

修 士 論 文

信頼性手法を用いた構造健全性評価に
おける部分安全係数評価手法の合理化

平成 23 年 2 月 10 日提出

指導教員 酒井 信介 教授

機械工学専攻 096206 小吹 洋平

目次

第1章 序論	4
1.1 研究の背景	4
1.1.1 供用適正評価	4
1.1.2 定量的な安全裕度評価	5
1.1.3 API規格の手法	5
1.2 研究の目的	6
1.3 本論文の構成	7
第2章 確率論的信頼性手法に基づく定量的安全裕度評価手法	8
2.1 構造物の破壊確率評価手法	8
2.1.1 限界状態関数	8
2.1.2 AFOSM法による信頼性指標の算出	9
2.1.3 設計点の探索方法	11
2.1.4 正規裾野近似	12
2.2 構造信頼性解析プログラム	14
2.3 部分安全係数法	16
2.3.1 部分安全係数法の概要	16
2.3.2 限界状態関数が線形の場合	17
2.3.3 限界状態関数が非線形の場合	19
第3章 破壊評価線図を用いたき裂評価手法	20
3.1 限界状態関数の設定	20
3.2 確率モデルと計算方法	22
3.3 部分安全係数による信頼性評価	24
第4章 具体的き裂モデルを用いた評価	25
4.1 平板半楕円表面き裂	25
4.2 平板中央貫通き裂	34
4.3 円筒軸方向内表面き裂	40
4.4 円筒軸方向貫通き裂	46
4.5 円筒周方向貫通き裂	52
第5章 まとめと考察	58
5.1 平板半楕円表面き裂	58
5.2 平板中央貫通き裂	59
5.3 円筒軸方向内表面き裂	59
5.4 円筒貫通き裂	60
第6章 部分安全係数の評価	61

第 7 章 結論	73
謝辭	74
参考文献	75

第1章 序論

1.1 研究の背景

1.1.1 供用適正評価

今日、わが国では、原子力・火力プラントや化学石油プラントにおいて、稼働してから数十年が過ぎた高経年化した設備が増えてきている。さらに、今後原子力発電などが主流となれば、一層高経年化が進むと考えられる。このような高経年化した設備には何らかの欠陥を有する場合があります、定期検査による欠陥の検出、および検出された欠陥に対する評価が、設備を管理する上で重要になってくる。

圧力容器や配管等の構造物内部にき裂などの欠陥が内在していると、構造全体の強度が著しく低下してしまう。そのため、供用期間中に定期検査などでき裂が検出されると、直ちに補修・交換を行うことが要求されてきた。このような、供用中も設計時の強度が要求される設計規格を用いると、直接破壊に結び付かないような欠陥に対しても補修・交換が行われることになり、無駄な補修・交換が増加してしまう。そして、プラントの長期停止によって稼働率が低下し、また、補修・交換に伴う人件費などの問題も懸念される。そこで、近年では経済性を考慮し、直ちに破壊に結び付かない小さな欠陥については許容してもよいという、維持規格が導入されてきている。

維持規格の一つとして供用適正評価規格（FFS : Fitness For Service）[1,2,3,4]が挙げられる。供用適正評価規格は、検出されたき裂などの欠陥に対して構造健全性評価を行い、その結果により、設備の継続使用が可能か、または補修・交換が必要かを判断する基準である。

供用適正評価では、欠陥による強度低下の著しい設備の補修・交換を的確に行い、かつプラントの長期停止を必要とする無駄な補修・交換を削減することが要求される。この安全性と経済性を両立させるために、破壊に対する構造物の安全裕度を定量的に評価すること、そして評価結果に基づき合理的な欠陥許容可能・不可能の判断を行うことが必要となる。

1.1.2 定量的な安全裕度評価

従来、構造物の設計には、強度側に唯一の安全係数をかけることで安全を確保する許容応力設計法 (ASDM: Allowable Stress Design Method) が用いられてきた。許容応力設計法は、唯一の安全係数を用いているため容易な設計が可能である一方、構造系や、荷重や材料強度のばらつきに関係なく、経験的・決定論的に安全係数が定められているため、破壊からの安全裕度が明確にされていない。それに対し、荷重や材料強度のばらつきを考慮して、構造物の破壊確率を間接的に評価できる確率論的信頼性手法[5]が用いられるようになってきている。確率論的信頼性手法とは、破壊に関わるパラメータを確率変数として扱い、そのパラメータの確率分布形状や変動係数 (COV: Coefficient Of Variation) を考慮して破壊の判定をする手法である。そのため、安全裕度を合理的に評価することができる。本研究でもこの確率論的信頼性手法を用いて安全裕度を定量的に評価する。

なお、安全裕度を定量的に表す指標としては、信頼性指標 β および破壊確率 P_f を用いる。欠陥許容判定は、設備の重要度、破壊時の経済的損失や周囲環境への影響などを考慮して定められる[6,7,8,9]、目標信頼性 β_0 および許容破壊確率 P_{fa} を用いて次式で表現される。

$$\beta \geq \beta_0 \quad \text{or} \quad P_f \leq P_{fa} \quad (1.1)$$

許容応力設計法と同様に安全係数を用いる手法として部分安全係数法がある。部分安全係数法は、目標信頼性 β_0 を満たすように予め算出された部分安全係数 (PSF: Partial Safety Factor) を用いて、一つまたは複数の安全照査式によって設計および構造健全性評価を行う手法である。安全照査式を満たせば、目標信頼性 β_0 を満たすことになり、定量的な評価が可能となる。また部分安全係数は、損傷モードやばらつきに応じて合理的に決定されるため、決定論的安全率のような不合理性はなくなっている。API-579/ASME FFS-1[3]をはじめ供用適正評価規格にもこの部分安全係数法が導入されている[10,11]。

1.1.3 API 規格の手法

供用適正評価規格の1つであるAPI規格では、き裂部材の評価法として破壊評価線図 (FAD: Failure Assessment Diagram) を使用した方法を用いており、その有効性が示されている[12]。APIでは、一般性を保つため具体的き裂形状は考慮せず、形状因子を適当な値に近似している。しかし、実際にはき裂形状は様々であ

り，それに応じて形状因子は複雑に変化する．さらに，その近似手法が実際のき裂形状に対して安全側の評価となっているかは明示されていない．そのため，実際に具体的形状因子を与えて，近似がどの程度正確なものかを評価する必要がある．

1.2 研究の目的

本研究では，信頼性手法を用いた安全裕度の定量化手法において，具体的なき裂形状を用いて評価を行い，近似手法の適用範囲を明確化し，近似手法の合理性を示すことを目的とする．

1.3 本論文の構成

第1章 序論

本論文の背景および目的を述べる。

第2章 確率論的信頼性手法に基づく定量的安全裕度評価手法

確率論的信頼性手法によって安全裕度を定量的に評価する手法について説明する。

第3章 破壊評価線図を用いたき裂評価手法

破壊評価線図により限界状態関数を定めき裂評価を行う手法を説明する。

第4章 具体的き裂モデルを用いた評価

5つの具体的き裂形状に対して、3章で説明した手法を用いて計算を行った結果を示す。

第5章 まとめと考察

4章で扱った5つのき裂形状に対して、それぞれ近似の適用範囲を明確化する。

第6章 部分安全係数の評価

具体的き裂形状を用いたき裂評価結果を用いて部分安全係数を計算し、APIの部分安全係数表と比較する。

第7章 結論

本論文の成果を述べる。

第2章 確率論的信頼性手法に基づく定量的安全裕度評価手法

2.1 構造物の破壊確率評価手法

2.1.1 限界状態関数

構造物の破壊からの安全裕度を定量的に評価するために、構造物の破壊モードを数式として記述する必要がある。構造物の破壊モードには、座屈破壊、せん断破壊、曲げ破壊など多数の破壊モードが存在する。破壊モード i に関する不確定要因を $X_1 \sim X_n$ とすると、その破壊モードの生起は次式で表わされる限界状態関数 g を用いることによって定義される。

$$g_i(X_1, X_2, \dots, X_n) > 0 : \text{破壊モード } i \text{ は生起しない.}$$

すなわち、破壊モード i に対して
構造物は安全である。

(2.1)

$$g_i(X_1, X_2, \dots, X_n) \leq 0 : \text{破壊モード } i \text{ が生起する.}$$

すなわち、破壊モード i に対して
構造物は破壊。

すなわち、限界状態関数が正の値ならば、破壊モード i は発生することはなく、少なくともこのモードに関しては構造物が安全であり、限界状態関数が 0 または負の値であれば、破壊モード i が発生し、構造物は破壊することになる。

簡単な例として、強度に相当する項 X_1 と荷重に相当する項 X_2 を考えた場合、限界状態関数 g は次式で表現される。

$$g = X_1 - X_2 \tag{2.2}$$

X_1 と X_2 を確率変数とし、これらの結合確率密度関数を $f(X_1, X_2)$ とすると、破壊確率 P_f は破壊領域 ($g \leq 0$) における $f(X_1, X_2)$ の積分として次式で表わされる。

$$P_f = \iint_{g(X_1, X_2) \leq 0} f(X_1, X_2) dX_1 dX_2 \quad (2.3)$$

しかし、実際の構造物の信頼性解析を考えたときに、上記のような結合確率密度関数を定義できることはほとんどない。また、個々の確率変数についても、その確率密度関数は確率統計解析の結果として適合度の高い確率密度関数のモデルによって近似されるものであり、個々の確率変数が同一の確率密度関数を持つとは限らない。そのため、(2.3)式から直接 P_f を算出するのは極めて難しく、実際にはモンテカルロ法や近似解法が用いられる。次にその近似手法の1つである一次近似信頼性手法について述べる。

2.1.2 AFOSM 法による信頼性指標の算出

正規分布に従う確率変数 x_i の平均値を μ_i 、標準偏差を σ_i とすると、次式によって、確率変数 x_i を標準正規分布に従う確率変数 u_i へと変換することができる。

$$u_i = \frac{x_i - \mu_i}{\sigma_i} \quad (2.4)$$

この変換によって、正規分布の確率変数 $\mathbf{x}=(x_1, x_2, \dots, x_n)$ は、標準正規空間上のベクトル $\mathbf{u}=(u_1, u_2, \dots, u_n)$ へと変換される。標準正規空間上で、限界状態関数 $g(x_1, x_2, \dots, x_n) = 0$ は、 n 次曲面（限界状態曲面、Limit state surface）となり、この限界状態曲面より原点から遠い側が $g \leq 0$ となり、破壊領域となる。限界状態曲面上で原点に最も近い点が最も破壊が起りやすい点であり、この点 \mathbf{u}^* を設計点（Design Point）と呼ぶ。この設計点の原点からの距離 β によって、構造物の信頼性を定量化することができる。この β を信頼性指標（Reliability Index）と呼び、次式で表わされる。

$$\beta = \sqrt{(\mathbf{u}^*)^T (\mathbf{u}^*)} \quad (2.5)$$

確率変数が x_1 と x_2 だけの簡単な場合のモデルを Fig.2-1 に示した。図中には標準正規空間上の限界状態曲面、設計点 \mathbf{u}^* 、および信頼性指標 β を示している。このように、信頼性指標 β を標準空間における原点と設計点との距離によって定義して、信頼性を定量化する方法は AFOSM (Advanced First Order Reliability Method) と呼ばれている。

前述の通り厳密な破壊確率 P_f を算出することは困難であるが、設計点において限界状態曲面を単純な局面で近似することにより、破壊確率 P_f を近似的に求める

ことができる。限界状態曲面を一次曲面で近似する方法が、一次近似信頼性手法 (FORM : First Order Reliability Method) であり、破壊確率 P_f は次式で近似できる [5].

$$P_f \approx \Phi(-\beta) \quad (2.6)$$

ここで、 Φ は標準正規確率分布関数である。

限界状態曲面を二次曲面で近似する方法が、二次近似信頼性手法 (SORM : Second Order Reliability Method) であり、破壊確率 P_f は次式で近似できる。

$$P_f \approx \Phi(-\beta) \prod_{i=1}^{n-1} (1 - \beta \kappa_i)^{-\frac{1}{2}} \quad (2.7)$$

ここで、 κ_i は設計点における限界状態曲面の主曲率である。限界状態関数の非線形性が強く、確率変数が非線形の場合には、FORM による破壊確率の近似誤差が大きくなってしまいうため SORM が有効となる。しかし、SORM では限界状態関数の二次の微係数を計算する必要がある。本研究では、高精度の破壊確率を求めることが目的ではないため、計算が簡略でより汎用的な手法である FORM を用いる。

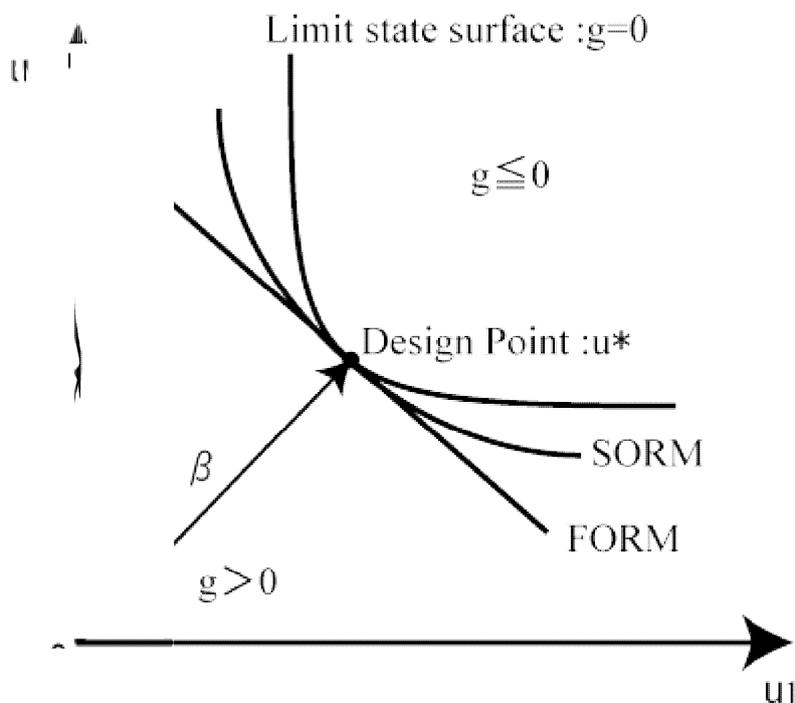


Fig.2-1 信頼性指標 β と設計点 u^*

2.1.3 設計点の探索方法

信頼性指標 β の算出および後に述べる部分安全係数の算出には設計点 \mathbf{u}^* の算出が不可欠である。設計点の探索は以下の制約条件付き非線形最適化問題に帰着される。

$$\begin{aligned} \text{Minimize} \quad & \beta = |\mathbf{u}| = \sqrt{\mathbf{u}^T \mathbf{u}} \\ \text{Subject to} \quad & g(\mathbf{u}) \leq 0 \end{aligned} \quad (2.8)$$

この非線形最適化問題を解くためには、種々の制約条件付き非線形最適化アルゴリズムが適用可能である。本研究では、計算コストに優れる HL-RF (Hasofer-Lind, Rackwitz-Fiessler) 法を設計点の探索に用いる[13,14]。ただし、HL-RF 法は収束しない場合や、局所的な最小値を求めてしまう可能性があることが知られているため[5]、よりロバスト性の高い逐次二次計画法を HL-RF 法で算出された設計点の検証に用いる。

HL-RF 法は、AFOSM 法における非線形最適化問題を解くために最も広く用いられている、Newton-Raphson タイプの再帰アルゴリズムである。他の非線形最適化アルゴリズムと比較して各ステップで必要な記憶領域と計算量が少ないことが特徴であり、本研究でもこの利点から HL-RF 法を用いている。

HL-RF 法では、次のイタレーションの設計点を限界状態関数 g の勾配を用いて次式で更新する。なお k はイタレーション回数である。

$$\mathbf{u}^{*k+1} = \frac{1}{|\nabla g(\mathbf{u}^{*k})|^2} \left[\nabla g(\mathbf{u}^{*k})^t \mathbf{u}^{*k} - g(\mathbf{u}^{*k}) \right] \nabla g(\mathbf{u}^{*k}) \quad (2.9)$$

Fig.2-2 は、HL-RF 法の探索方法を二次元的に示したものである。各イタレーションにおいて、限界状態曲面 $f=g(\mathbf{u})$ は、設計点 \mathbf{u}^{*k} における接平面で近似される。その接平面と $f=0$ との交線上で原点に最も近い点が更新された \mathbf{u}^{*k+1} となる。限界状態関数が線形関数の場合は、接平面が一つに定まるため一回の更新で設計点が求まるが、非線形関数の場合は各イタレーションで接平面が異なるため、繰り返し計算が必要となる。繰り返し計算は、設計点および限界状態関数に関する以下の条件を満たすまで行われる。

$$\begin{aligned} |\mathbf{u}^{*k+1} - \mathbf{u}^{*k}| &\leq \delta \\ |g(\mathbf{u}^{*k})| &\leq \varepsilon \end{aligned} \quad (2.10)$$

式(2.9)から分かる通り、HL-RF 法は、設計点を一度更新するために必要な再帰計

算が一度だけであり，その再帰計算に必要な情報も設計点における限界状態関数の値およびその勾配のみであるため，必要な記憶領域が小さくて済むという利点がある．

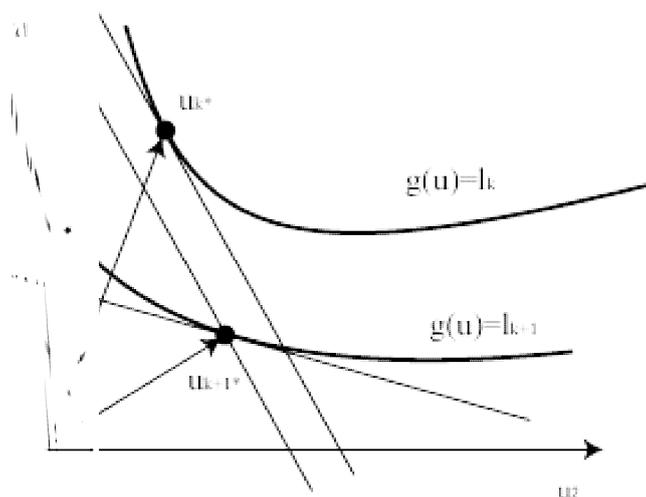


Fig.2-2 HL-RF 法のアルゴリズム

2.1.4 正規裾野近似

2.1.2 項で述べた信頼性指標 β の算出方法は，確率変数が正規分布に従うと仮定している．しかし，工学で扱う問題では，確率変数に正規分布以外の確率分布を仮定することも多い．このような問題を扱うには，非正規分布の確率変数を等価な正規分布へと変換する必要がある．Rackwitz と Fiessler[14]は，任意の確率分布を，設計点 x_i^* において確率分布関数の値ならびに確率密度関数の値がそれぞれ等しくなるような正規分布で近似する方法を提案しており，Rackwitz-Fiessler の正規裾野近似法と呼ばれる．Fig.2-3 は，非正規分布および，それを近似する正規分布を図式的に表したものである．確率分布関数および確率密度関数に関する近似条件は次式で表わされる．

$$\Phi\left(\frac{x_i^* - \mu_{X_i}^N}{\sigma_{X_i}^N}\right) = F_{X_i}(x_i^*) \quad (2.11)$$

$$\frac{1}{\sigma_{X_i}^N} \phi\left(\frac{x_i^* - \mu_{X_i}^N}{\sigma_{X_i}^N}\right) = f_{X_i}(x_i^*) \quad (2.12)$$

ここで F_{X_i} , f_{X_i} は非正規確率変数の確率分布関数および確率密度関数であり, Φ , ϕ は標準正規確率分布関数および標準正規確率密度関数である. 式(2.11), (2.12) より, 等価な標準正規分布の平均値 $\mu_{X_i}^N$ および標準偏差 $\sigma_{X_i}^N$ はそれぞれ次式で表わされる.

$$\mu_{X_i}^N = x_i^* - \Phi^{-1}[F_{X_i}(x_i^*)] \sigma_{X_i}^N \tag{2.13}$$

$$\sigma_{X_i}^N = \frac{\phi\{\Phi^{-1}[F_{X_i}(x_i^*)]\}}{f_{X_i}(x_i^*)} \tag{2.14}$$

実際に正規裾野近似を行う時点では設計点 x_i^* は未知のため, 予め初期値を設定した上で正規裾野近似を実行する必要がある. 正規裾野近似で得られた $\mu_{X_i}^N$ および $\sigma_{X_i}^N$ を式(2.4)に代入することで標準正規化を行い, 式(2.8)の非線形最適化を行って新しい設計点を求め, 再び正規裾野近似を行うという繰り返し計算が必要となる. 計算が収束した時点で計算を終了する.

