂の熱応力下 K 値基本特性の全貌を簡便にしかも実用上十分な精度でもって見ることができる K 値評価法の開発を目指した。

続いて、開発した K 値評価式を用いて熱応力下 K 値基本特性を検討・把握し、それを円筒環状き裂の熱応力下疲労き裂進展挙動評価に適用することにより、目的である「熱応力下き裂が停留傾向を示す」現象の説明ができ、それが熱応

力下における応力拡大係数の特性に大きく依存していることを明らかにした。
また併せてこの疲労き裂挙動への適用を通じ、当該き裂の発生、存在を考慮した上でのより合理的な設計・保守管理への知見を得た。

これらを達成することにより、本研究の範囲では片側き裂板、円筒環状き裂に対してであるが、所用のK値を極めて容易に評価することが可能となり、従って疲労き裂進展評価などの健全性評価を直ちに行うことが可能となった。そしてこの結果、例えばき裂が停留傾向を示すためのガイドラインを引くといったようなことも容易にできるようになり、機器の合理的な保守管理基準の作成に貢献することが期待される。

以下、各章にて得られた結論を述べると次のようになる。

第1章 「序論」は、本研究の背景、目的・意義、およびその構成について述べたものである。

第2章 「本研究に関連する基礎理論」では、線形破壊力学、連続体力学の基礎理論のうち、本研究を展開する上で必要となる事項をまとめた。また、本研究の出発点に関連し、さらに前半で得られたパラメータに関する研究結果の応用分野である疲労き裂進展問題に関する基礎的事項をまとめた。

第3章 「片側き裂板の熱応力下応力拡大係数評価法の開発」にて、

1. 材料力学の基本部材であること、および配管中のき裂に対する LBB 評価で行われる板モデルへの置き換え（注：LBB 評価では配管内面に生じた周方向未貫通き裂を平板中の半楕円表面き裂に置き換える場合がある）を念頭に置き、片側き裂板の熱応力下K値簡便評価式を導いた。具体的には、端部を長

手方向に拘束された片側き裂板に幅方向に温度が一次的に分布する場合における平均温度からの偏差によるK値を対象とした。

2. このとき、重ね合わせの考え方と Duhamel のアナログを用いることにより、自由膨張時に生じる変位を打ち消す変位を端部に加える変位境界問題の解として求まることをまず明確にした。すなわち、自由膨張時の熱応力は線形温度分布の場合を除き零とならないが、き裂先端の応力の特異性に着目すると、自由膨張時のK値が常に零となる点に着目した。
3. この解を求める一つの方法として重み関数法が考えられるが、その際必要となる当該問題に対する重み関数をコンプライアンスの概念を導入することにより、用い易く応用性のある連続関数として導くスマートな手法を開発し、これを用いて所用のK値を簡便に求めることが出来る評価式を与えた。この手法を適用するための条件は、St. Venant の原理が成り立つこと（梁の取り扱いができること）、および微小変形であること、の2点だけである。
4. さらに一様変位・線形変位境界問題のK値を導いた重み関数により求め、その過去の文献の値と比較、また熱応力問題に適用したときの有限要素解析による値との比較を通じて、求めたK値評価式が広い範囲に渡って実用上十分な精度を持って解を与えるものになっていることを確認した。ガイドラインとしてアスペクト比 $H/W > 1.5$ ・無次元き裂長さ $a/W > 0.2$ に対し誤差2%以下が期待できることを示した。また、梁の取り扱いができない場合に対しても、実用上十分な精度が得られることを示した。
5. この過程で、所用のK値はアスペクト比 H/W (H : 板の長さ、 W : 板幅) の

影響を強く受け、これは、軸力や曲げを受ける場合の片側き裂板とは異なり、熱応力下K値の基本特性であることを明らかにした。

第4章 「円筒環状き裂の熱応力下応力拡大係数簡便評価式の導出」では、

1. 圧力容器のき裂を扱うにあたっての基本となる端部を回転拘束された円筒環状き裂の一樣・線形熱応力下のK値を有限要素解析・変位法により求め、導くK値評価式の仕様を絞り込んだ。その結果、円筒環状き裂の一樣熱応力下のK値がき裂が長くなるにつれ極大値を示さないのに対し、線形熱応力下のK値は薄肉円筒であっても円筒断面のアスペクト比 H/W によっては極大値を示す場合があることがわかった。また、厚肉になると極大値を示しやすいこともわかった。実用上の多くの問題で円筒は軸方向に変形拘束されていないことより、平均温度からの偏差成分について検討すれば十分であり、所用のK値評価式を導く際にも、半径方向に温度が一次的に分布する場合における平均温度からの偏差によるK値を対象とした。また、導くK値評価式は「薄肉円筒を対象」とし、「円筒長さの影響が評価できるもの」とすることにした。
2. このとき、重ね合わせの考え方と Duhamel のアナログを用いることにより、円筒端部・き裂面上に軸対称曲げを生じさせる表面力を加える問題の解として求めることをまず明確にした。片側き裂板と異なり、自由膨張時のK値が零とならない点に注意が必要である。
3. 続いて、基本となる薄肉円筒の軸対称曲げ問題を弾性支持梁問題として取り扱い、さらにコンプライアンスの概念を導入することにより、簡便、かつ円