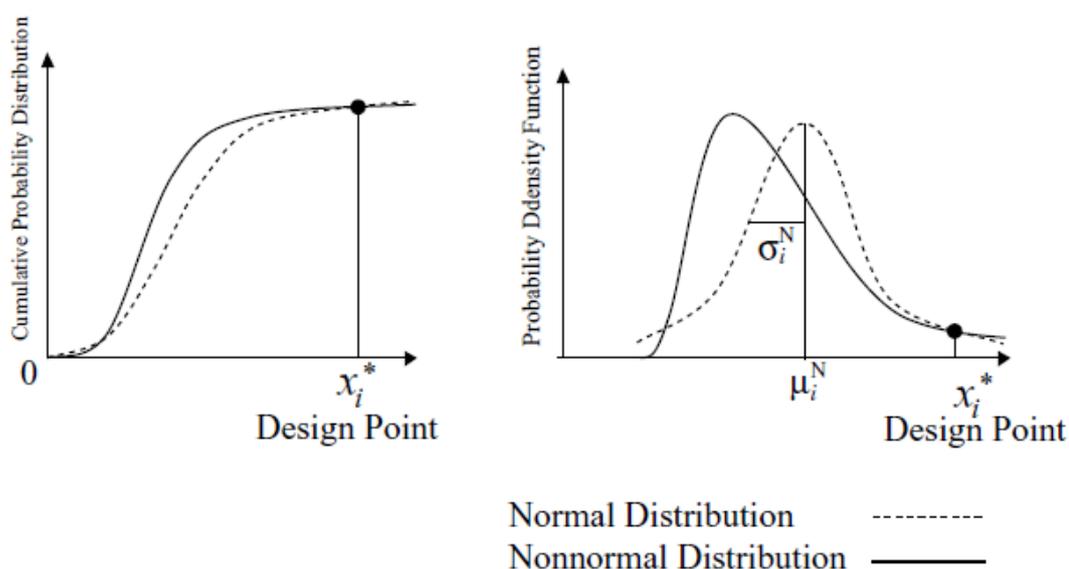


Fig.2-3 正規裾野近似法

2.2 構造信頼性解析プログラム

本研究で用いた構造信頼性解析プログラムのフローチャートを Fig.2-4 に示す。このプログラムでは、限界状態関数 g および、確率変数 x_i に対する限界状態関数 g の偏導関数 $(\partial g / \partial x_i)$ をサブルーチン内に記述し、確率変数の分布形状および確率パラメータを入力することにより、安全性指標 β および FORM に基づいて破壊確率 P_f が計算される。

本プログラムでは、正規裾野近似を行うことにより、非正規確率変数を扱うことが可能であり、対数正規分布、ガンマ分布、Gumbel 分布、Frecht 分布、Weibull 分布に対応している。

設計点の探索には、収束性の高い HL-RF 法を用いており、解が収束しない場合、あるいは HL-RF 法の収束解の検証を行う場合には、よりロバスト性の高い逐次二次計画法 (Sequential quadratic programming method) を用いて設計点の探索を行う。二次計画問題の解放には双対法を用いた。

信頼性指標 β および限界状態関数 g に関する以下の収束条件が満たされた時点で計算を終了し、FORM により、破壊確率 P_f を算出する。

$$\begin{aligned} |\beta^{k+1} - \beta^k| &\leq \delta \\ |g(u^{*k})| &\leq \varepsilon \end{aligned} \tag{2.15}$$

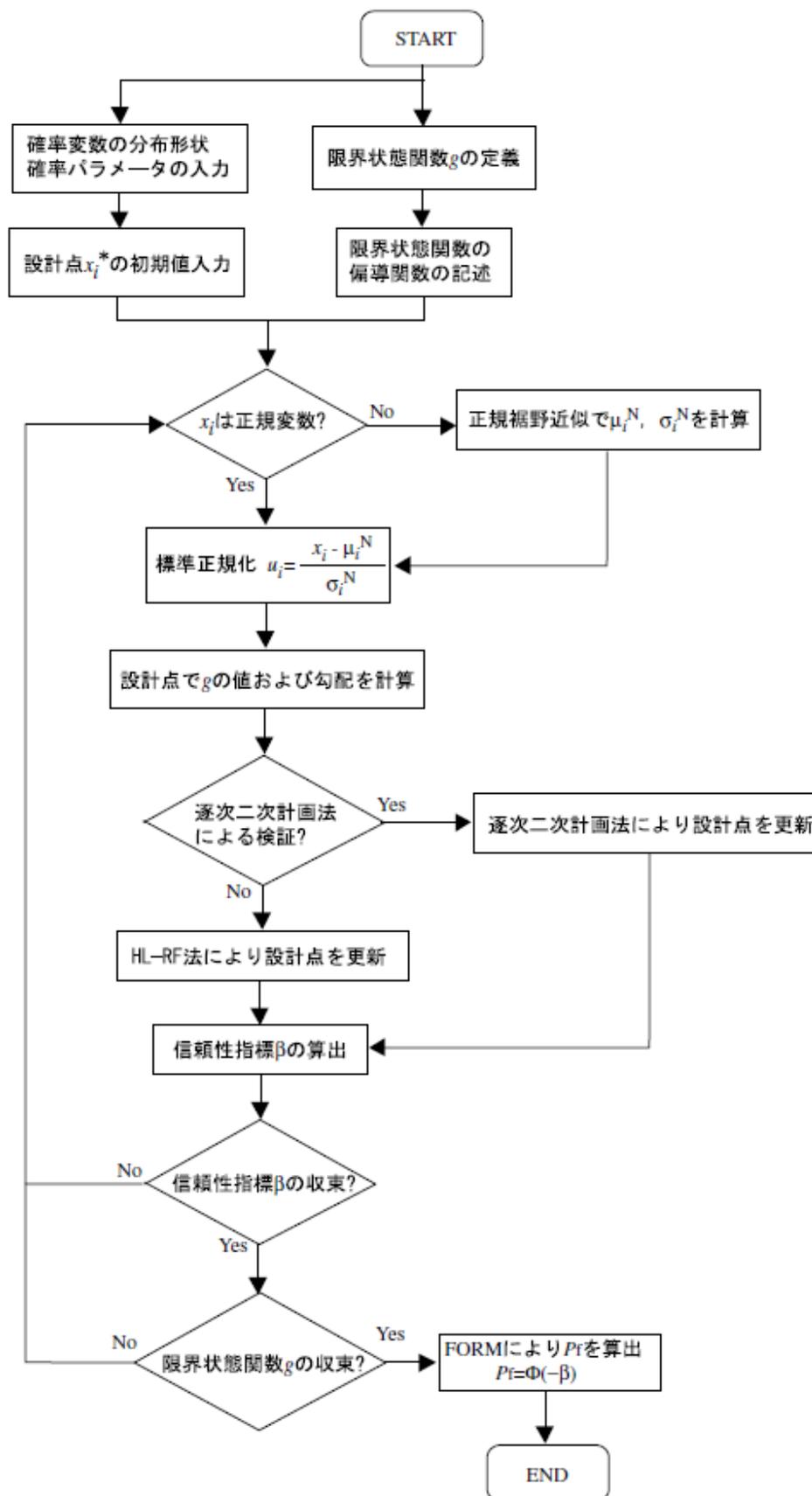


Fig.2-4 構造信頼性解析プログラムフローチャート

2.3 部分安全係数法

2.1節で述べた信頼性手法によれば、破壊に関わる確率変数の平均値と変動係数のみの情報で、信頼性指標 β を計算することができ、構造物の破壊からの安全裕度を定量的に評価することができる。また、構造物の破壊によってもたらされる経済損失や周囲環境への影響度などを元に設定される目標信頼性 β_0 を基準とすることで、合理的な設計及び構造健全性評価を行うことができる。一方このような信頼性手法を設計および構造健全性評価に適用するには、確率論および数値計算の知識が必要であること、個々の機器ごとに信頼性手法を適用するには人的・経済的コストがかかることなど、実用上の問題点がある。

それに対し、部分安全係数法は、目標信頼性 β_0 を満たすように予め算出され部分安全係数（PSF：Partial Safety Factor）を用いて、一つまたは複数の安全照査式によって設計及び構造健全性評価を行う方法である。PSFを安全照査式とともに掲載すれば、従来と同じ方法で設計および構造健全性評価が可能なうえ、確率計算も不要なため、部分安全係数法は実用上優れた方法である。以下に部分安全係数法の概要を示す。

2.3.1 部分安全係数法の概要

安全係数を用いた手法として広く知られているのが許容応力設計法（ASD：Allowable Stress Design）である。許容応力設計法の設計基準式は次式で表わされる。

$$\frac{R}{\gamma} \geq \sum_{i=1}^n L_i \quad (2.16)$$

R は強度に関する項、 L_i は荷重に関する項を表し、 γ が安全係数である。式(2.16)は荷重の総和を、強度を安全係数 γ で除した値以下におさめることを要求するものである。許容応力設計法では、強度・荷重に存在する各種不確定要因を総合して考慮し、唯一の安全係数で安全を確保するため、容易な設計が可能となる。しかし、安全係数は構造系に関わらず、また、各荷重それぞれの変動性や材料強度の変動性などとは無関係に、経験的・決定論的に定められるため、破壊からの安全裕度が不明快であり、システム全体として過度の安全裕度設計になりやすい。

一方で、部分安全係数の安全照査式は次式で表わされる。

$$\phi R \geq \sum_{i=1}^n \gamma_i L_i \quad (2.17)$$

ϕ は荷重係数， γ_i は強度係数と呼ばれ，各荷重・強度ごとに複数の安全係数を与えているのが特徴である．これらの複数の安全係数を部分安全係数（PSF：Partial Safety Factor）と呼ぶ．これらの部分安全係数を，各強度・荷重のばらつきを考慮して信頼性理論により決定することで，予め設定した安全裕度を確保することができる．また，各荷重間のバランスの取れた合理的な安全性の確保が可能となり，設計時・構造健全性評価時の資源の節約およびコストの削減につながるという利点がある．ただし，安全係数の数が増えるため，設計時の手間が増えること，また，荷重・強度の確率分布特性が得られなければ適用できないという欠点もある．

以下では，部分安全係数を信頼性理論に基づいて合理的に決定する方法を説明する．

2.3.2 限界状態関数が線形の場合

限界状態関数 g が，互いに独立な強度 R および複数の荷重 L_i を用いて以下のよう形で表わされる線形関数の場合について考える．

$$g = R - \sum_{i=1}^n L_i \quad (2.18)$$

構造物の信頼性指標 β を基準に設計または健全性評価を行う場合，設定する目標信頼性 β_0 を満たすための条件は次式で表わされる．

$$\beta \geq \beta_0 \quad (2.19)$$

限界状態関数 g が線形関数のため，信頼性指標を算出するために非線形最適化を行う必要はない．従って，信頼性指標 β は強度の平均値 μ_R と標準偏差 σ_R および荷重の平均値 μ_{L_i} と標準偏差 σ_{L_i} を用いて次式で表わすことができる．

$$\beta = \frac{\mu_g}{\sigma_g} = \frac{\mu_R - \sum_{i=1}^n \mu_{L_i}}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sum_{i=1}^n \sigma_{L_i}^2}} \quad (2.20)$$

式(2.20)を式(2.19)に代入して次式が得られる．

$$\begin{aligned}
\mu_R - \sum_{i=1}^n \mu_{L_i} &\geq \beta_0 \sqrt{\sigma_R^2 + \sum_{i=1}^n \sigma_{L_i}^2} \\
&= \beta_0 \varepsilon \left(\sigma_R + \sqrt{\sum_{i=1}^n \sigma_{L_i}^2} \right) \\
&= \beta_0 \varepsilon \varepsilon_n \left(\sigma_R + \sum_{i=1}^n \sigma_{L_i} \right)
\end{aligned} \tag{2.21}$$

ここで、 ε および ε_n は、右辺の平方根を除いて強度と各荷重の項に分けるための分離係数であり、それぞれ次式で表わされる。

$$\varepsilon = \frac{\sqrt{\sigma_R^2 + \sum_{i=1}^n \sigma_{L_i}^2}}{\sigma_R + \sqrt{\sum_{i=1}^n \sigma_{L_i}^2}} \tag{2.22}$$

$$\varepsilon_n = \frac{\sqrt{\sum_{i=1}^n \sigma_{L_i}^2}}{\sum_{i=1}^n \sigma_{L_i}} \tag{2.23}$$

式(2.21)において強度・荷重に関する項をそれぞれ左辺・右辺に分け、変動係数 $\delta_R = \sigma_R / \mu_R$ 、 $\delta_{L_i} = \sigma_{L_i} / \mu_{L_i}$ を用いることで、次式の通り整理できる。

$$\begin{aligned}
\frac{(1 - \varepsilon \beta_0 \delta_R)}{\mu_R} \mu_R &\geq \sum_{i=1}^n \frac{(1 + \varepsilon \varepsilon_n \beta_0 \delta_{L_i})}{\mu_{L_i}} \mu_{L_i} \\
\phi \mu_R &\geq \sum_{i=1}^n \gamma_i \mu_{L_i}
\end{aligned} \tag{2.24}$$

式(2.24)の強度の平均値 μ_R の係数が強度係数 ϕ 、荷重の平均値 μ_{L_i} の係数が荷重係数 γ_i であり、目標信頼性 β_0 、平均値、変動係数の関数として表わされる。最終的な安全照査式は(2.24)の形で表わされ、設計および評価における強度・荷重の平均値を式(2.24)に代入し、不等号が満たされれば必然的に式(2.19)は満たされることとなり、目標信頼性が達成される。なお、ここでは設計および評価に用いる強度・荷重の公称値として平均値を用いる場合について説明したが、公称値に特性値を用いる場合もある[9]。この場合、強度の特性値 R_n として、平均値 μ_R から

標準偏差 σ_R の k_R 倍小さい値, つまり $R_n = \mu_R - k_R \sigma_R$ を用い, 荷重の特性値 L_{in} として, 平均値 μ_{L_i} から標準偏差 σ_{L_i} の k_{L_i} 倍大きい値, つまり $L_{i_n} = \mu_{L_i} + k_{L_i} \sigma_{L_i}$ を用いる.

2.3.3 限界状態関数が非線形の場合

構造物の信頼性を問題にするとき, 多くの場合で限界状態関数は非線形の形で表わされる. このとき, 式(2.20)のように信頼性指標 β を荷重と強度の確率パラメータで陽に表すことができないため, 2.1.3 項で述べた非線形最適化問題を解くことで信頼性指標 β を算出する必要がある. 限界状態関数が次式で表わされる場合を考える.

$$g = \delta R - f(L_i) \quad (2.25)$$

f は荷重 L_i に関する非線形関数, R は材料強度を表すパラメータ, δ は構造物の形状に関わる係数である. 信頼性指標 β が目標信頼性指標 β_0 に一致するまで δ を変化させ, $\beta = \beta_0$ となる $\delta = \delta_0$ にて設計点 R^* , L_i^* を得る. このとき部分安全係数は, 強度の平均値 μ_R および設計点 R^* , 荷重の平均値 μ_{L_i} および設計点 L_i^* を用いて次式で表わされる.

$$\phi = \frac{R^*}{\mu_R} \quad \gamma_i = \frac{L_i^*}{\mu_{L_i}} \quad (2.26)$$

得られた部分安全係数 ϕ , γ_i および係数 δ_0 を用いて安全照査式は次式で表わされる.

$$\phi \delta_0 \mu_R \geq \sum_{i=1}^n \gamma_i \mu_{L_i} \quad (2.27)$$

構造物の設計時及び構造健全性評価時にこの安全照査式が満たされれば, 必然的に目標信頼性 β_0 以上の信頼性が保証される.

第3章 破壊評価線図を用いたき裂評価手法

3.1 限界状態関数の設定

PSF を算出する際には、構造物の破壊を定義する適切な限界状態関数を設定する必要がある。本研究では、欠陥評価に広く用いられており、破壊モードによらず一つの限界曲線で健全性を評価できる破壊評価線図（FAD）を用いて限界状態関数 g を設定する。Fig.3-1 は、限界状態関数の設定に用いた FAD である。破壊領域の限界を示す曲線（FAC : Failure Assessment Curve）には、R-6 法 Option-1[15] において、 $L_{r(\max)}=1.0$ とした場合の近似式である次式を用いる。

$$K_r = (1 - L_r^{2.5})^{0.2} \quad (3.1)$$

保守的な評価のため、延性き裂が進展を開始する状態を構造物の破壊とみなし、Osage らが提案する次式により限界状態関数を定義する。

$$g = r - \sqrt{K_r^2 + L_r^2} \quad (3.2)$$

ここで、線形弾性破壊パラメータ K_r および塑性崩壊パラメータ L_r はそれぞれ次式で表わされる。

$$\begin{aligned} K_r &= \frac{Y(a)\sqrt{\pi a}S}{K_{mat}} \\ L_r &= \frac{L(a)S}{\sigma_y} \end{aligned} \quad (3.3)$$

A : き裂サイズ σ_y : 降伏応力

K_{mat} : 破壊靱性値 $L(a), Y(a)$: 形状因子

S : 一次応力

ただし、本研究では二次応力は考慮していない。API の指針では、形状因子については $L(a)=Y(a)=1.0$ と近似する手法があるが、実際にこの近似が整合性のあるものかについては明らかにされていない。そこで本研究では $L(a), Y(a)$ に具体的な式を与えて計算することで、近似手法が適切なものであるかどうかを判断する。

式(3.2)の左辺 g は、Fig.3-1 において、実際の検査データから得られた評価点 P と、き裂進展開始点 Q を結ぶ線分の長さを表している。右辺の r は原点 O と点 Q

の距離であり，直線 OP が横軸となす角 θ に依存する． θ が小さな領域では塑性崩壊が支配的な領域に， θ が大きな領域では脆性破壊が支配的な領域にそれぞれ対応している．限界状態関数 g が正の値のとき，評価点 P は FAC の内側に位置することになるため，構造物は破壊しない．限界状態関数 g が 0 以下のときは，評価点 P は FAC 上もしくは FAC の外側に位置するため，構造物が破壊すると判断される．また，次式のように，一次応力，破壊靱性値および降伏応力をそれぞれの平均値で標準化して X, Y および Z と表わし，変数 A と B を定義する．

$$X = \frac{S}{\mu_S}, \quad Y = \frac{K_{mat}}{\mu_K}, \quad Z = \frac{\sigma_y}{\mu_\sigma} \tag{3.4}$$

$$A = \frac{\mu_S}{\mu_\sigma}, \quad B = \frac{\mu_K}{\mu_\sigma} \tag{3.5}$$

これらの簡略化と標準化により，限界状態関数 g と角 θ はそれぞれ次式で表わされる．

$$g = r - \frac{AX}{Z} \sqrt{1 + \tan^2 \theta} \tag{3.6}$$

$$\theta = \tan^{-1} \left(\frac{K_r}{L_r} \right) = \tan^{-1} \left(\frac{\sqrt{\pi a} Z}{B Y} \right) \tag{3.7}$$

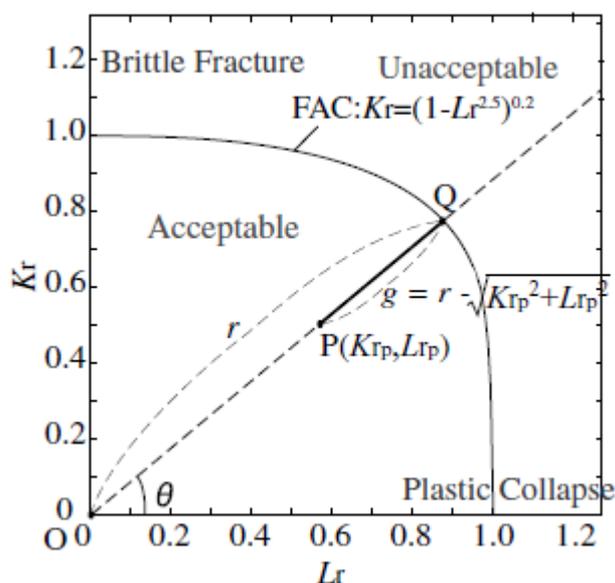


Fig.3-1 破壊評価線図 (FAD)

3.2 確率モデルと計算方法

標準化された一次応力 X の平均値を μ_x 、標準偏差を σ_x とすると、 X を標準正規化した変数 u_x は、 $u_x = (X - \mu_x) / \sigma_x$ と表わされる。他の確率変数、 Y, Z, a についても同様に表される。標準正規空間において限界状態関数は n 次元空間上の曲面（限界状態曲面）を表す。限界状態曲面上で最も原点に近い点、つまり最も破壊が起こりやすい点を設計点 $u^* = (u_x^*, u_y^*, u_z^*, u_a^*)$ と表記する。信頼性指標 β は、原点と設計点の距離で定義され、構造物の破壊に対する安全裕度を示す一つの指標として用いられる。Fig.3-2 は、信頼性指標 β 、設計点 u^* および限界状態関数を模式的に表したものである。

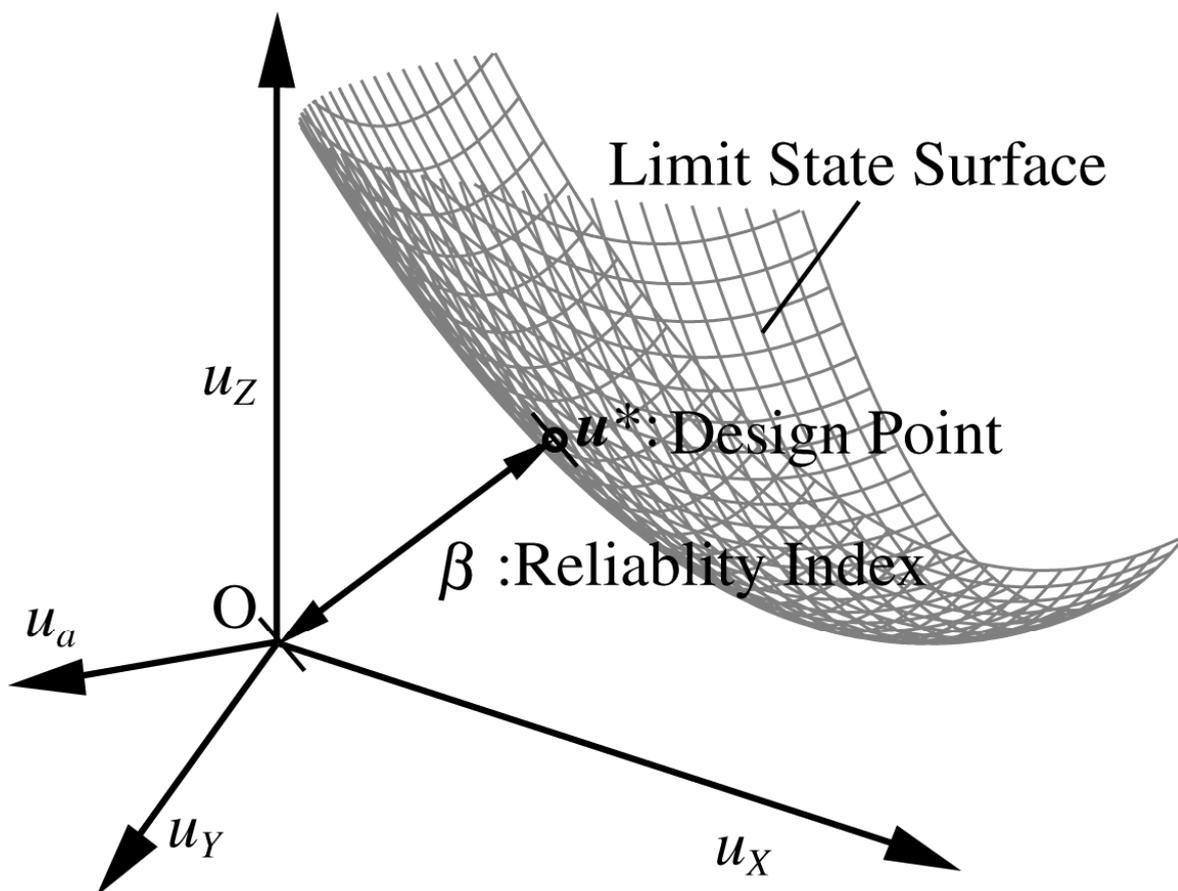


Fig.3-2 標準正規空間上における信頼性指標 β

設計点の探索については次に示す制約条件付き非線形最適化により行う。

$$\begin{aligned} \text{Minimize } \beta &= |\mathbf{u}| = \sqrt{\mathbf{u}^T \mathbf{u}} \\ \text{Subject to } \mathbf{g}(\mathbf{u}) &\leq 0 \end{aligned} \tag{3.8}$$

設計点の探索手法として、確率変数の分布形状の情報を含めて計算できる Newton-Raphson タイプの帰納的アルゴリズム、HL-RF (Hasofer-Lind, Rackwitz-Fiessler) 法を用い、非正規変数の標準正規化には、Rackwitz-Fiessler の正規裾野近似法を用いた。

欠陥評価に必要なパラメータとして、標準化された一次応力 X 、破壊靱性値 Y 、降伏応力 Z 、き裂サイズ a の4つを用いた。それぞれの確率特性を Table.3-1 に示した。き裂サイズの平均値については、形状因子の適用範囲内で変化させた。形状因子については、式で与えられている[16]Table.3-2 に記した5種類の形状について、評価を行った。

Table.3-1 確率変数

確率変数	分布	平均値	COV
応力 $X=S/\mu_S$	Gumbel	1.0	0.1~0.3
破壊靱性 $Y=K/\mu_K$	Weibull	1.0	0.1~0.25
降伏応力 $Z=\sigma/\mu_\sigma$	Lognormal	1.0	0.1~0.2
き裂深さ $a[\text{mm}]$	Normal	-	0.1~0.3

Table.3-2 き裂モデル

円筒	平板
軸方向内表面き裂 軸方向貫通き裂 周方向貫通き裂	表面半楕円き裂 中央貫通き裂

3.3 部分安全係数による信頼性評価

部分安全係数は、目標信頼性 β_0 に対して求められた設計点 u^* を実空間上に変換した $x^*=(X^*,Y^*,Z^*,a^*)$ と確率変数の平均値を用いて次式で定義される。

$$\gamma_S = \frac{X^*}{\mu_S} \quad \gamma_K = \frac{\mu_Y}{Y^*} \quad \gamma_\sigma = \frac{\mu_Z}{Z^*} \quad \gamma_a = \frac{a^*}{\mu_a} \quad (3.9)$$

γ_S , γ_K , γ_σ , γ_a はそれぞれ、一次応力、破壊靱性値、降伏応力、き裂サイズの PSF を表している。

R-6 法による、決定論的なき裂部材の健全性評価は、次式によって表される。

$$\left(1 - L_r^{2.5}\right)^{0.2} \geq K_r \quad (3.10)$$

式(3.10)に、計算された K_r , L_r を代入し不等式が満たされれば健全性が確認される。一方、式(3.9)で求められる部分安全係数を用いることにより、安全照査式は次式で表わされる。

$$\left\{1 - \left(\frac{\gamma_S S}{\sigma_y / \gamma_\sigma}\right)\right\}^{0.2} \geq \frac{\sqrt{\pi} \gamma_a a \gamma_S S}{K_{mat} / \gamma_K} \quad (3.11)$$

式(3.11)が満たされれば、き裂を含む構造物は、設定した目標信頼性 β_0 以上の信頼性を有するという判断がなされる。式(3.10)による評価では、き裂進展が起こるかどうかの二値的な判断しかできないが、部分安全係数を用いた式(3.11)では、同じ評価式に係数を掛け合わせる、または係数で割るという操作により、目標信頼性の保証も与えることができる。

第4章 具体的き裂モデルを用いた評価

4.1 平板半楕円表面き裂

Fig4-1 のような平板の半楕円表面き裂について評価を行った．形状因子 $Y(a)$ ， $L(a)$ は以下のように表わされる．なお， $Y(a)$ については Raju-Newman の解[17] を用いた．

$$Y(a) = \frac{F}{\sqrt{Q}}$$

・ $\frac{a}{c} \leq 1$ の場合

$$Q = 1 + 1.464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1.65}$$

$$F = \left[1.13 - 0.09 \frac{a}{c} + \left\{ -0.54 + \frac{0.89}{0.2 + \frac{a}{c}} \right\} \left(\frac{a}{t} \right)^2 + \left\{ 0.5 - \frac{1}{0.65 + \frac{a}{c}} + 14 \left(1 - \frac{a}{c} \right)^{24} \right\} \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] g f_{\phi} f_w$$

$$g = 1 \quad f_{\phi} = 1 \quad f_w = \left[\sec \left(\frac{\pi c}{2b} \sqrt{\frac{a}{t}} \right) \right]^{1/2}$$

・ $\frac{a}{c} > 1$ の場合

$$Q = 1 + 1.464 \left(\frac{c}{a} \right)^{1.65}$$

$$F = \left[\sqrt{\frac{c}{a}} \left(1 + 0.04 \frac{c}{a} \right) + 0.2 \left(\frac{c}{a} \right)^4 \left(\frac{a}{t} \right)^2 - 0.11 \left(\frac{c}{a} \right)^4 \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] g f_{\phi} f_w$$

$$g = 1 \quad f_{\phi} = \sqrt{\frac{c}{a}} \quad f_w = \left[\sec \left(\frac{\pi c}{2b} \sqrt{\frac{a}{t}} \right) \right]^{1/2}$$

(4.1)

$$L(a) = (1 - \zeta)^{-0.43}$$

$$\zeta = \frac{c}{t(c+t)} a$$

ただし式(4.1)は以下の範囲で適用される。

$$0 < \frac{a}{t} \leq 0.8 \quad 0 < \frac{a}{c} \leq 2 \quad 0 < \frac{c}{b} \leq 0.5 \quad (4.2)$$

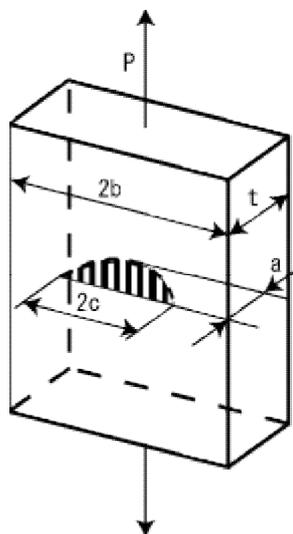


Fig.4-1 円筒半楕円表面き裂

まず、以下の条件でき裂サイズ a を(4.2)の範囲内で変化させた場合の信頼性指標 β の変動を Fig.4-2 に示し、 $Y(a) = L(a) = 1.0$ の近似を用いた手法と、 $Y(a), L(a)$ に式(4.1)を用いた計算結果を比較した。

$$\begin{cases} A = 0.5 & B = 5.0 \\ b = 10.0\text{mm} & c = 2.5\text{mm} & t = 5.0 \sim 50\text{mm} \\ COV_x = 0.1, & COV_y = 0.1, & COV_z = 0.1, & COV_a = 0.1 \end{cases} \quad (4.3)$$

(4.1)の具体的形状因子を与えた場合も、き裂サイズが小さいほど β が大きくなり破壊確率が小さくなるという近似解と同様の結果が見られた。同じき裂サイズ a に対して、 β が大きい方が安全側の評価となる。したがって、近似曲線が上回っている範囲では β を大きく評価していることになり、つまり破壊確率を小さく見積もることになってしまい、近似が適用できないことになる。Fig.4-2 から分かるように、板厚 t が大きくなるほど近似解により近づく傾向がある。しかし、厚さ t の大きさによらず、き裂サイズ a が約 1.0mm 以下の場合(4.1)を用いた解が近似曲線を上回っており、近似が安全側の評価となることが分かる。(4.1)を用いる場合、厚さ t に対してき裂サイズが大きくなりすぎると、急激に β が小さくなる傾向がある。

次に(4.3)と同じ条件で COV を以下のように変えて計算した結果を Fig.4-3 に示

す.

$$COV_x = 0.3, COV_y = 0.25, COV_z = 0.2, COV_a = 0.3 \quad (4.4)$$

Fig.4-2 と比較すると、各 COV をすべて大きくして、ばらつきを大きくしたため、全体として β が小さい値を示している。しかし、近似値と計算値を比較すると、Fig.4-2 と同様の傾向が見られ、き裂サイズが約 1.0mm 以下の場合に近似が有効であることが分かる。

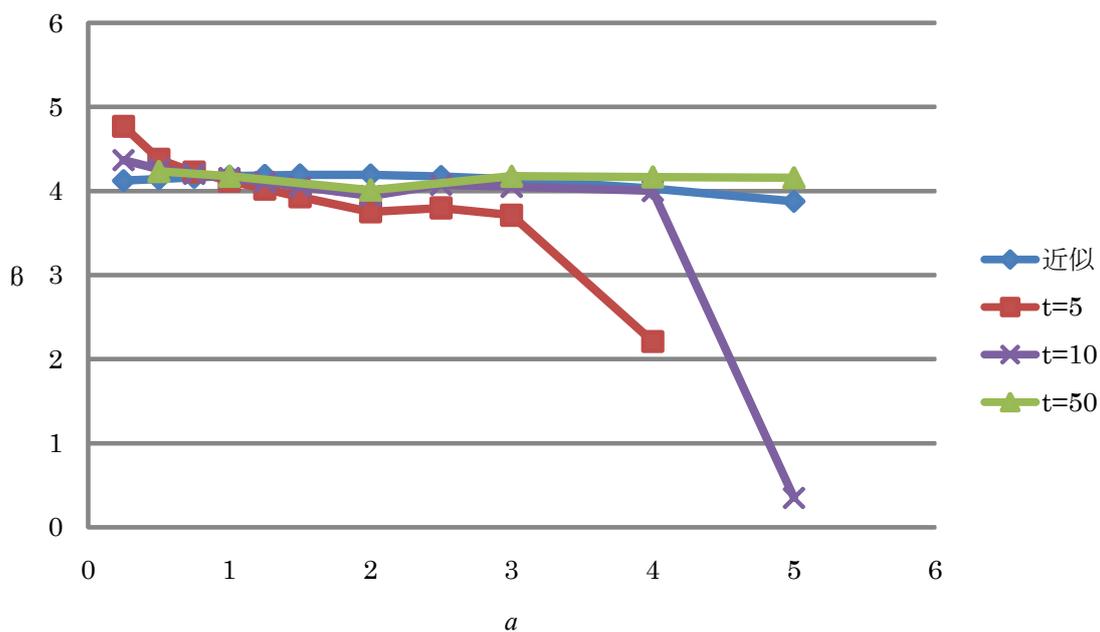


Fig.4-2 き裂サイズに対する信頼性指標の変化

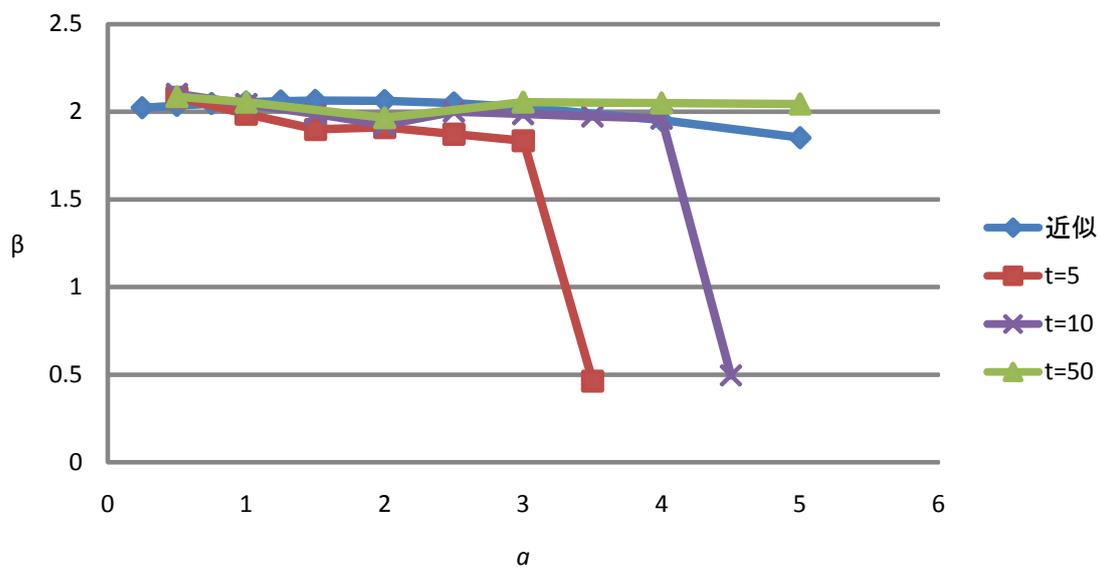


Fig.4-3 き裂サイズに対する信頼性指標の変化

次に、以下の条件から b , c の値を変化させたものを Fig4.4, Fig4.5 に示した.

$$\left\{ \begin{array}{l} A = 0.5 \quad B = 5.0 \\ b = 10.0mm \quad c = 2.5mm \quad t = 5.0mm \\ COV_X = 0.3, \quad COV_Y = 0.25, \quad COV_Z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \end{array} \right. \quad (4.5)$$

Fig4.4 では板幅 b を変化させたが、近似解の有効範囲には変化は見られなかった。Fig4.5 ではき裂幅 c を変化させた。 c がき裂の深さ a に対して大きくなると、 β の値が大きくなることが分かる。しかし、近似解の有効範囲については大きな変化はないことが分かる。

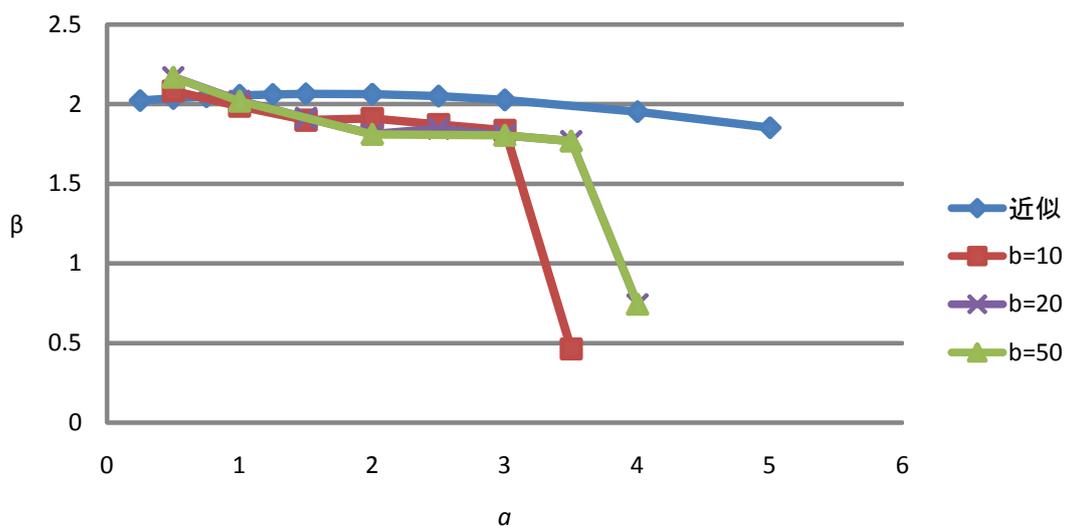


Fig.4-4 き裂サイズに対する信頼性指標の変化

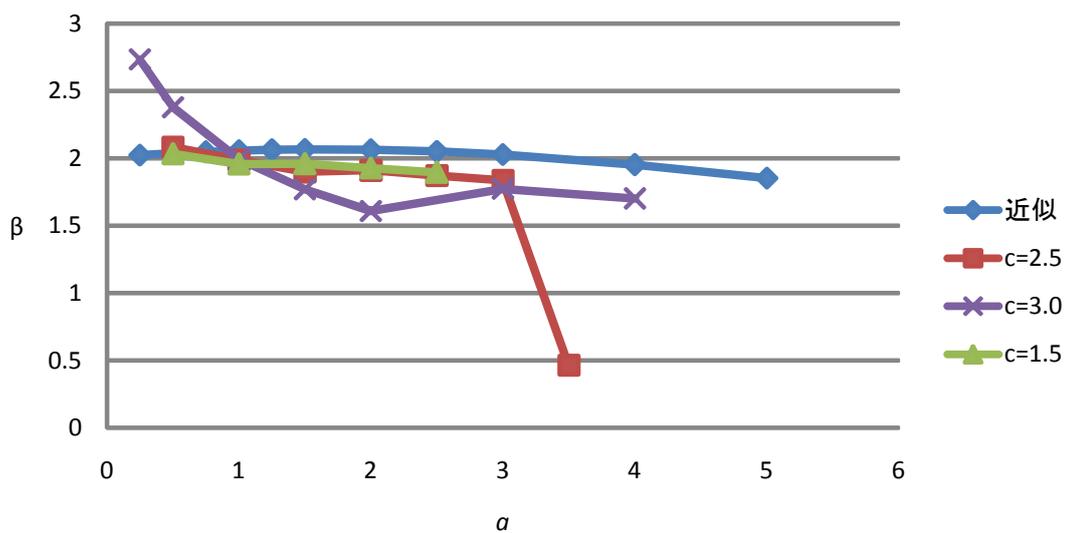


Fig.4-5 き裂サイズに対する信頼性指標の変化

次に、 $A = \mu_s / \mu_\sigma$ の値を(4.6)の条件で変化させて、信頼性指標 β についての近似解と計算結果の比較を Fig4.6 に示した。

$$\left\{ \begin{array}{l} a = 0.5 \quad B = 5.0 \\ b = 10.0\text{mm} \quad c = 2.5\text{mm} \quad t = 5.0\text{mm} \\ COV_x = 0.3, \quad COV_y = 0.25, \quad COV_z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \end{array} \right. \quad (4.6)$$

A の値が大きくなるにつれて Kr, Lr の値が共に大きくなるため、破壊確率が大きくなり、 β が小さくなる傾向があることが分かる。A を変化させても近似解と計算結果の β の大小は変わらず、A の値は近似の適用範囲には影響を及ぼさないことが分かる。