筒構造パラメータの影響が評価可能である円筒環状き裂の軸対称曲げ下K値評価式を導いた。これを用いて円筒環状き裂の熱応力下K値を簡便に与えることが出来る評価式を与えた。この簡便評価式の精度確認は、有限要素解析により求めたK値と比較することにより行った。

4. 得られたK値評価式によれば、肉厚方向の温度分布から定まる熱変形相当モーメント M_t のみ求めれば所用のK値が得られ、過渡的な温度変化を受ける問題においても温度場解析のみによって刻々のK値変化を求めることが可能になった。
5. また、得られた評価式は薄肉円筒理論に基づくものであるが、薄肉円筒という制約を超えらると思われる範囲の円筒半径/肉厚比 R_m/W 、アスペクト比 H/W (例えば、 $R_m/W = 5.5$ 、 $H/W = 2$) に対しても実用上十分な精度で一致しており、その適用範囲は広いことを示した。
6. このK値評価式は円筒の長さの影響、環状き裂の円筒長さ方向における位置の影響を評価することが出来る。この評価式によると、所用のK値はき裂が円筒の軸方向中央位置に存在するときに最大値をとることがわかった。そこで、第5章のK値基本特性の検討は、き裂が円筒の長さ方向の中央位置にある場合について検討することにした。

第5章 「熱応力下応力拡大係数の基本特性」にて、先に導いた片側き裂梁、円筒環状き裂の熱応力下K値簡便評価式を用い、その熱応力下K値基本特性について検討した。まず、熱応力下K値は両者ともに構造に依存する項 ϕ と温度分布から定まる熱変形相当モーメント M_t に負号を付したものの積とし

て得られる点に着目し、構造・温度分布が K 値に及ぼす影響を各々独立して検討することにした。ところで、温度分布の影響については、 $M_t =$ 一定とみなしうる場合が多く、この場合には ϕ が示す特性は熱応力下 K 値の特性に他ならないことより、 ϕ が示す特性について検討することにした。

その結果、片側き裂梁については、

1. 関数 ϕ が無次元構造パラメータ H/W 、 a/W 、および次元を有する梁幅 W の関数として記述でき、そして W の(-1.5)乗がスケールファクタである。
2. 関数 ϕ はき裂が長くなるにつれ基本的に極大値を示す。
3. ϕ が極大値を示すこの特性は、片側き裂梁のアスペクト比 H/W の影響を強く受け、 $H/W \leq 10$ が極大値を示す一つの目安になる。無限長の片側き裂梁の ϕ はき裂が長くなるにつれ単調に増加するようになり、その値は大きさ $(-M_t)$ の純曲げを受ける片側き裂梁の構造特性に収束していく。
4. そして、無限長の片側き裂梁の ϕ がき裂が長くなるにつれ単調増加するようになる原因は、端部拘束によるき裂部へのモーメント再配分が無視できるようになる結果であると考えられる。

ことを述べた。

次に、円筒環状き裂については、

1. 関数 ϕ が無次元構造パラメータ βH 、 βW 、 a/W 、および次元を有する肉厚 W の関数として記述でき、そして W の(-1.5)乗がスケールファクタである。そして、 βW を規定することは R_m/W のルートを規定することに他ならない。
2. 円筒構造パラメータのうち、 R_m/W 、 a/W を与えて円筒長さを変化させるとき、

Φ は $\beta H = \pi$ を満足する円筒長さに対して最大値を示す。この Φ の値は無限円筒に対する値より大きい。

3. 円筒構造パラメータのうち、 βH 、 R_m/W を与えて a/W を変化させるとき、 Φ は実的な R_m/W ($= 5 \sim 20$) の範囲内でき裂が長くなるにつれ極大値を示す。また、薄肉になるにつれこの極大値、そして極大値を示す a/W の値は大きくなる。
4. 円筒構造パラメータのうち、 βH ($= \pi$)、 a/W (≤ 0.6) を与えて R_m/W を変化させるとき、目安として Φ は実的な R_m/W ($= 5 \sim 20$) の範囲内で $R_m/W = 10.5$ の場合の Φ に対し $\pm 25\%$ 程度の範囲で変化する。
5. Φ がき裂が長くなるにつれ極大値を示す理由は、き裂が長くなるにつれモーメント再配分が生じるためにき裂先端の応力が低下するためであると理解できる。