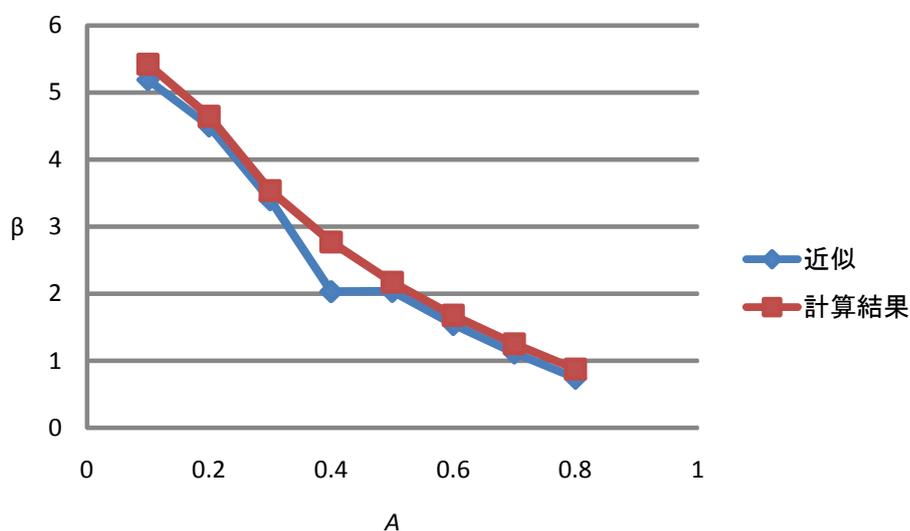


Fig.4-6 A に対する信頼性指標の変化

同様に、 $B = \mu_k / \mu_\sigma$ の値を(4.7)の条件で変化させて、信頼性指標 β についての近似解と計算結果の比較を Fig4.7 に示した。

$$\left\{ \begin{array}{l} a = 0.5 \quad A = 0.5 \\ b = 10.0\text{mm} \quad c = 2.5\text{mm} \quad t = 5.0\text{mm} \\ COV_X = 0.3, \quad COV_Y = 0.25, \quad COV_Z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \end{array} \right. \quad (4.7)$$

B の値が大きくなると Kr の値が小さくなるため、 β の値は大きくなる。計算結果では、一定以上 B の値が大きくなると β が小さくなる傾向があるが、これは β が大きくなることにより θ が小さくなるため、破壊領域である塑性崩壊が支配的な領域に近づくためだと考えられる。A と同様に、B の値を変化させても計算結果と近似解で β の大小の変化はなかったが、 $B=2.0\sim 4.0$ の範囲では計算結果が近似を大きく上回り、その影響の有無を調べる必要がある。

そこで、Fig4.8, Fig4.9 に(4.6)からき裂サイズ a の大きさを 1mm, 2mm に変えて、同様の計算を行った結果を示す。すると、 a を大きくすると Fig4.7 で見られたような大きな誤差は見られず、き裂サイズが大きいほど B の影響が小さくなることが分かった。しかし、き裂サイズが小さくなると、Fig4.7 のように、B の値によっては過度に安全側の評価となってしまいう可能性があることに注意が必要である。

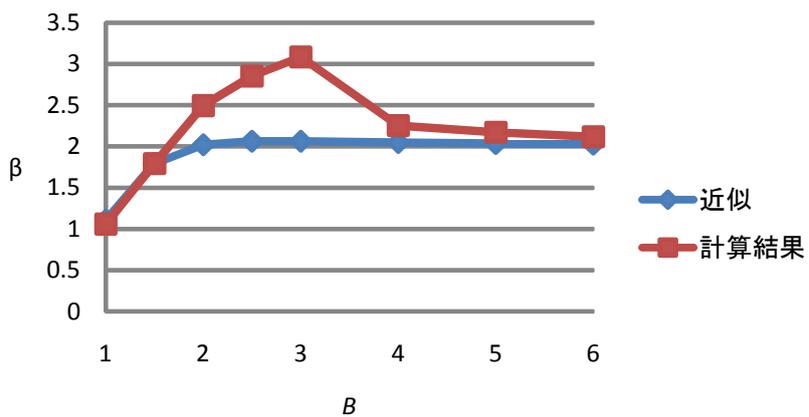


Fig.4-7 B に対する信頼性指標の変化 $a=0.5\text{mm}$

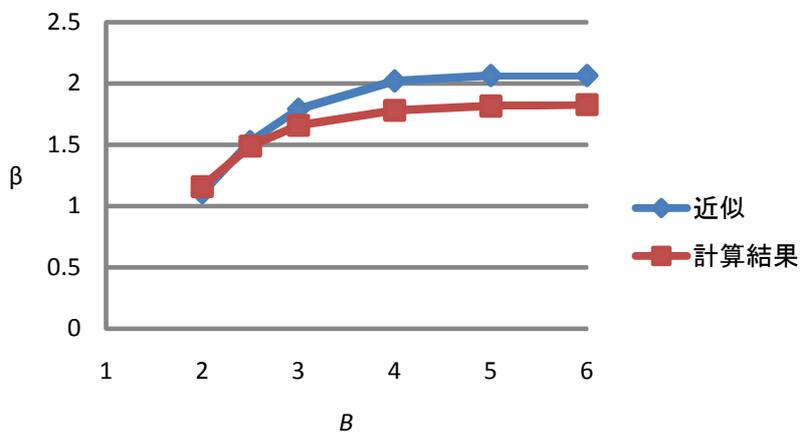


Fig.4-8 B に対する信頼性指標の変化 $a=1.0\text{mm}$

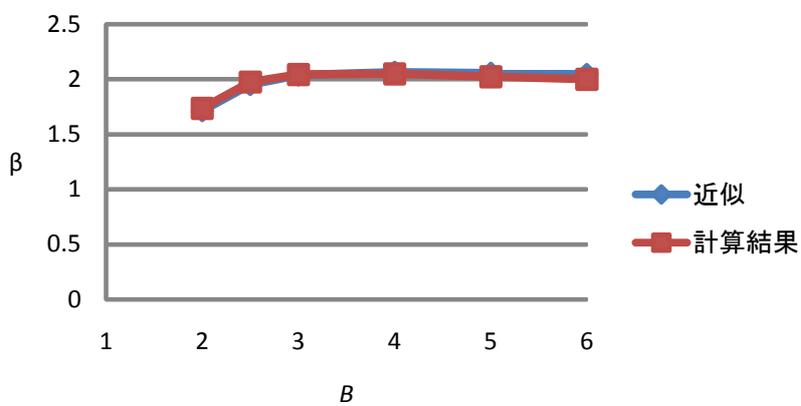


Fig.4-9 B に対する信頼性指標の変化 $a=2.0\text{mm}$

4.2 平板中央貫通き裂

Fig4-10 のような平板の中央貫通き裂について評価を行った. 形状因子 $Y(a)$, $L(a)$ は以下のように表わされる. なお, $Y(a)$ については shih らの解 (き裂が短い場合) を用いた.

$$Y(a) = \frac{1}{\sqrt{2}} \quad (4.8)$$

$$L(a) = \frac{2bt}{2b-a}$$

ただし式(4.8)は以下の範囲で適用される.

$$0 < \frac{a}{2b} \leq 0.15 \quad (4.9)$$

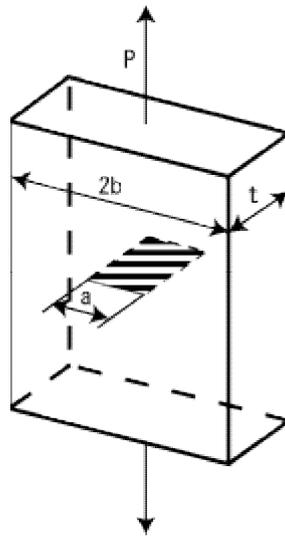


Fig.4-10 平板中央貫通き裂

以下の条件でき裂サイズ a を(4.9)の範囲内で変化させた場合の信頼性指標 β の変動を Fig.4-11 に示し, $Y(a)=L(a)=1.0$ の近似を用いた手法と, $Y(a), L(a)$ に式(4.8)を用いた計算結果を比較した.

$$\left\{ \begin{array}{l} A = 0.5 \quad B = 5.0 \\ b = 5\text{mm} \quad t = 0.8 \sim 1.0\text{mm} \\ COV_x = 0.1, \quad COV_y = 0.1, \quad COV_z = 0.1, \quad COV_a = 0.1 \end{array} \right. \quad (4.10)$$

Fig.4-11 から分かるように, き裂サイズ a , 板厚 t が大きいほど, き裂の大きさも大きくなるので破壊確率が大きくなり, β の値が小さくなることが分かった. 近似解との関係は, 板厚 t に起因するところが大きく, t が 0.8mm 以下では a の値によらず近似が安全側の評価となったが, t が 1.0mm 以上になると a がどんな値でも近似が用いられないことが分かった.

次に(4.10)と同じ条件で COV を以下のように変えて計算した結果を Fig.4-12 に示す.

$$COV_x = 0.3, \quad COV_y = 0.25, \quad COV_z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \quad (4.11)$$

変動係数を大きくしても, 近似解に対しての大小関係は変化しないことが分かる.

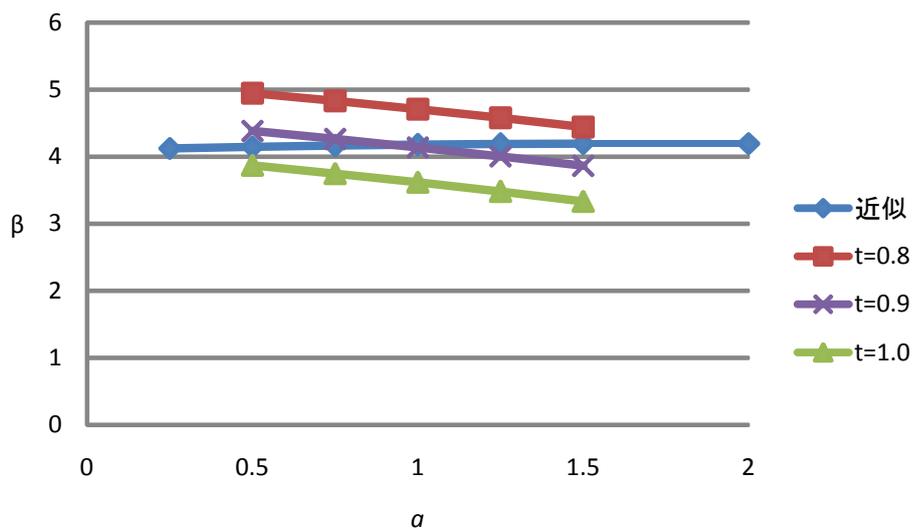


Fig.4-11 板厚 t に対する信頼性指標 β の変化 (COV 小)

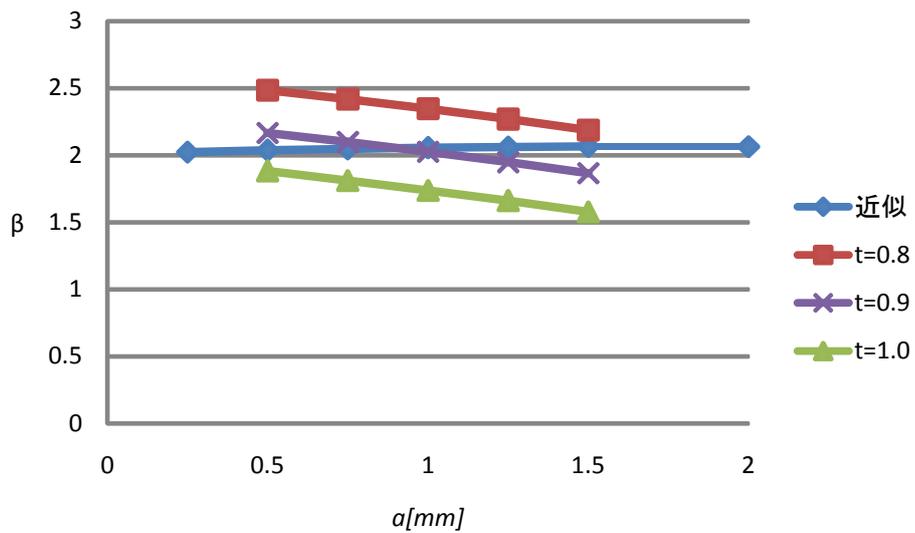


Fig.4-12 板厚 t に対する信頼性指標 β の変化 (COV 大)

次に、以下の条件で板幅 b の値を変化させたものを Fig.4-13 に示した。

$$\left\{ \begin{array}{l} A = 0.5 \quad B = 5.0 \\ b = 5 \sim 15\text{mm} \quad t = 0.9\text{mm} \\ COV_x = 0.3, \quad COV_y = 0.25, \quad COV_z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \end{array} \right. \quad (4.12)$$

板幅 b を変化させることにより、近似の有効範囲が変化している様子が分かる。板厚 t が 0.9mm の場合には、およそ $0 < a \leq 0.2b$ の範囲では近似が有効であることが分かった。また、 b を大きくても Fig.4-12 と同様に、 t が 0.8mm 以下では a の値によらず近似が安全側の評価となり、 t が 1.0mm 以上になると a がどんな値でも近似が適用できないという結果に変化は見られなかった。

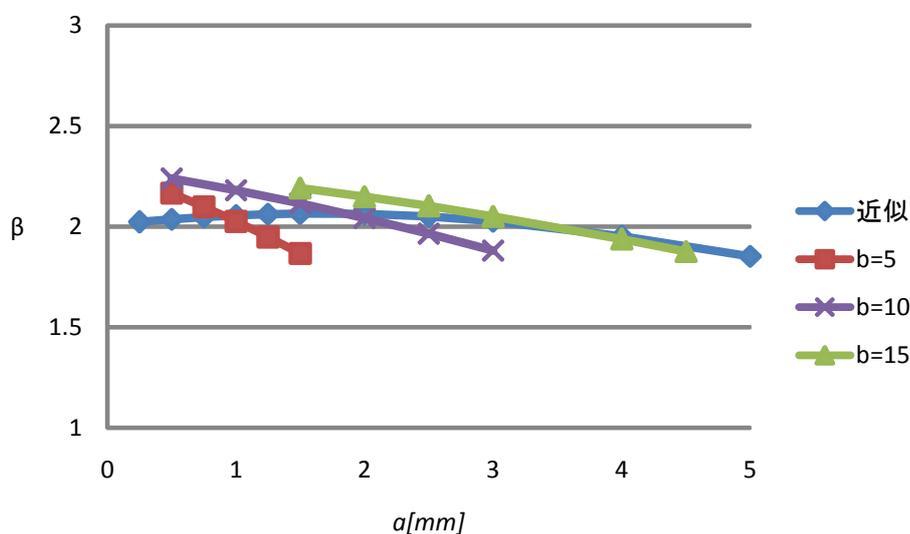


Fig.4-13 板幅に対する信頼性指標の変化

次に、 $A = \mu_s / \mu_\sigma$ の値を(4.13)の条件で変化させて、信頼性指標 β についての近似解と計算結果の比較を Fig.4-14 に示した。

$$\left\{ \begin{array}{l} a = 2.0mm \quad B = 5.0 \\ b = 10mm \quad t = 0.8mm \\ COV_X = 0.3, \quad COV_Y = 0.25, \quad COV_Z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \end{array} \right. \quad (4.13)$$

Fig.4-14 から A を変化させても近似解と計算結果の β の大小は変わらず、A の値は近似の適用範囲には影響を及ぼさないことが分かる。

同様に、 $B = \mu_k / \mu_\sigma$ の値を(4.14)の条件で変化させて、信頼性指標 β についての近似解と計算結果の比較を Fig4.15 に示した。

$$\left\{ \begin{array}{l} a = 2.0mm \quad A = 0.5 \\ b = 10mm \quad t = 0.8mm \\ COV_X = 0.3, \quad COV_Y = 0.25, \quad COV_Z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \end{array} \right. \quad (4.14)$$

Fig.4-15 から B を変化させても近似解と計算結果の誤差に変化はなく、B の影響も小さいことが分かる。

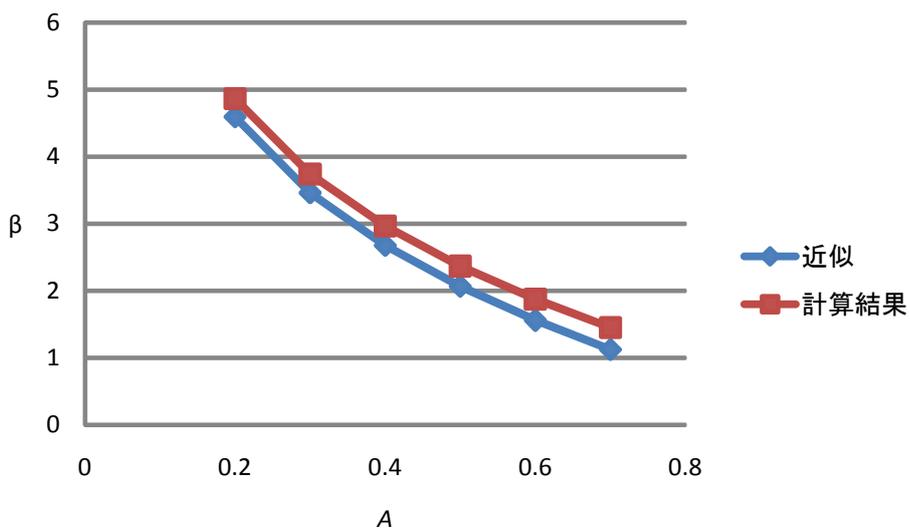


Fig.4-14 A に対する信頼性指標の変化

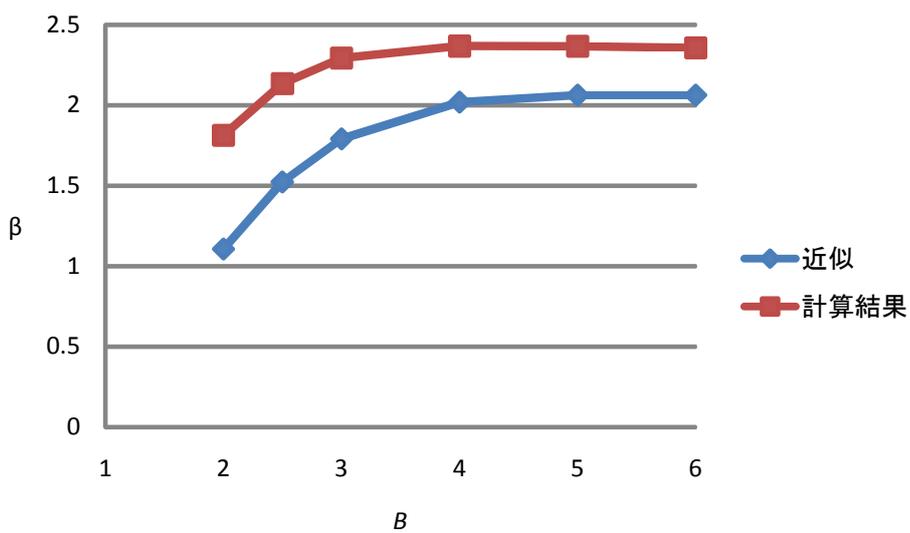


Fig.4-15 B に対する信頼性指標の変化

4.3 円筒軸方向内表面き裂

Fig.4-16のような円筒の軸方向内表面き裂について評価を行った. 形状因子 $Y(a)$, $L(a)$ は以下のように表わされる. なお, $Y(a)$ については Zahoor の解を用いた.

$$Y(a) = 1.1 + A \left[4.951 \left(\frac{a}{t} \right)^2 + 1.092 \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right]$$

$$A = \begin{cases} [0.125(R_i/t) - 0.25]^{0.25} & (5 \leq R_i/t \leq 10) \\ [0.2(R_i/t) - 1]^{0.25} & (10 \leq R_i/t \leq 20) \end{cases} \quad (4.15)$$

$$L(a) = \frac{R_o^2 - R_i^2}{2R_o^2} \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{R_i + a}{t - a}$$

ただし式(4.15)は以下の範囲で適用される.

$$\begin{cases} 0.05 \leq \frac{a}{t} \leq 0.8 \\ 5 \leq \frac{R_i}{t} \leq 20 \end{cases} \quad (4.16)$$

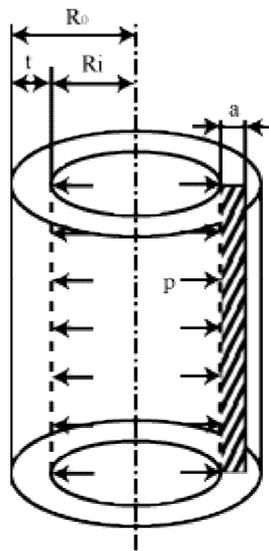


Fig.4-16 円筒軸方向内表面き裂

以下の条件でき裂サイズ a を(4.16)の範囲内で変化させた場合の信頼性指標 β の変動を Fig.4-17 に示し, $Y(a)=L(a)=1.0$ の近似を用いた手法と, $Y(a), L(a)$ に式 (4.7)を用いた計算結果を比較した.

$$\left\{ \begin{array}{l} A = 0.5 \quad B = 5.0 \\ t = 25\text{mm} \quad R_i = 125 \sim 500\text{mm} \\ COV_x = 0.1, \quad COV_y = 0.1, \quad COV_z = 0.1, \quad COV_a = 0.1 \end{array} \right. \quad (4.17)$$

Fig.4-17 から分かるように, 内径 R が大きいほど β が小さくなり破壊確率は大きくなる. また, き裂サイズ a の大きさによって, 近似が適用できる範囲とそうでない範囲に分かれた. R が小さいほど近似の適用範囲も広がる傾向があることが分かった.

次に(4.17)と同じ条件で COV を以下のように変えて計算した結果を Fig.4-18 に示す.

$$COV_x = 0.3, \quad COV_y = 0.25, \quad COV_z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \quad (4.18)$$

変動係数を大きくしても, 近似手法の適用範囲がほぼ変わっていないことが分かる.

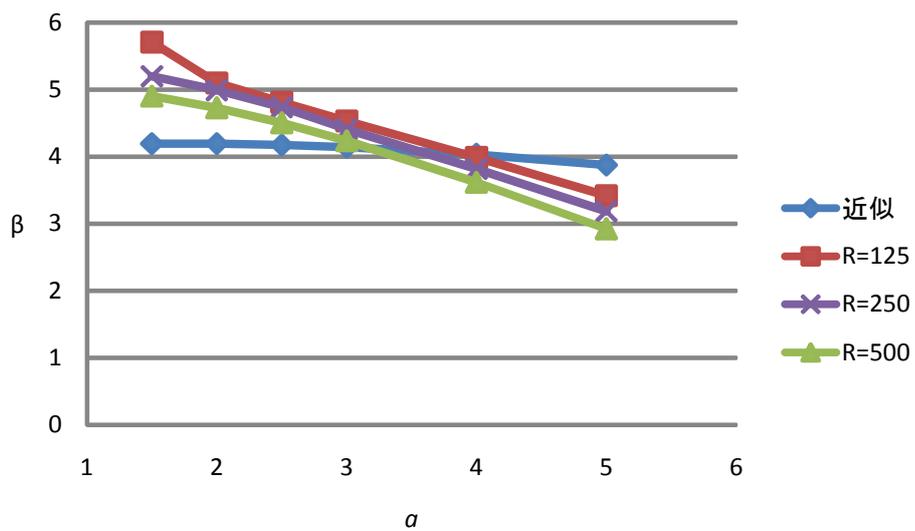


Fig.4-17 内径 R に対する信頼性指標 β の変化 (COV 小)

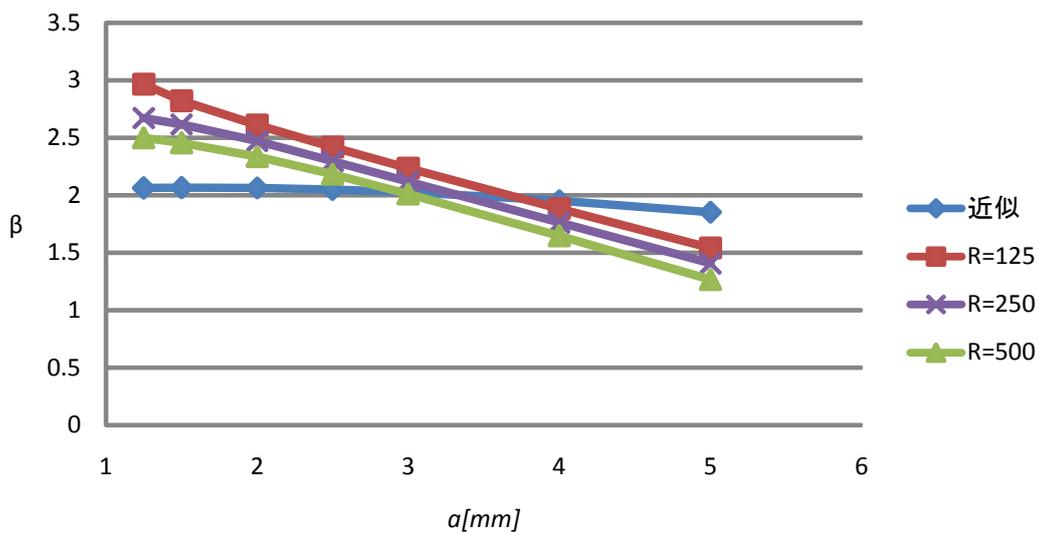


Fig.4-18 内径 R に対する信頼性指標 β の変化 (COV 大)

同様に(4.19)の条件で a を変化させ、肉厚 t による信頼性指標 β の変化を Fig.4-18 に示した。

$$\left\{ \begin{array}{l} A = 0.5 \quad B = 5.0 \\ t = 12.5 \sim 50.0\text{mm} \quad R_i = 250\text{mm} \\ COV_X = 0.3, \quad COV_Y = 0.25, \quad COV_Z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \end{array} \right. \quad (4.19)$$

肉厚 t が大きいほど、近似の適用範囲が広がっていることが分かる。

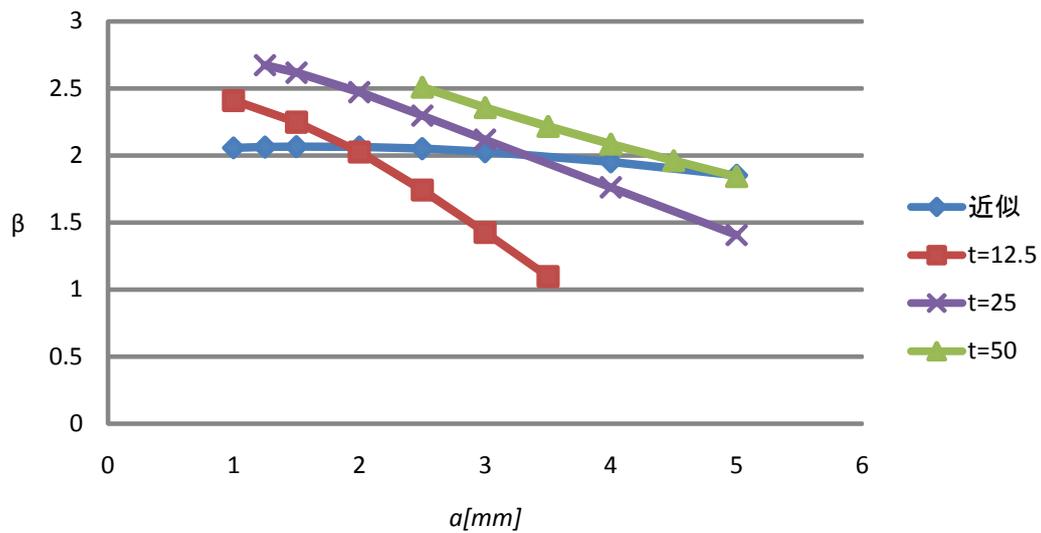


Fig.4-19 肉厚 t に対する信頼性指標 β の変化

次に、 $A = \mu_s / \mu_\sigma$ の値を(4.20)の条件で変化させて、信頼性指標 β についての近似解と計算結果の比較を Fig.4-20 に示した。

$$\left\{ \begin{array}{l} a = 2.0mm \quad B = 5.0 \\ t = 25mm \quad R_i = 250mm \\ COV_X = 0.3, \quad COV_Y = 0.25, \quad COV_Z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \end{array} \right. \quad (4.20)$$

Fig.4-20 から、 A の値が小さい場合は近似解が計算結果を上回っており、近似が適当ではない。

同様に、 $B = \mu_k / \mu_\sigma$ の値を(4.21)の条件で変化させて、信頼性指標 β についての近似解と計算結果の比較を Fig4.21 に示した。

$$\left\{ \begin{array}{l} a = 2.0mm \quad A = 0.5 \\ t = 25mm \quad R_i = 250mm \\ COV_X = 0.3, \quad COV_Y = 0.25, \quad COV_Z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \end{array} \right. \quad (4.21)$$

Fig.4-21 から、 A と同様に B の値が小さい場合にも、近似解が計算結果を上回っており、近似が適用できないことが分かる。

以上から、き裂サイズ a が小さく、 A 、 B の値が大きいほど近似が有効であることが分かった。き裂サイズ a が小さく、 B が大きいほど $\tan \theta = \frac{\sqrt{\pi a}}{B} \frac{Z}{Y}$ が小さくなるので、 θ が小さい、つまり塑性崩壊領域に近づくほど近似が適用できるということが分かった。

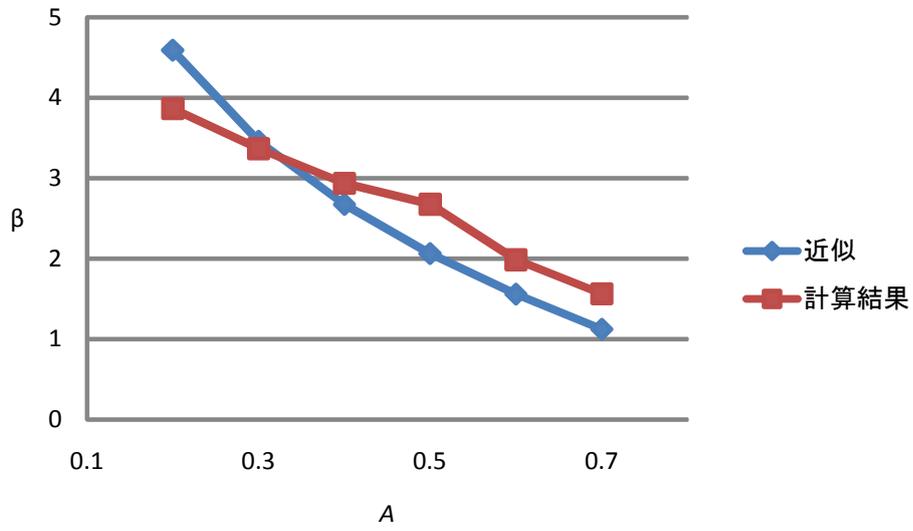


Fig.4-20 A に対する信頼性指標 β の変化

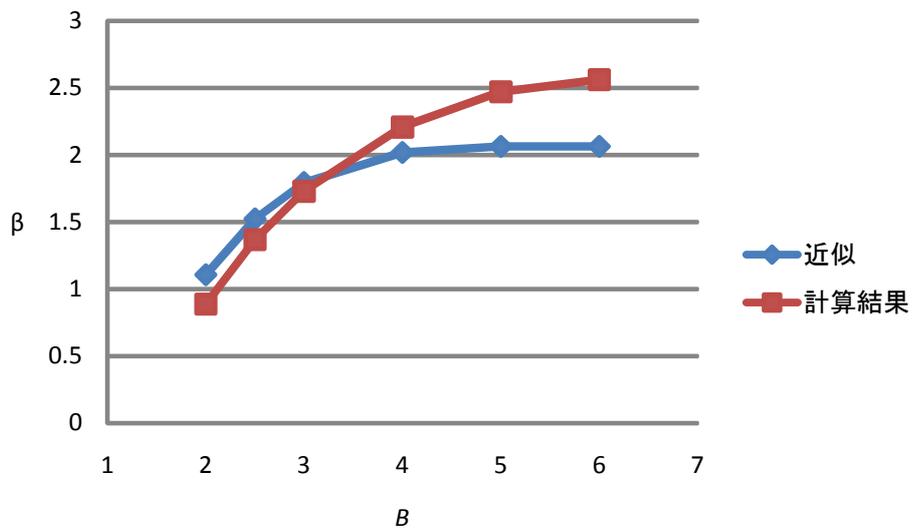


Fig.4-21 B に対する信頼性指標 β の変化

4.4 円筒軸方向貫通き裂

Fig.4-22のような円筒の軸方向内表面き裂について評価を行った. 形状因子 $Y(a)$, $L(a)$ は以下のように表わされる. なお, $Y(a)$ については ASME Code Case N-513 の解を用いた.

$$Y(a) = \frac{1}{\sqrt{2}} \left(1 + 0.072449\lambda + 0.64856\lambda^2 - 0.2327\lambda^3 + 0.038154\lambda^4 - 0.0023487\lambda^5 \right)$$

$$L(a) = \left[1 + 1.2987\lambda^2 - 0.026905\lambda^4 + 5.3549 \times 10^{-4} \lambda^6 \right]^{0.5}$$

$$\lambda = \frac{a}{2\sqrt{Rt}} \quad (4.22)$$

$$R = \frac{R_o + R_i}{2}$$

ただし式(4.22)は以下の範囲で適用される.

$$0 < \frac{a}{\sqrt{Rt}} \leq 10 \quad (4.23)$$

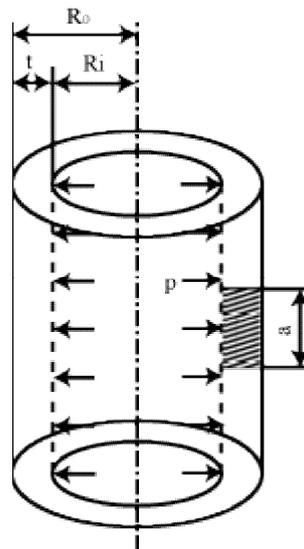


Fig.4-22 円筒軸方向貫通き裂

以下の条件でき裂サイズ a を(4.23)の範囲内で変化させた場合の信頼性指標 β の変動を Fig.4-23 に示し, $Y(a)=L(a)=1.0$ の近似を用いた手法と, $Y(a), L(a)$ に式 (4.22)を用いた計算結果を比較した.

$$\left\{ \begin{array}{l} A = 0.5 \quad B = 5.0 \\ t = 5mm \quad R = 25 \sim 250mm \\ COV_x = 0.1, \quad COV_y = 0.1, \quad COV_z = 0.1, \quad COV_a = 0.1 \end{array} \right. \quad (4.24)$$

Fig.4-23 から, き裂サイズ a が小さいと, 計算結果は近似解にほぼ一致していたが, a が大きくなるほど近似の誤差が大きくなることが分かる. また径 R を大きくするほど近似に近づくことが分かる.

次に(4.24)と同じ条件で COV を以下のように変えて計算した結果を Fig.4-24 に示す.

$$COV_x = 0.3, \quad COV_y = 0.25, \quad COV_z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \quad (4.25)$$

変動係数を大きくすると, β の値が小さくなるが, 計算結果と近似解の関係には大きく影響しなかった.

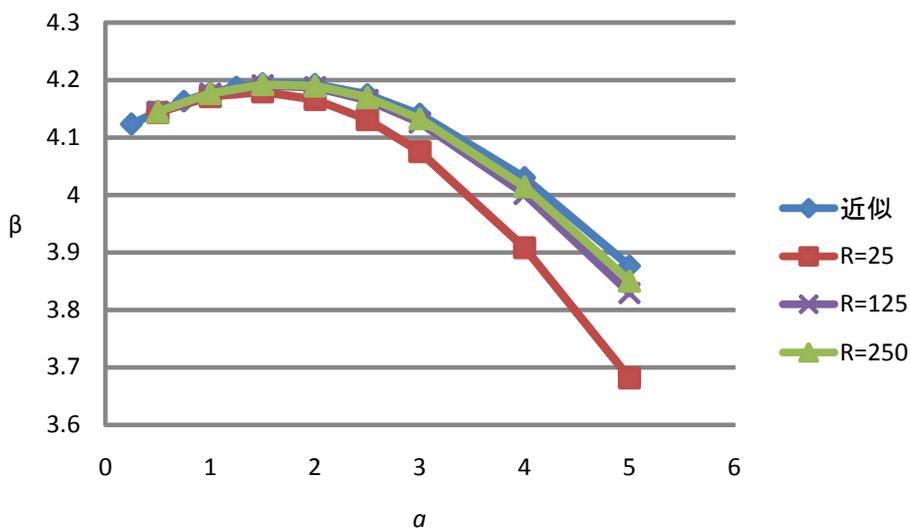


Fig.4-23 径 R に対する信頼性指標 β の変化 (COV 小)

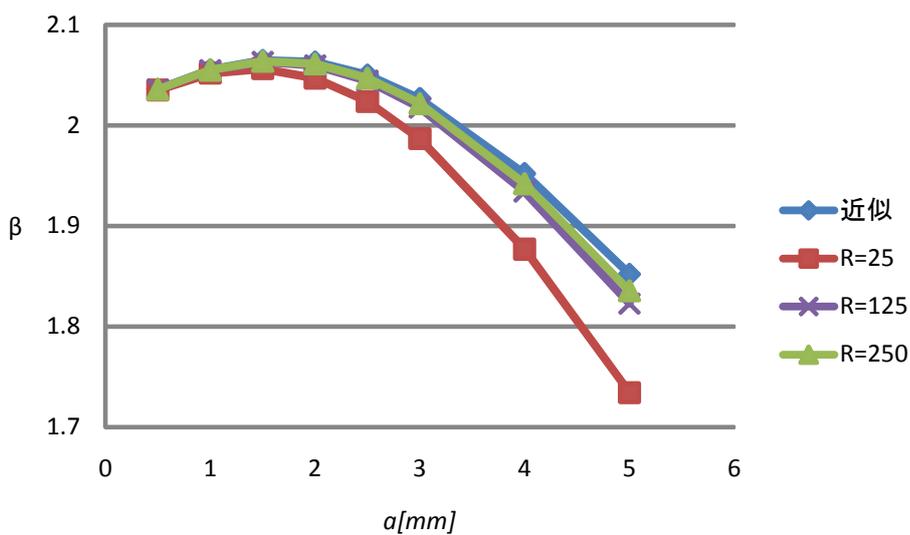


Fig.4-24 径 R に対する信頼性指標 β の変化 (COV 大)

次に(4.26)の条件で a を変化させ、肉厚 t による信頼性指標 β の変化を Fig.4-25 に示した。

$$\left\{ \begin{array}{l} A = 0.5 \quad B = 5.0 \\ t = 2.5 \sim 25.0\text{mm} \quad R = 125\text{mm} \\ COV_X = 0.3, \quad COV_Y = 0.25, \quad COV_Z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \end{array} \right. \quad (4.26)$$

板厚 t が大きいほど近似解に一致する。

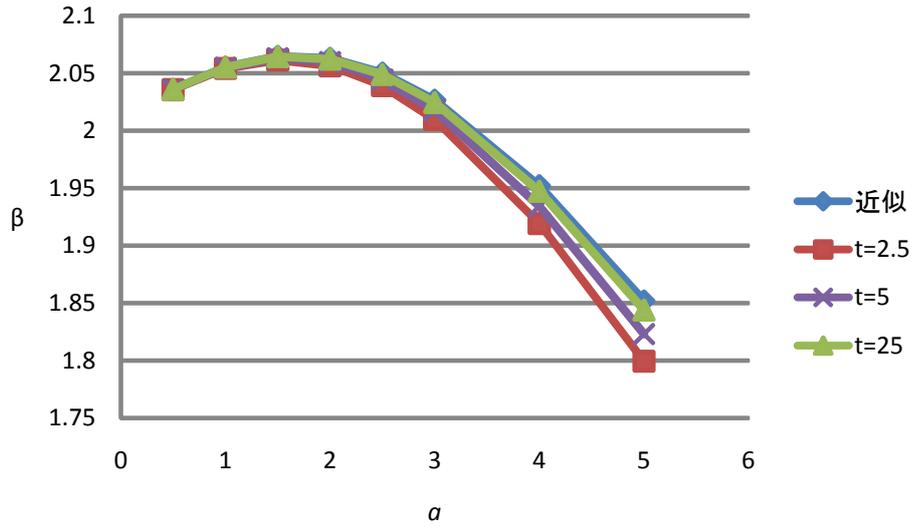


Fig.4-25 肉厚 t に対する信頼性指標 β の変化

次に、 $A = \mu_s / \mu_\sigma$ の値を(4.27)の条件で変化させて、信頼性指標 β についての近似解と計算結果の比較を Fig.4-26 に示した。

$$\left\{ \begin{array}{l} a = 2.0mm \quad B = 5.0 \\ t = 5mm \quad R = 25mm \\ COV_X = 0.3, \quad COV_Y = 0.25, \quad COV_Z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \end{array} \right. \quad (4.27)$$

Fig.4-26 から、A を変化させても、近似解と計算結果がほぼ一致していることが分かる。

同様に、 $B = \mu_k / \mu_\sigma$ の値を(4.28)の条件で変化させて、信頼性指標 β についての近似解と計算結果の比較を Fig.4-27 に示した。

$$\left\{ \begin{array}{l} a = 2.0mm \quad A = 0.5 \\ t = 5mm \quad R_i = 25mm \\ COV_X = 0.3, \quad COV_Y = 0.25, \quad COV_Z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \end{array} \right. \quad (4.28)$$

Fig.4-27 から、B を変化させても、近似解と計算結果がほぼ一致していることが分かる。

以上から、軸方向内表面き裂では、近似解の β が計算結果の β より小さい値を示すことはなく、またき裂サイズ a が大きく、肉厚 t 、径 R が小さいほどその誤差は大きくなったが、近似解と計算結果はほぼ一致していて、き裂サイズ a が過度に大きい場合でなければ、A,B の値によらず近似が適用できることが分かった。