ことを述べた。

以上、片側き裂梁と円筒環状き裂の構造 Φ が示す特性を検討した結果、 Φ はき裂が長くなるにつれ極大値を基本的に示すことを述べた。これは、 M_t = 一定の条件のもとでは熱応力下K値が示す特性に他ならず、熱応力下K値は片側き裂梁、円筒環状き裂ともにき裂が長くなるにつれ極大値を示すことになる。

そして、この特性を示す場合の構造を次のように得た。

片側き裂梁 : 適切なアスペクト比 H/W (~ 10)

円筒環状き裂 : 適切な円筒半径肉厚比 R_m/W (~ 20)

また、このK値がき裂が長くなるにつれ極大値を示す理由は、き裂が長くなる

につれき裂先端におけるモーメント再配分が進み、その結果き裂先端の応力が低下するためであることを述べた。

その後、検討の結果得られた円筒環状き裂の熱応力下K値基本特性を用い、対象とする構造においてこれより大きな値とはなり得ないと言う意味でのK値の上限値を導いた。この上限値 K_{Limit} はき裂長さを知らず、かつ過渡温度場解析を行うことなく評価可能である。

第6章 「熱応力下疲労き裂進展評価等への適用の試み」では、

まず導いたK値評価式を用い、Paris 則、および定常熱応力は零であると仮定し、数例につき熱応力下疲労き裂進展解析を行った。この際、詳細の疲労き裂進展解析以外に、いくつかの簡便評価も試みた。

また、熱応力以外に軸力を同時に受ける円筒環状き裂のK値の基本特性についても試算を行い、この場合にき裂が長くなるにつれ極大値を示すための軸力の大きさに関する目安を得た。

以上により、当該き裂の発生、存在を考慮した上でのより合理的な設計、保守管理への知見を得た。

1. 第4章にて導いた円筒環状き裂熱応力下K値評価式、および第5章の成果である熱応力下K値の上限値を、熱応力下疲労き裂進展評価等へ適用することを試みた。これを通じて本研究の目的である「熱応力下き裂が停留傾向を示す」現象の説明ができ、それが熱応力下におけるK値の特性に大きく依存していることを明らかにした。
2. まず、第5章にて導いた過渡熱変形相当モーメント M_I の上限値 ($-M_I$) $_{Limit}$ を

K値評価に用いることにより、どの程度の過大評価となっているかの目安を得るために、線形温度分布に対する M_I との比較を行い、その後種々の条件下にて過渡温度場解析を行った場合の M_I との比較を行った。その結果、過渡温度場解析の結果得られる過渡熱変形相当モーメントの最大値 $(-M_I)_{Max}$ とこの上限値 $(-M_I)_{Limit}$ の比 $(-M_I)_{Max}/(-M_I)_{Limit}$ が Biot 数により整理できることがわかった。そして、通常の伝熱条件に対し、 $(-M_I)_{Limit}$ により評価を行うことは、少なくとも2倍以上の安全側の評価であることがわかった。

3. この知見をもとに、Paris 則の仮定の下、熱応力下疲労き裂進展解析を行った。ここでは、各熱サイクル毎の疲労き裂進展量を逐次積算していく詳細解析と、第5章にて導いた過渡K値の上限値 K_{Limit} を用いる簡便評価法による解析結果、過渡K値の最大値 K_{limit} を用いる簡便評価法による解析結果と比較を行い、簡便評価による場合の安全裕度について検討した。その結果、初期き裂長さを知らず安全側、かつ比較的精度のよい評価法は、過渡K値の最大値 K_{limit} を用いる簡便評価法 (K_{limit} に対する疲労き裂進展速度を Paris 則により求め、これが設計疲労寿命 N_f 回繰り返されるとして疲労き裂進展量を評価) であることが確認できた。
4. 次に Paris 則の仮定の下、疲労き裂進展速度の観点から実際的な問題に対し、疲労き裂の停留問題について試算を行った。すなわち、第5章にて検討した熱応力下K値基本特性によれば、K値はき裂が長くなるにつれ極大値を示し、その結果き裂は停留傾向を示すことになるが、ここでは実際的な問題に対し疲労き裂が下限界応力拡大係数の観点からは停留すると判断できないが、疲