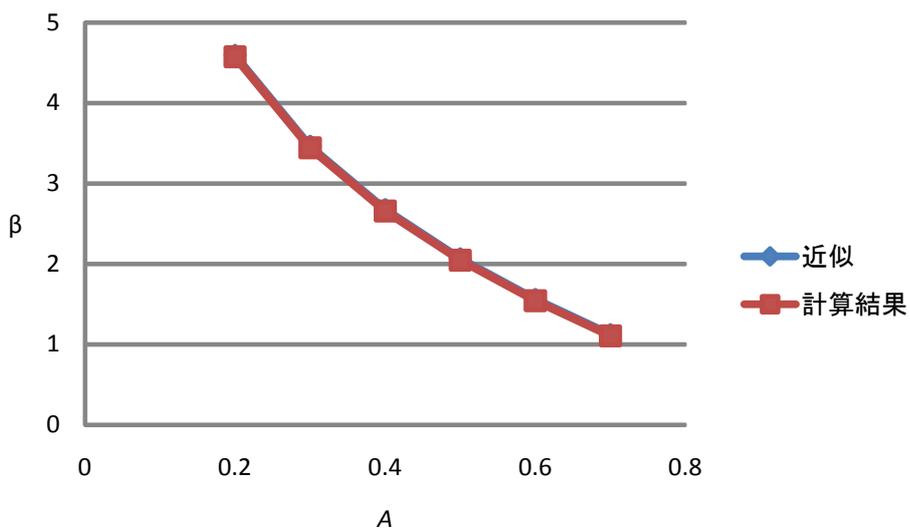


Fig.4-26 肉厚 t に対する信頼性指標 β の変化

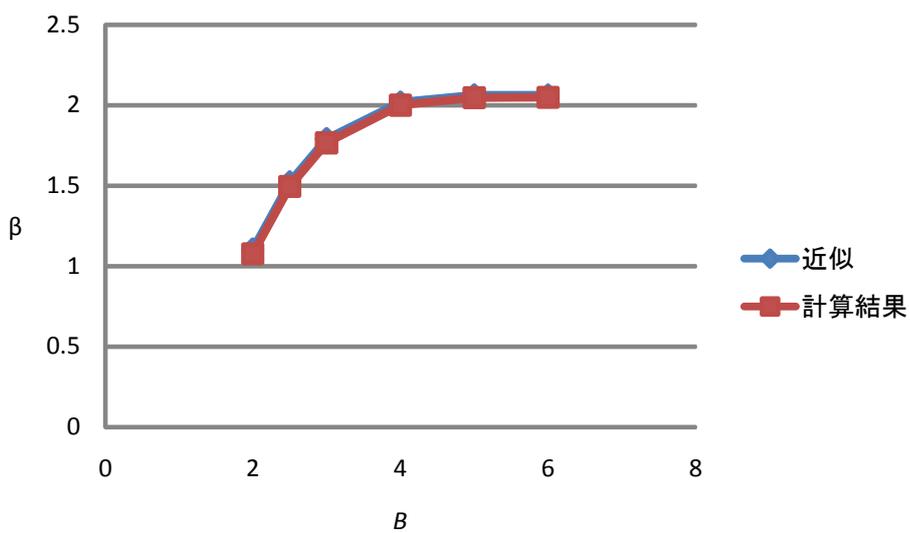


Fig.4-27 肉厚 t に対する信頼性指標 β の変化

4.5 円筒周方向貫通き裂

Fig.4-28 のような円筒の周方向貫通き裂について評価を行った。形状因子 $Y(a)$, $L(a)$ は以下のように表わされる。なお, $Y(a)$ については Zahoor の解を用いた。

$$Y(a) = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[1 + A \left\{ 5.3303 \left(\frac{a}{2\pi R} \right)^{1.5} + 18.73 \left(\frac{a}{2\pi R} \right)^{4.24} \right\} \right]$$

$$A = \begin{cases} [0.125(R/t) - 0.25]^{0.25} & (5 \leq R/t \leq 10) \\ [0.4(R/t) - 3]^{0.25} & (10 \leq R/t \leq 20) \end{cases}$$

$$L(a) = \frac{\pi}{2\alpha - \theta}$$

$$\alpha = \arccos(0.5 \sin \theta)$$

$$\theta = \frac{a}{2R}$$

$$R = \frac{R_o + R_i}{2}$$
(4.29)

ただし式(4.29)は以下の範囲で適用される。

$$0 < \frac{a}{2\pi R} \leq 0.55 \quad 5 \leq \frac{R}{t} \leq 20$$
(4.30)

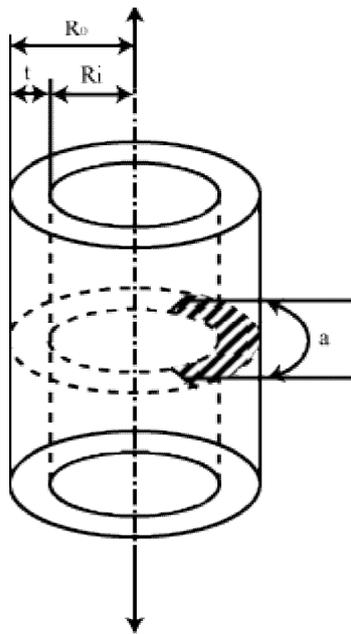


Fig.4-28 円筒周方向貫通き裂

以下の条件でき裂サイズ a を(4.30)の範囲内で変化させた場合の信頼性指標 β の変動を Fig.4-29 に示し, $Y(a)=L(a)=1.0$ の近似を用いた手法と, $Y(a), L(a)$ に式 (4.29)を用いた計算結果を比較した.

$$\begin{cases} A = 0.5 & B = 5.0 \\ t = 5\text{mm} & R = 25 \sim 100\text{mm} \\ COV_x = 0.1, & COV_y = 0.1, & COV_z = 0.1, & COV_a = 0.1 \end{cases} \quad (4.31)$$

Fig.4-29 から, 円筒の径 R を変化させても, き裂長さが同じならば信頼性指標 β の値に変化はないことが分かる. また, 全ての範囲で計算結果の β が近似解の β より大きくなり, 近似が全範囲で適用できることが分かる.

次に(4.31)と同じ条件で COV を以下のように変えて計算した結果を Fig.4-30 に示す.

$$COV_x = 0.3, \quad COV_y = 0.25, \quad COV_z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \quad (4.32)$$

変動係数を大きくすると, β の値が小さくなるが, 計算結果と近似解の関係には大きく影響しなかった.

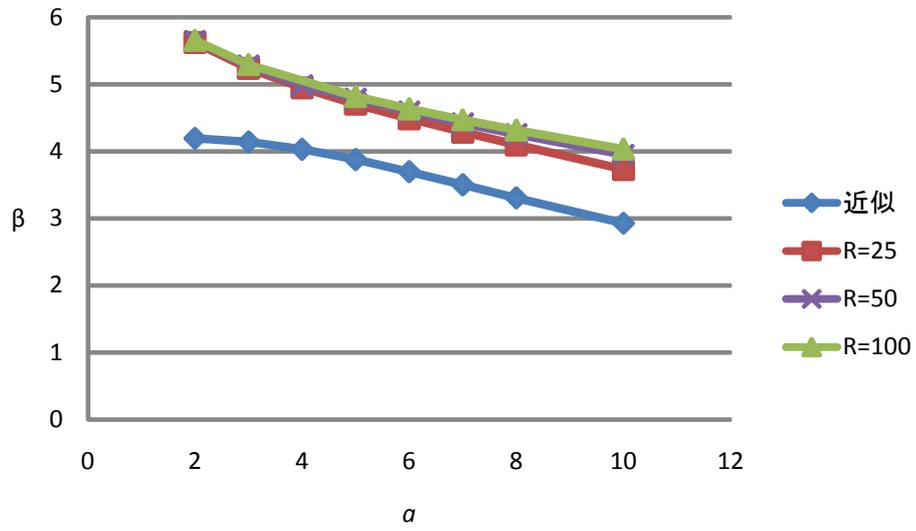


Fig.4-29 径 R に対する信頼性指標 β の変化 (COV 小)

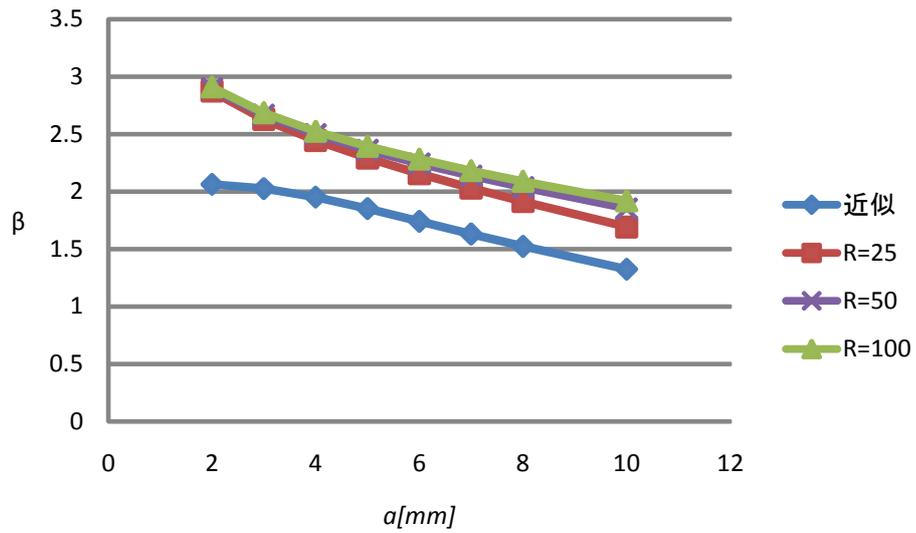


Fig.4-30 径 R に対する信頼性指標 β の変化 (COV 大)

次に(4.33)の条件で a を変化させ、肉厚 t による信頼性指標 β の変化を Fig.4-31 に示した。

$$\left\{ \begin{array}{l} A = 0.5 \quad B = 5.0 \\ t = 2.5 \sim 10.0\text{mm} \quad R = 50\text{mm} \\ COV_X = 0.3, \quad COV_Y = 0.25, \quad COV_Z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \end{array} \right. \quad (4.33)$$

肉厚 t を変化させても信頼性指標 β の値に変化は見られなかった。

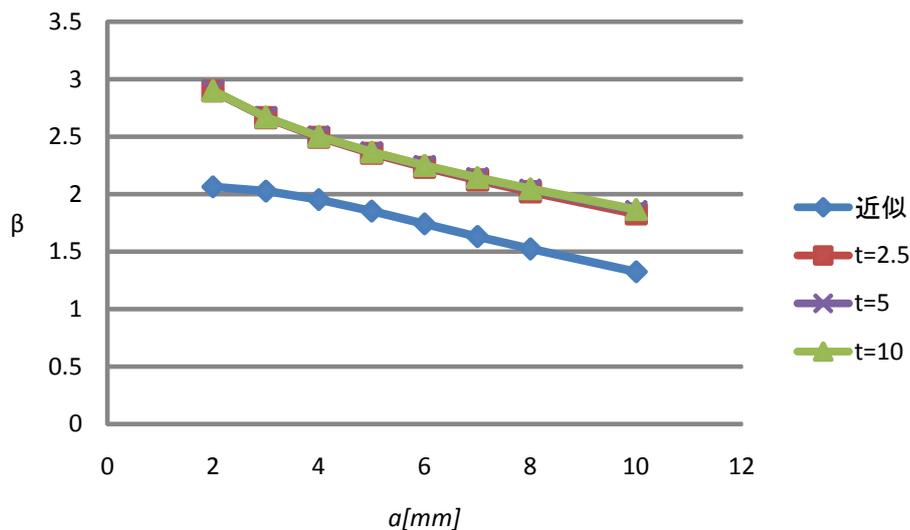


Fig.4-31 肉厚 t に対する信頼性指標 β の変化

次に、 $A = \mu_s / \mu_\sigma$ の値を(4.34)の条件で変化させて、信頼性指標 β についての近似解と計算結果の比較を Fig.4-32 に示した。

$$\left\{ \begin{array}{l} a = 4.0mm \quad B = 5.0 \\ t = 5mm \quad R = 50mm \\ COV_X = 0.3, \quad COV_Y = 0.25, \quad COV_Z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \end{array} \right. \quad (4.34)$$

Fig.4-32 から、A を変化させても、近似解と計算結果の誤差はほぼ一定で変化しないことが分かる。

同様に、 $B = \mu_k / \mu_\sigma$ の値を(4.35)の条件で変化させて、信頼性指標 β についての近似解と計算結果の比較を Fig.4-33 に示した。

$$\left\{ \begin{array}{l} a = 4.0mm \quad A = 0.5 \\ t = 5mm \quad R_i = 50mm \\ COV_X = 0.3, \quad COV_Y = 0.25, \quad COV_Z = 0.2, \quad COV_a = 0.3 \end{array} \right. \quad (4.35)$$

Fig.4-33 から、B を変化させても、常に近似解の β は計算結果の β より小さい値であり、B の影響が小さいことが分かる。

以上から、周方向貫通き裂では、き裂サイズ a や肉厚 t 、径 R 、A、B といった値によらず、常に近似結果の β の値は、計算結果の約 0.8 倍程度であることが分かった。

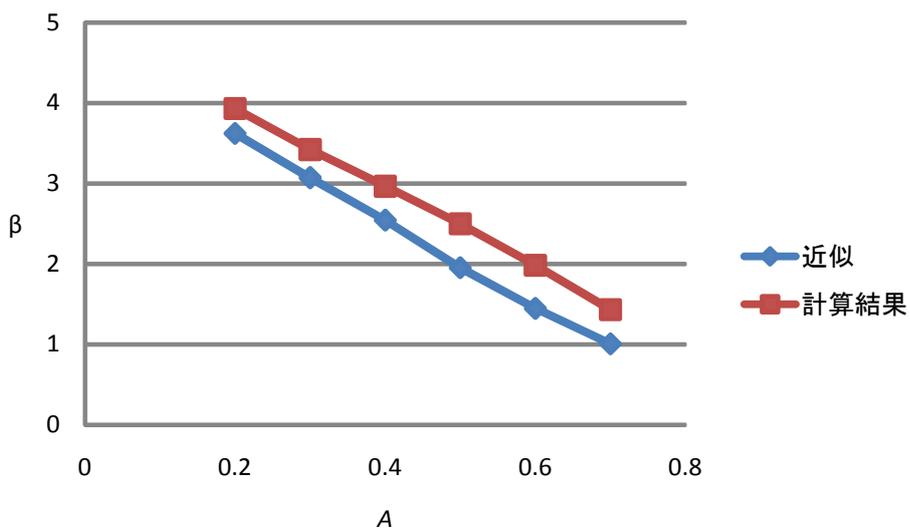


Fig.4-32 A に対する信頼性指標 β の変化

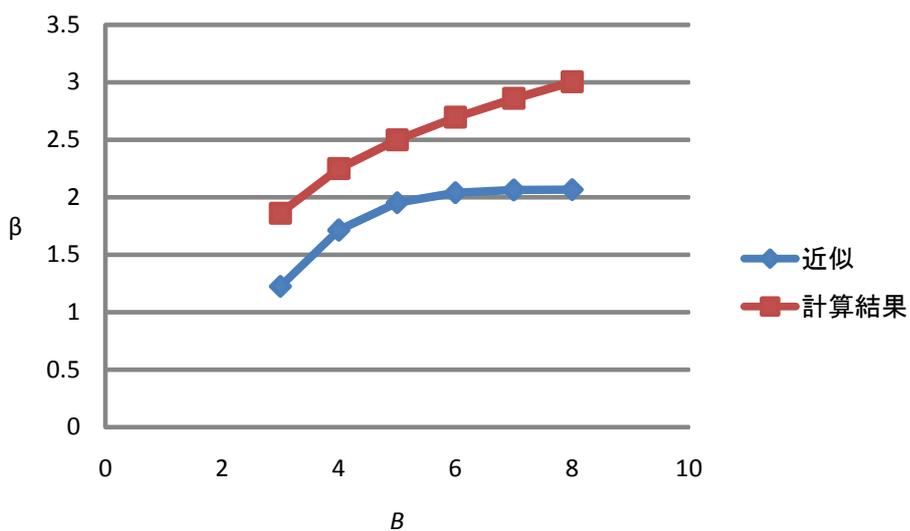


Fig.4-33 B に対する信頼性指標 β の変化

第5章 まとめと考察

本章では第4章で計算された結果をまとめ、考察を行う

5.1 平板半楕円表面き裂

平板半楕円表面き裂については、厚さ t の値に応じて、き裂長さ a が大きくなると β が極端に小さくなる傾向が見られた。これは先述した通り、き裂 a が大きくなることにより次式で表わされる θ が大きくなることに起因すると考えられる。

$$\theta = \tan^{-1}\left(\frac{K_r}{L_r}\right) = \tan^{-1}\left(\frac{\sqrt{\pi a} Z}{B Y}\right) \quad (5.1)$$

θ が大きくなることにより、破壊評価線図上で塑性破壊領域から脆性破壊領域に推移し、 β が小さくなると考えられる。

Fig.5-1 に β が極端に小さくなるときのき裂長さ a を厚さ t に対してプロットした。厚さ t が小さいほど a の範囲が限られる様子が分かる。

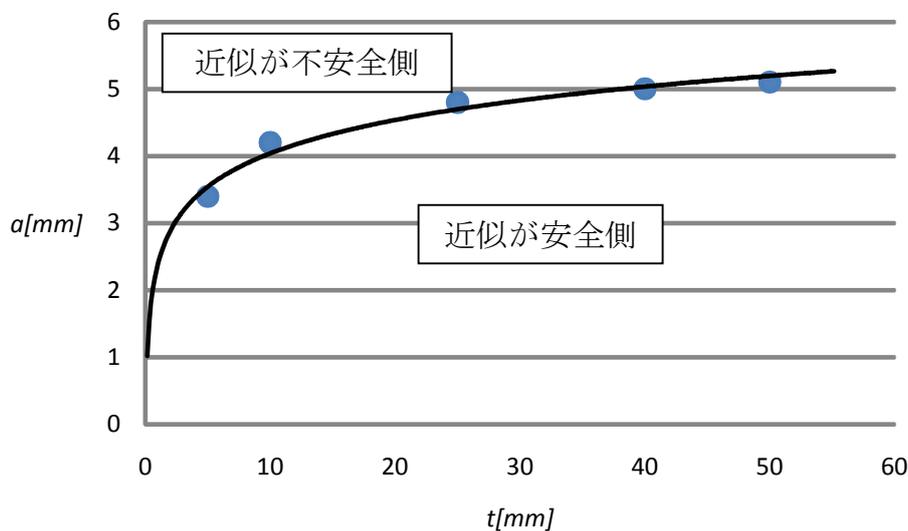


Fig.5-1 厚さ t と限界き裂サイズの関係

5.2 平板中央貫通き裂

平板中央貫通き裂については板厚 t の影響が大きい結果が見られた。き裂サイズ a の大きさによらず、 t が 0.8mm 以下なら近似が安全側の評価となり、適用できるが、 t が 1.0mm 以上では近似がふさわしくないことが分かる。また、 t が小さいほど計算値に対して近似曲線の裕度が大きくなる傾向が見られた。

5.3 円筒軸方向内表面き裂

肉厚 t の大きさによって近似の適用範囲が変化することが分かる。近似が安全側となる限界き裂サイズと肉厚 t の関係を Fig.5-2 に示した。

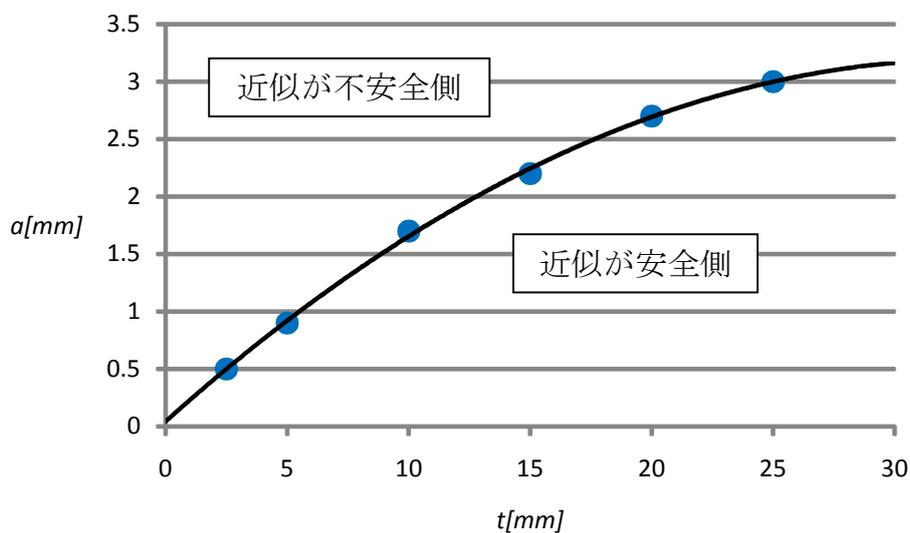


Fig.5-2 肉厚 t と限界き裂サイズの関係

5.4 円筒貫通き裂

円筒軸方向貫通き裂については、他のき裂形状に比べ近似との誤差が小さいことが分かった。円筒周方向貫通き裂については、全ての領域で近似が安全側となった。き裂サイズや肉厚によらず、近似によって計算される信頼性指標 β は、具体形状を与えたものの約 0.8 倍の値となった。

5.5 まとめ

以上により得られた結果を Table.5-1 にまとめた。

Table.5-1 き裂評価のまとめ

	き裂の種類	特徴
平板	半楕円表面き裂	板厚 t に対してき裂長さが大きすぎると急激に β が小さくなり、危険側の評価となる
	中央貫通き裂	板厚 t が 0.8mm 以下で安全側の評価となる 板厚 b が大きくなるほど近似手法の誤差が小さくなる
円筒	軸方向内表面き裂	肉厚 t の大きさによって API の有効範囲が変化
	軸方向貫通き裂	肉厚 t 、内径 R の大きさによらず β の値が近似手法によるものとほぼ一致
	周方向貫通き裂	肉厚 t 、内径 R の大きさによらず β は近似の 1.2 倍の値で、全域で近似手法が有効

第6章 部分安全係数の評価

第5章で示された、近似が安全側となる範囲において、部分安全係数を計算し実際に API で用いられている部分安全係数表と比較を行う。

実際に API で用いられている部分安全係数表を Table.6-1 に示す。 R_{ky} は次式で定義され、 $R_{ky} > R_c$ ならば破壊評価線図上で θ の小さい塑性破壊領域、 $R_{ky} < R_c$ ならば破壊評価線図上で θ の大きい領域を示す。

$$R_{ky} = \frac{K_{mat}}{\sigma_y} C_u = BC_u \tag{6-1}$$
$$C_u = 6.268 \times 10^{-1.5}$$

部分安全係数の計算には、API と同様の評価をするために降伏応力の変動係数を 0 とした。また一次応力の変動係数については 0.1, 0.2, 0.3 と変化させた。

Table.6-1 API の部分安全係数表

Shallow Cracks: $a < 5 \text{ mm}$ (0.2 inches) (1)								
Probability Of Failure Category (2)	COV_s (3)	R_c (4)	$R_{ky} \leq R_c$ (5),(6)			$R_{ky} > R_c$ (5),(6)		
			PSF_s	PSF_k	PSF_a	PSF_s	PSF_k	PSF_a
$p_f = 2.3(10^{-2})$ ($\beta = 2.0$)	0.10	1.0	1.20	1.43	1.08	1.25	1.0	1.0
	0.20	1.0	1.30	1.43	1.08	1.50	1.0	1.0
	0.30	1.0	1.55	1.43	1.08	1.75	1.0	1.0
$p_f = 10^{-3}$ ($\beta = 3.09$)	0.10	1.4	1.40	1.43	1.20	1.50	1.0	1.0
	0.20	1.4	1.50	1.82	1.10	2.0	1.0	1.0
	0.30	1.4	2.00	2.0	1.05	2.50	1.0	1.0
$p_f = 10^{-6}$ ($\beta = 4.75$)	0.10	2.0	1.75	2.0	1.35	2.00	1.0	1.0
	0.20	2.0	2.50	2.0	1.50	3.10	1.0	1.0
	0.30	2.0	2.6	2.0	1.50	4.10	1.0	1.0
Deep Cracks: $a \geq 5 \text{ mm}$ (0.2 inches) (1)								
Probability Of Failure Category (2)	COV_s (3)	R_c (4)	$R_{ky} \leq R_c$ (5),(6)			$R_{ky} > R_c$ (5),(6)		
			PSF_s	PSF_k	PSF_a	PSF_s	PSF_k	PSF_a
$p_f = 2.3(10^{-2})$ ($\beta = 2.0$)	0.10	1.8	1.20	1.33	1.10	1.25	1.0	1.0
	0.20	1.3	1.40	1.54	1.10	1.50	1.0	1.0
	0.30	1.1	1.60	1.67	1.10	1.75	1.0	1.0
$p_f = 10^{-3}$ ($\beta = 3.09$)	0.10	1.9	1.40	1.67	1.15	1.50	1.0	1.0
	0.20	1.5	1.80	1.43	1.10	2.0	1.0	1.0
	0.30	1.3	2.30	1.43	1.10	2.50	1.0	1.0
$p_f = 10^{-6}$ ($\beta = 4.75$)	0.10	1.8	1.70	2.0	1.25	2.00	1.0	1.0
	0.20	1.5	2.60	1.82	1.25	3.10	1.0	1.0
	0.30	1.5	3.50	1.67	1.25	4.10	1.0	1.0

平板貫通き裂について、破壊評価線図上の θ に対する部分安全係数の変化を Fig.6-1, Fig.6-2 に示した。ただし、き裂サイズの平均値を $\mu_a=2.5\text{mm}$ とした。グラフのように θ の大きい領域と小さい領域で傾向が異なっており、API の R_{ky} による区分と同様の傾向が見られた。 θ が小さい領域では一次応力とき裂サイズの影響が大きく、 θ が大きい領域では破壊靱性値が支配的となる。続いて COV_S を 0.1 から 0.3 に変化させたものを Fig.6-3, Fig.6-4 に示した。 COV を大きくしても基本的な傾向に違いは見られなかった。その他のき裂形状の結果を Fig.6-5~Fig.6-16 に示した。

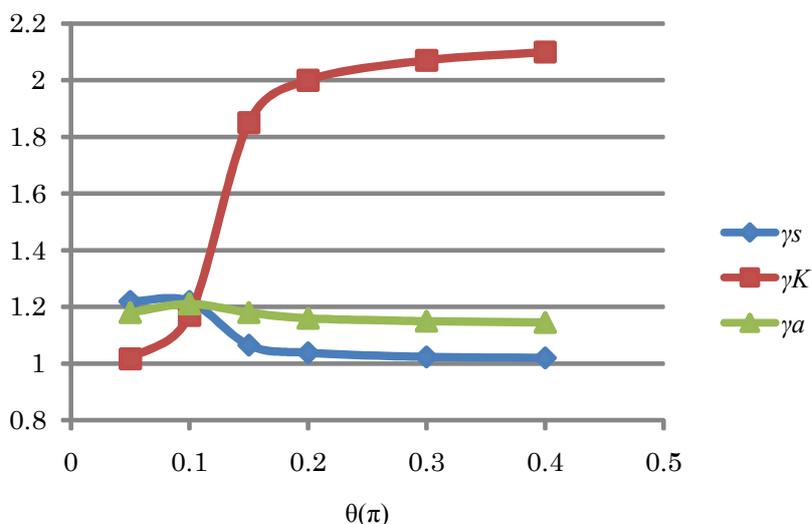


Fig.6-1 PSF の変化(平板貫通き裂, $\beta_0=2.0$, $COV_S=0.1$)

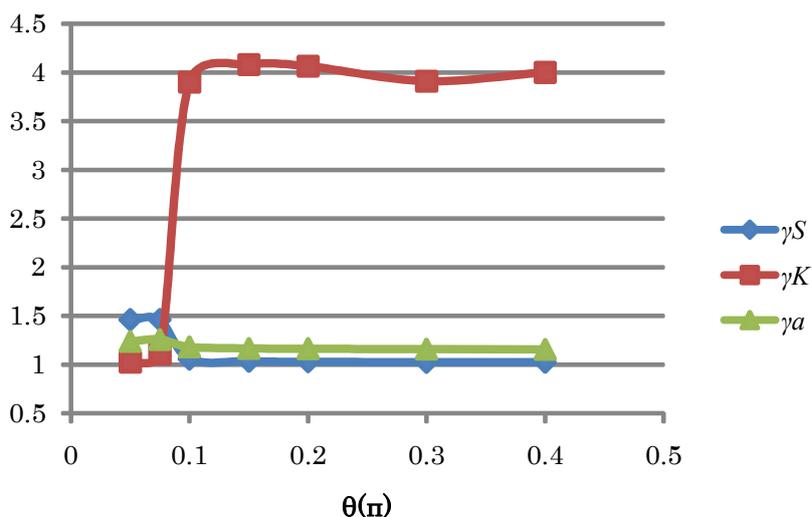


Fig.6-2 PSF の変化(平板貫通き裂, $\beta_0=3.09$, $COV_S=0.1$)

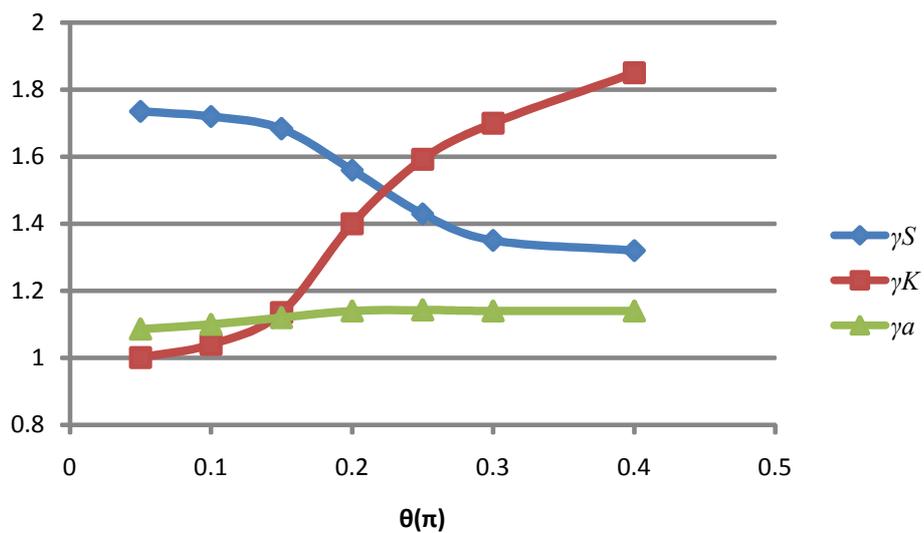


Fig.6-3 PSF の変化(平板貫通き裂, $\beta_0=2.0$, $COV_S=0.3$)

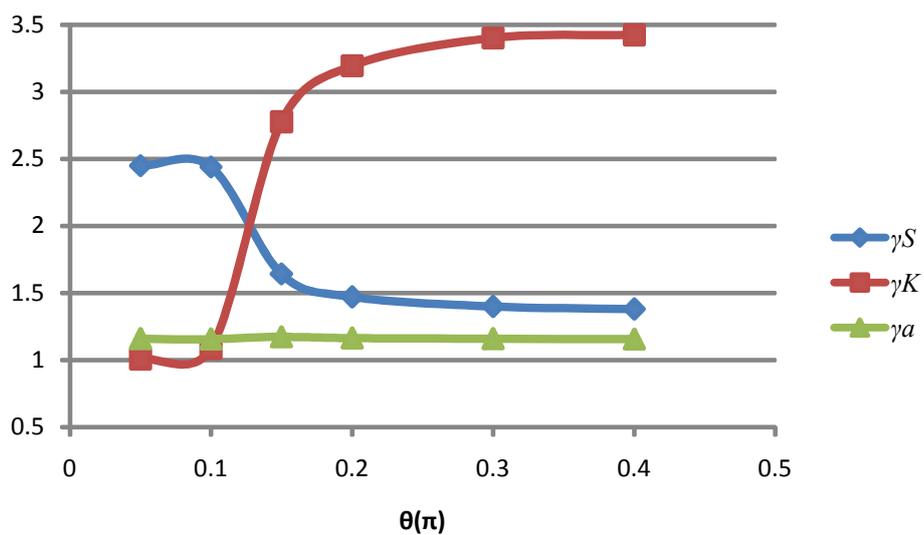


Fig.6-4 PSF の変化(平板貫通き裂, $\beta_0=3.09$, $COV_S=0.3$)

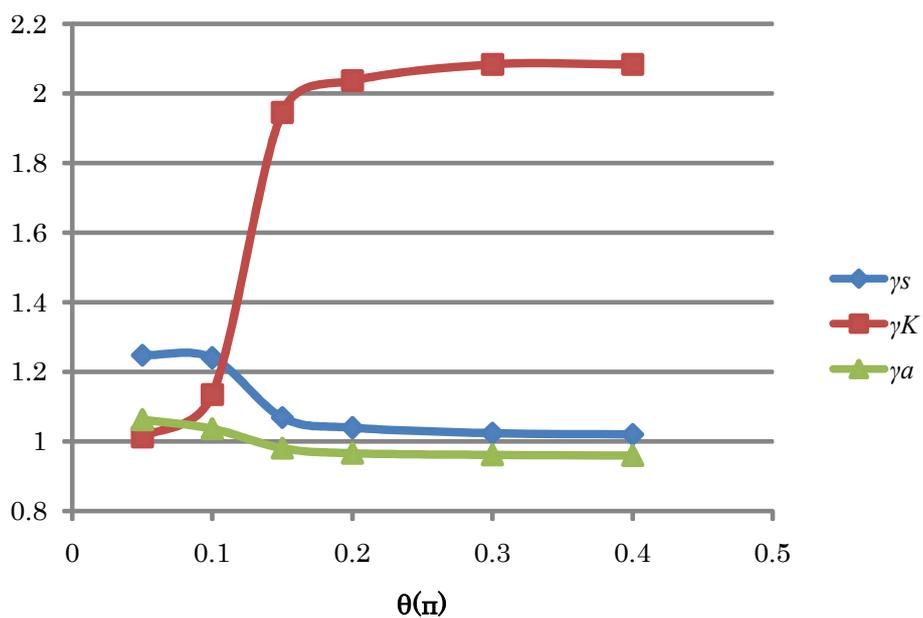


Fig.6-5 PSF の変化(平板表面半楕円き裂, $\beta_0=2.0$, $COV_S=0.1$)

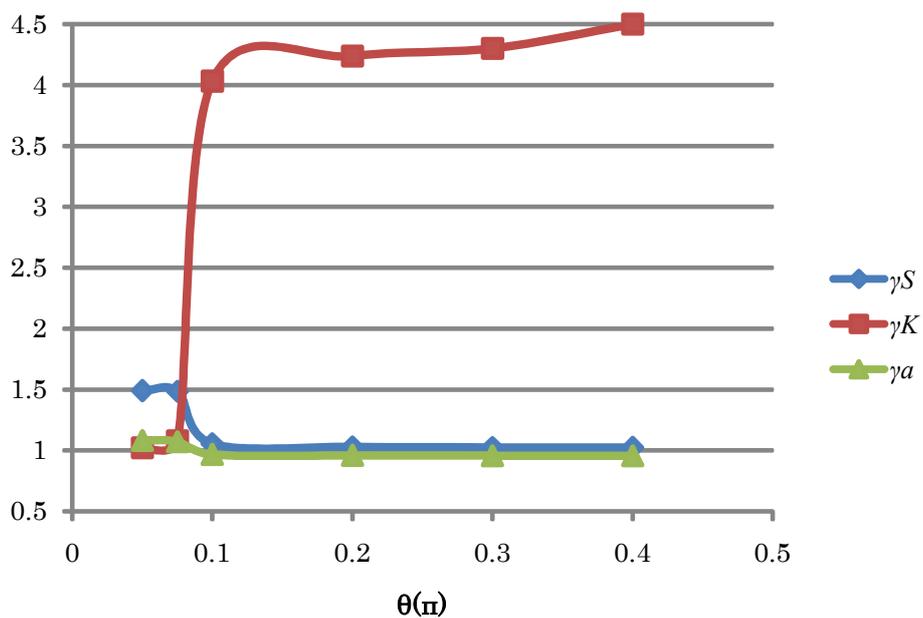


Fig.6-6 PSF の変化(平板表面半楕円き裂, $\beta_0=3.09$, $COV_S=0.1$)

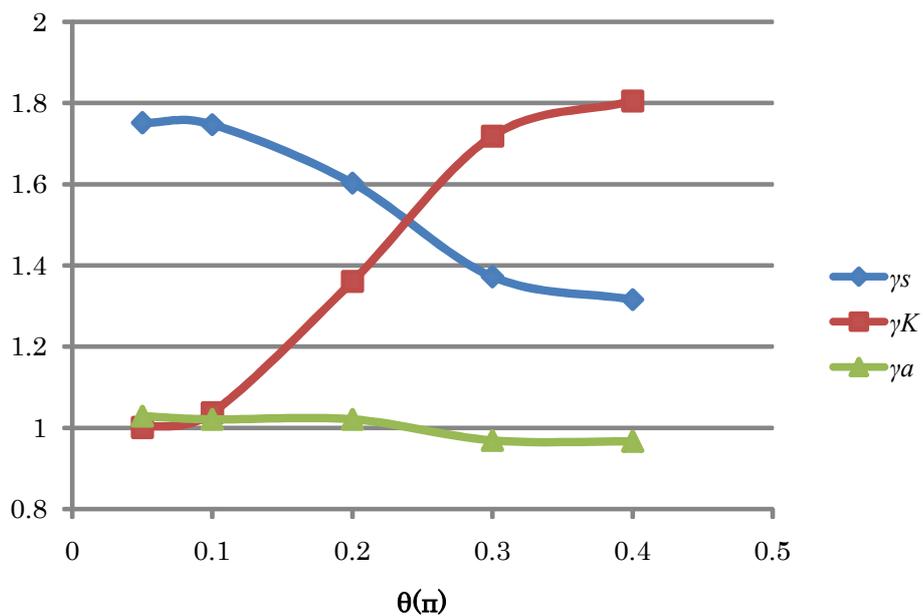


Fig.6-7 PSF の変化(平板表面半楕円き裂, $\beta_0=2.0$, $COV_S=0.3$)

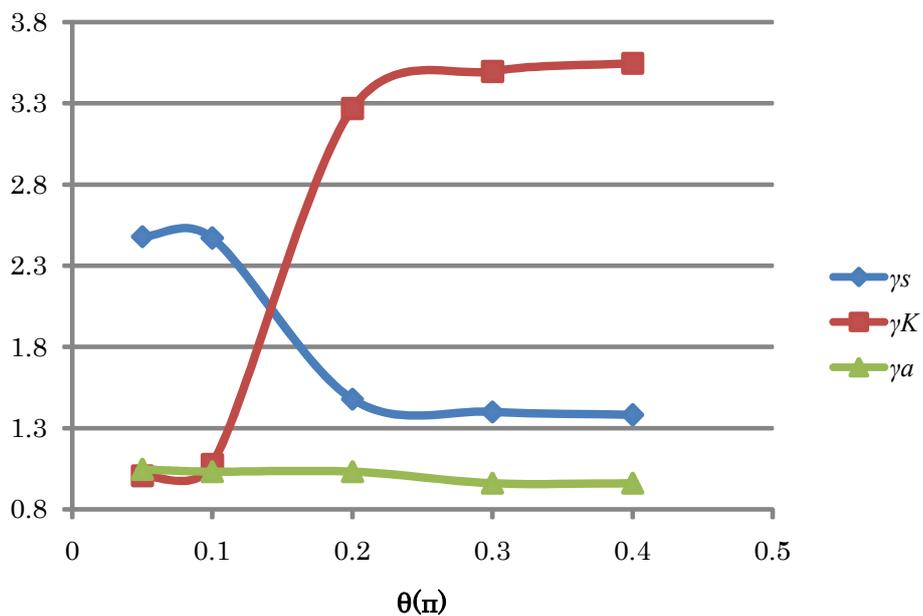


Fig.6-8 PSF の変化(平板表面半楕円き裂, $\beta_0=3.09$, $COV_S=0.3$)

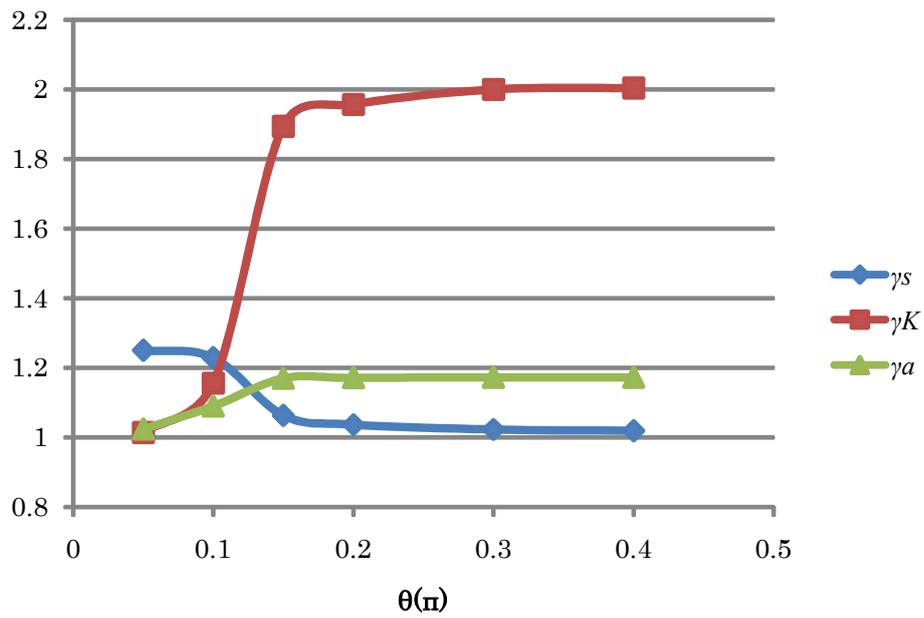


Fig.6-9 PSF の変化(円筒軸方向内表面き裂, $\beta_0=2.0$, $COV_S=0.1$)