労き裂進展量の観点から実用上停留していると判断できる場合があることを示した。

5. その結果一つの考え方として得られた、「実用上の疲労き裂停留」なる概念に基づき、規格配管についての試算を行った。その結果、公称径 100 mm 程度の規格配管であれば、配管一流体温度差 $2\Delta T = 300^{\circ}\text{C}$ (熱伝達率 $h = 400 \text{ kcal/m}^2\text{h}^{\circ}\text{C}$) の熱サイクルが $N_f = 10\,000$ 回繰り返されたとしても、高々肉厚の 1% しかき裂が進展しないという結果が得られた。これは、初期き裂長さによらない、安全側の評価である。
6. その後、熱応力以外に軸力を受ける問題の K 値基本特性について検討を行った。これにより、内圧のようないわゆる一次応力が無視できない問題において、どの範囲までき裂が停留傾向を示すかについての目安を得た。その結果、円筒の内外面温度差 $2\Delta T = 100^{\circ}\text{C}$ の線形な温度分布 (平均温度からの偏差成分) により内外面の応力差 $2\sigma_0$ が生じる場合に、軸力による応力 σ_p として、 $\sigma_p/\sigma_0 \leq 0.15$ が停留傾向を示すための目安として得られた。

THE JOURNAL OF THE ROYAL ANTHROPOLOGICAL INSTITUTE

THE JOURNAL OF THE
ROYAL ANTHROPOLOGICAL INSTITUTE
OF GREAT BRITAIN AND IRELAND
PUBLISHED BY THE INSTITUTE
41, BEDFORD SQUARE, LONDON, W.C.1
1900-1901

発表論文・業績リスト

1. 講演論文

1. 飯井俊行・酒井信介、厚肉円筒の熱応力下の疲労き裂停留（第1報、熱応力の性質）、第45回応用力学連合講演会予稿集（1995）、pp. 357-358.
2. 飯井俊行・酒井信介、厚肉円筒の熱応力下の疲労き裂進展健全性評価（第2報、熱応力分布形状の影響）、機講論、No. 96-1, Vol. II (1996), pp.113-114.
3. 飯井俊行・酒井信介、厚肉円筒の熱応力下の疲労き裂進展健全性評価（第3報、厚肉円筒の片側き裂板による近似）、機講論、No. 96-1, Vol. II (1996), pp.115-116.
4. 飯井俊行・渡邊勝彦・酒井信介、厚肉円筒の熱応力下の疲労き裂進展健全性評価（第4報、円筒の任意熱応力下の疲労き裂進展特性）、機講論、No. 96-10, Vol. A (1996), pp. 373-374.
5. 飯井俊行・渡邊勝彦・酒井信介、厚肉円筒の熱応力下の疲労き裂進展健全性評価（第5報、円筒の熱応力下の停留疲労き裂長さ）、機講論、No. 96-10, Vol. A (1996), pp. 375-376.

2. 研究論文

1. Meshii, T. and Sakai, S., New Method to Derive Weight Function under Displacement Boundary Conditions, *Trans. ASME, J. Appl. Mech.*, 投稿.
2. 飯井俊行・酒井信介、厚肉円筒の熱応力下の疲労き裂停留（第1報、片側き裂板による予備検討）、機論(A)、Vol. 63、No. 606 (1997-2)、pp. 275-280.
3. Meshii, T. and Sakai, S., Fatigue Crack Arrest Problem of Cylinders under Thermal Stress (1st Report, Preliminary Study by Single Edge Cracked Strip), *Int. J. Solids Struct.*, 投稿.
4. 飯井俊行・酒井信介、厚肉円筒の熱応力下の疲労き裂停留（第2報、円筒と片側き裂板）、機論(A)、Vol. 63、No. 606 (1997-2)、pp. 281-285..
5. Meshii, T. and Sakai, S., Stress Intensity Factors of Single Edge Cracked Strip under Arbitrary Thermal Stress, *Eng. Fract. Mech.* 投稿.
6. 飯井俊行・渡邊勝彦、円筒環状き裂の熱応力下の応力拡大係数、機論(A)、投稿.

謝 辞

本研究は主として東京大学生産技術研究所渡邊勝彦教授、一部同大学工学系研究科酒井信介助教授のご指導のもとに行われたものである。

本研究を行うにあたって著者を絶えず激励、ご指導下さった両先生に深甚なる謝意を表します。特に渡邊勝彦教授には理論的考え方、その表現など、これまでに実際的問題の解決を中心として活動してきた著者を一段階高い立場からのアプローチができるように訓練して下さいました。先生から今春いただいたコメントに対する答を得るのに結局3ヶ月以上要したわけですが、これが一つのブレークスルーとなったように思います。

また、有益な御討論、御助言をいただいた東京大学朝田泰英教授、中桐滋教授、中村俊哉助教授に感謝の意を表します。