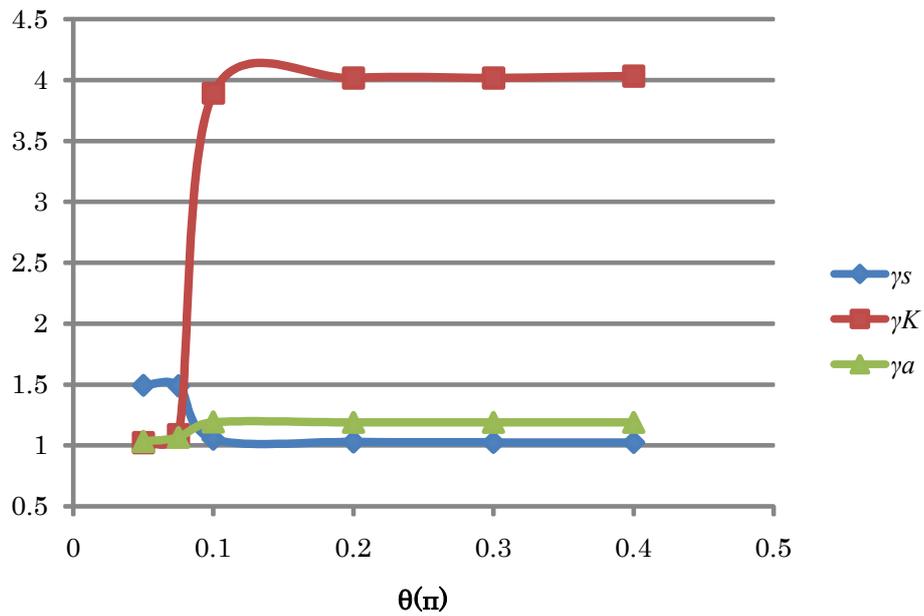


Fig.6-10 PSF の変化(円筒軸方向内表面き裂, $\beta_0=3.09$, $COV_S=0.1$)

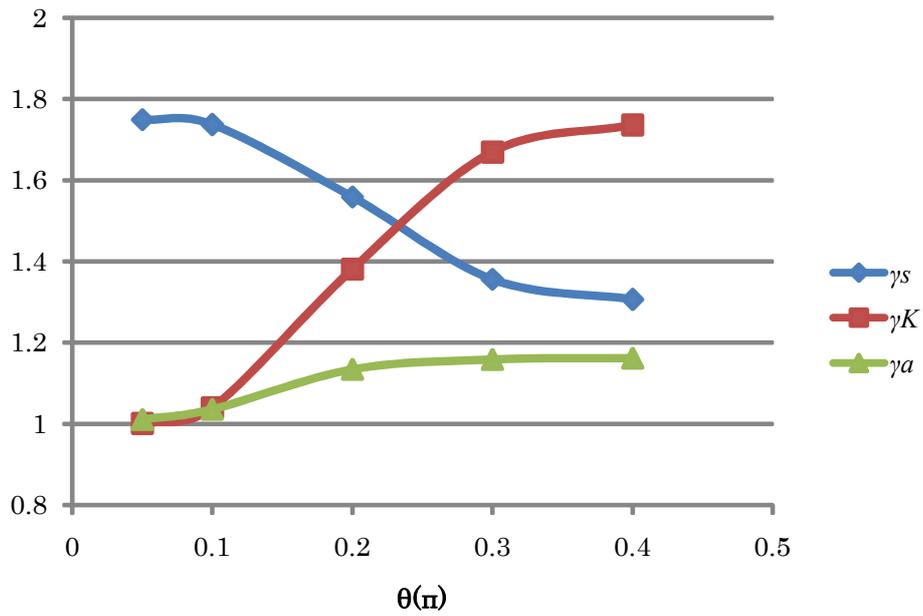


Fig.6-11 PSF の変化(円筒軸方向内表面き裂, $\beta_0=2.0$, $COV_S=0.3$)

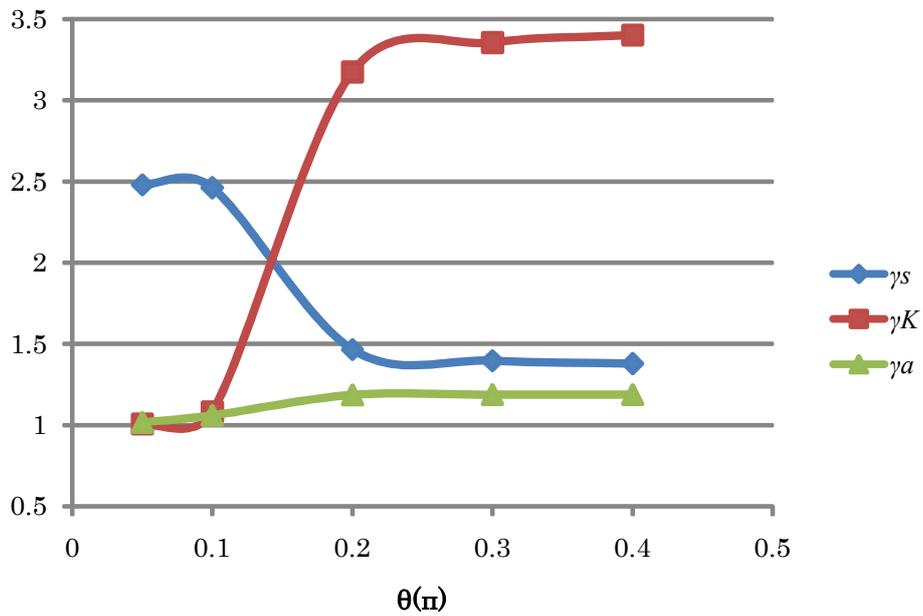


Fig.6-12 PSF の変化(円筒軸方向内表面き裂, $\beta_0=3.09$, $COV_S=0.3$)

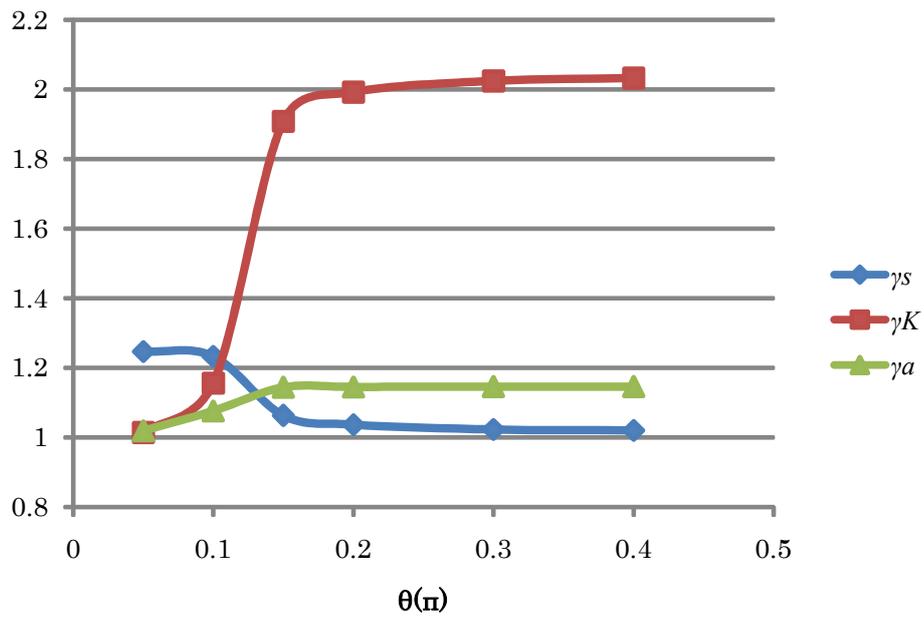


Fig.6-13 PSF の変化(円筒軸方向貫通き裂, $\beta_0=2.0$, $COV_S=0.1$)

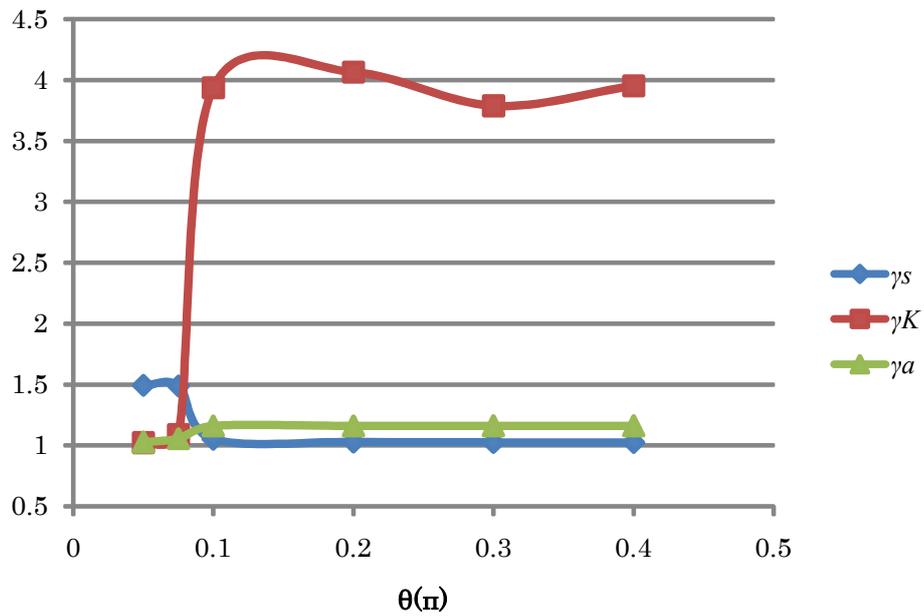


Fig.6-14 PSF の変化(円筒軸方向貫通き裂, $\beta_0=3.09$, $COV_S=0.1$)

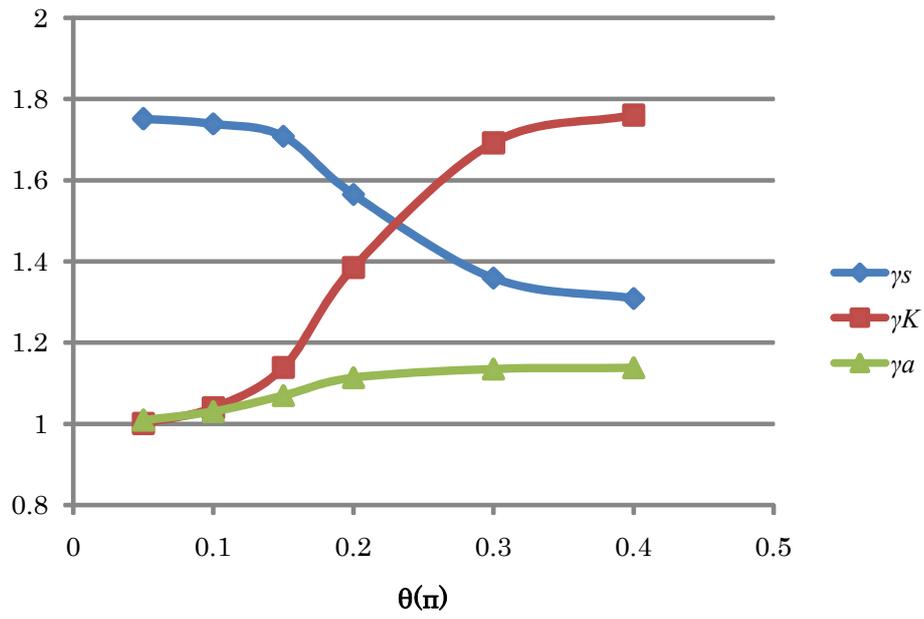


Fig.6-15 PSF の変化(円筒軸方向貫通き裂, $\beta_0=2.0$, $COV_S=0.3$)

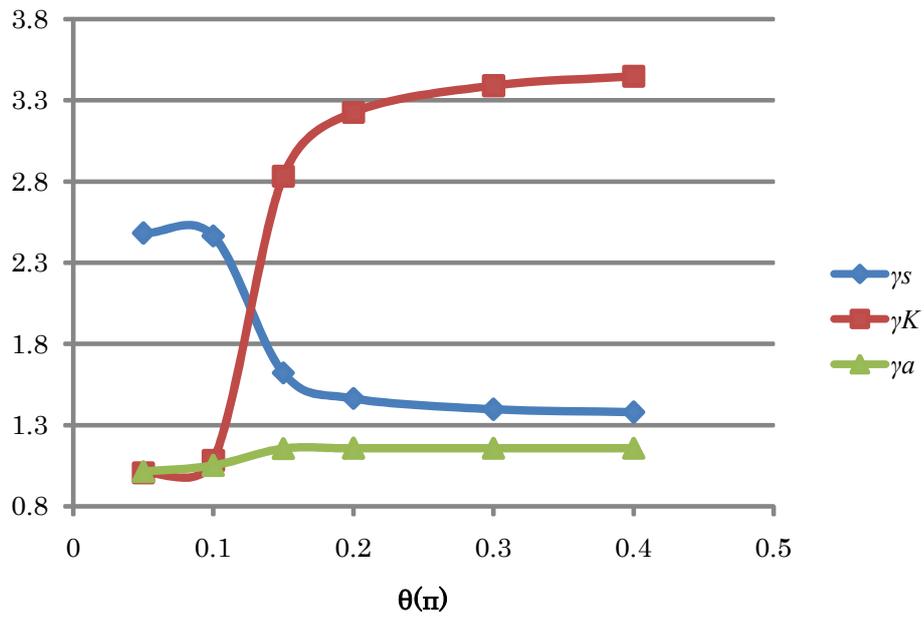


Fig.6-16 PSF の変化(円筒軸方向貫通き裂, $\beta_0=3.09$, $COV_S=0.3$)

Fig.6-1~6-16 から部分安全係数表を作成すると Table.6-2~6-5 のような部分安全係数表が作成できる.

Table.6-2 部分安全係数表 (平板貫通き裂, $a=2.5$)

β	COV _S	R _{ky} >R _c			R _{ky} <R _c		
		PSF _S	PSF _K	PSF _a	PSF _S	PSF _K	PSF _a
2	0.1	1.02	2	1.145	1.22	1.01	1.18
	0.3	1.32	1.4	1.14	1.72	1.001	1.085
3.09	0.1	1.025	4	1.16	1.46	1.05	1.25
	0.3	1.4	3.4	1.16	2.44	1.05	1.16

Table.6-3 部分安全係数表 (平板表面き裂, $a=2.5$)

β	COV _S	R _{ky} >R _c			R _{ky} <R _c		
		PSF _S	PSF _K	PSF _a	PSF _S	PSF _K	PSF _a
2	0.1	1.03	2	1	1.24	1.05	1.05
	0.3	1.2	1.6	1	1.7	1.02	1.02
3.09	0.1	1.03	4.2	1	1.49	1.05	1.08
	0.3	1.3	3.4	1	2.47	1.05	1.04

Table.6-4 部分安全係数表 (円筒軸方向内表面き裂, $a=2.5$)

β	COV _S	R _{ky} >R _c			R _{ky} <R _c		
		PSF _S	PSF _K	PSF _a	PSF _S	PSF _K	PSF _a
2	0.1	1.02	1.95	1.17	1.23	1.1	1.05
	0.3	1.35	1.6	1.15	1.74	1.02	1.02
3.09	0.1	1.03	4	1.19	1.49	1.05	1.05
	0.3	1.4	3.3	1.18	2.47	1.05	1.05

Table.6-5 部分安全係数表 (円筒軸方向貫通き裂, $a=2.5$)

β	COV _S	R _{ky} >R _c			R _{ky} <R _c		
		PSF _S	PSF _K	PSF _a	PSF _S	PSF _K	PSF _a
2	0.1	1.03	2	1.14	1.24	1.1	1.05
	0.3	1.35	1.6	1.13	1.73	1.03	1.02
3.09	0.1	1.03	4	1.16	1.49	1.05	1.03
	0.3	1.4	3.3	1.15	2.47	1.05	1.03

これらの結果を Table.6-6 に示した API の表と比較すると, $R_{ky} < R_c$ となる θ が小さい領域では, ほぼ一致した値を示している. 基本的に形状因子を a の関数としているため, き裂サイズの部分安全係数 PSF_a の値は API の値より大きい結果となった. 破壊靱性値の部分安全係数については, 規格の値より大きい値を示す傾向にあった. また, $\beta_0=2.0$, $COV_S=0.3$ の場合には θ の値によって部分安全係数の変化が大きく注意が必要であることが分かった.

Table.6-6 部分安全係数表 (API, $a < 5\text{mm}$)

β	COV_S	$R_{ky} > R_c$			$R_{ky} < R_c$		
		PSF_S	PSF_K	PSF_a	PSF_S	PSF_K	PSF_a
2	0.1	1.20	1.43	1.08	1.25	1.0	1.0
	0.3	1.55	1.43	1.08	1.75	1.0	1.0
3.09	0.1	1.4	1.43	1.20	1.50	1.0	1.0
	0.3	2.0	2.0	1.05	2.50	1.0	1.0

第7章 結論

円筒，平板合計5種類のき裂形状について具体的形状因子を代入して破壊評価線図を用いたき裂評価を行い以下の知見が得られた。

- き裂形状によって信頼性指標 β の値に与える影響因子は異なり，またその影響の大きさもそれぞれ異なった．それに応じて近似の適用範囲することが分かった．一方で，全てのき裂において，各種確率変数の COV を変化させてばらつきを変えても，近似の適用範囲に影響を及ぼさないことを示すことができた．
- 近似が安全側となる範囲について明確化した．また近似解がどの程度安全側であるかを示した．
- 部分安全係数を計算し，API 規格と同様の部分安全係数表を作成した．

謝辞

関わった全ての人に感謝.

参考文献

- [1] API, “Fitness-for-Service API Recommended Practice 579”, American Petroleum Institute., 2000.
 - [2] AEA Technology plc, “Partial safety factors for SINTAP procedure”, the Health & Safety Executive, pp.1-33, 2000.
 - [3] American Petroleum Institute, API 579-1/ASME FFS-1 Recommended Practice for Fitness-For-Service, Washington, D.C., 2007.
 - [4] DET NORSKE VERITAS, Recommended practice DNV-RP-F101 Corroded Pipelines, Hovik, Norway, pp.11, 2004.
 - [5] Halder A. and Mahadevan S., “Probability, Reliability and Statistical Methods in Engineering Design”, John Wiley & Sons Inc., New York, pp.181-224, 1999.
 - [6] Christensen P.T. and Baker M.J., “Structured Reliability Theory and Its Applications”, Springer-Verlag, 1982.
 - [7] Nordic Committee on Building Regulations, “Recommendation for Loading and Safety Regulations for Structural Design”, NKB-Report NI.36, 1978.
 - [8] Construction Industry Research and Information Association, Rationalisation of Safety and Serviceability Factors in Structural Codes, Report 63, 1977.
 - [9] 相澤威一郎, 経年火力発電機器の非破壊余寿命評価技術, 火力原子力発電, 59(5), pp.395-399, 2008.
 - [10] 星谷勝, 石井清, 構造物の信頼性設計法, 鹿島出版会, pp.165-169, 2003.
 - [11] Kojima I. And Konosu S., “Partial Safety Factor Approach in Japanese FFS Code, HPIS Z101 Level2”, 2006 ASME PVP Conference, ICPVT-11, pp.1-8, 2006
 - [12] 最上雄一, “確率論的安全裕度に基づく構造健全性評価”, 東京大学修士論文, 2009
 - [13] Hasofer A.M. and Lind N.C., “Exact and Invariant Second Moment Code Format”, Journal of Engineering Mechanics, Vol.100, No. 1, pp.111-121, 1974.
 - [14] Rackwitz R. and Fiessler B., “Structural Reliability under Combined Random Load Sequences”, Computers & Structures, Vol. 9, pp.489-494, 1978.
 - [15] Osage D. A., Wirsching P. H. and Mansour A.E., “Application Equipment”, ASME Pressure Vessel and Piping Conference, 2000.
 - [16] 小林英男, “構造健全性評価ハンドブック”, 共立出版, 2005.
- Newman, J.C. Jr., and Raju, I.S.: Stress-Intensity Factor Equations for Cracks in Three-Dimensional Finite Bodies Subjected to Tension and Bending Loads, NASA Technical Memorandum, 85793, NASA, 1984

修 士 論 文

平成 22 年 2 月 10 日提出

機械工学専攻 096206 小吹 洋平