

修士論文

確率論的安全裕度に基づく 構造健全性評価

平成 21 年 2 月 13 日提出
指導教員 酒井信介 教授

76212 最上 雄一

目次

第 1 章	緒論	6
1.1	供用適性評価	6
1.2	構造物の定量的安全裕度評価	6
1.3	構造健全性評価に関わる不確定性	7
1.4	目的	8
1.5	本論文の構成	8
第 2 章	確率論的信頼性手法に基づく安全裕度評価	9
2.1	構造物の破壊確率評価手法	9
2.1.1	限界状態関数	9
2.1.2	AFOSM 法による信頼性指標の算出	10
2.1.3	設計点の探索方法	12
2.1.4	正規裾野近似	13
2.2	構造信頼性解析プログラム	14
2.3	部分安全係数法	17
2.3.1	部分安全係数法の概要	17
2.3.2	限界状態関数が線形の場合	18
2.3.3	限界状態関数が非線形の場合	19
2.4	モンテカルロシミュレーション	20
2.4.1	破壊確率の検証	20
2.4.2	破壊確率の算出方法	20
第 3 章	破壊評価線図を用いたき裂評価における部分安全係数の感度解析	23
3.1	緒言	23
3.2	計算方法	24
3.2.1	限界状態関数と破壊評価線図	24
3.2.2	確率モデルおよび計算方法	25

2 目次

3.2.3	部分安全係数による信頼性評価	26
3.3	計算結果および考察	28
3.3.1	一次応力の変動係数による影響	28
3.3.2	降伏応力の変動係数による影響	31
3.4	結言	36
第 4 章	圧力機器の減肉許容曲線に対する確率論的合理性検討	37
4.1	緒言	37
4.2	API-579/ASME FFS-1 による減肉評価手順	38
4.2.1	減肉評価基準	38
4.2.2	減肉評価線図	41
4.2.3	健全材の最大許容使用圧力と設計圧力の比	42
4.3	計算方法	45
4.3.1	限界状態関数の定義	45
4.3.2	確率モデルおよび計算方法	46
4.4	計算結果	47
4.4.1	API-579/ASME FFS-1 の減肉評価曲線に対する信頼性評価	47
4.4.2	信頼性指標の COV に対する感度解析	50
4.4.3	構造信頼性の残存肉厚 t_{mm} および減肉長さ s の COV 依存性	51
4.4.4	信頼性指標に基づく減肉許容限界曲線の提案	55
4.4.5	モンテカルロシミュレーションによる等信頼性曲線の検証	56
4.5	結言	60
第 5 章	結論	61
5.1	結果の総括	61
	謝辞	63
	参考文献	64
	研究業績	66
付録 A	信頼性解析プログラム	67

目次

2.1	The reliability index, design point and limit state surface in standard normal space	11
2.2	Optimization algorithm by HL-RF method	13
2.3	Two-Parameter equivalent normal transformation	14
2.4	Flowchart of the structural reliability analysis program	16
2.5	Flowchart of Monte Carlo simulation	21
2.6	The generation method of random numbers according to a specific distribution	22
3.1	Definition of the limit state function in FAD	25
3.2	Reliability index in the reduced coordinates	26
3.3	Relation between parameter A and reliability index β for various COVs .	28
3.4	The combination of A and θ satisfying the target reliability, β_o	29
3.5	Partial safety factors for primary stress S , fracture toughness K_{mat} and crack size a	30
3.6	Isolines of the reliability, (a) $\beta_o=0.739$, (b) $\beta_o = 2.00$ for various COVs .	31
3.7	Partial safety factors for (a) load effects and (b) resistance effects ($COV_S=0.10 \sim 0.30$)	32
3.8	Partial safety factors for (a) load effects and (b) resistance effects ($COV_\sigma = 0.0 \sim 0.2$, $\beta_o = 2.0$, $COV_S = 0.3$)	34
3.9	Isolines of the reliability, (a) $\beta=0.739$, (b) $\beta=2.00$ for various COV_σ . . .	35
4.1	Overview of the assessment procedure by API-579/ASME FFS-1[3] . . .	39
4.2	Dimensions of corroded area	40
4.3	Level1 Screening criteria for local metal loss	42
4.4	Level1 Detailed criteria for local metal loss ($MAWP/P_d=1.4$)	43

4 図目次

4.5	Acceptance criteria based on reduced permissible maximum allowable working pressure($MAWP_r$) for each $MAWP/P_d$	44
4.6	The ratio between Maximum Allowable Working Pressure($MAWP$) and design pressure(P_d)	45
4.7	(a) Corrosion assessment curve and (b) corresponding reliability index ($MAWP/P_d=1.6$, $COV(t_{mm})=0.2$, $COV(s)=0.2$, Pressure Vessel No.1) .	48
4.8	The reliability index calculated by HL-RF method, sequential quadratic programming method and Monte Carlo simulation method ($MAWP/P_d=1.6$, $COV(t_{mm})=0.2$, $COV(s)=0.2$, Pressure Vessel No.1) .	48
4.9	The difference of reliability index between Pressure vessel No.1 to No.17, $COV(t_{mm})=0.2$, $COV(s)=0.2$	49
4.10	Color maps of (a) Remaining Strength Factor, RSF and (b) reliability index, β ($MAWP/P_d=1.0$)	50
4.11	(a) Corrosion assessment curve and (b) corresponding reliability index for each $MAWP/P_d$ ($COV(t_{mm})=0.2$, $COV(s)=0.2$)	50
4.12	(a)Sensitivity factors of parameters, α_i and (b)sensitivity of COV , α_i^2 $MAWP/P_d=1.6$	51
4.13	Reliability index, β for various COV , $R_t \geq 0.2$	52
4.14	Reliability index, β for various COV	53
4.15	Sensitivity of COV for reliability index, α_i^2 for each $COV(t_{mm})$ and $COV(s)$ ($MAWP/P_d=1.6$)	54
4.16	The effect of (a) variation of the remaining thickness t_{mm} and (b) variation of the corrosion length s for the remaining strength factor, RSF	55
4.17	Corrosion assessment curve of API/ASME-FFS and the same reliability ($MAWP/P_d=1.25$, $COV(t_{mm})=0.2$, $COV(s)=0.2$)	56
4.18	Corrosion assessment curve of the same reliability for each $COV(t_{mm})$ and $COV(s)$	57
4.19	Convergence of probability of failure, P_f calculated by Monte Carlo simulation method	58
4.20	(a) Corrosion assessment curves and (b) probability of failure, P_f calculated by Monte Carlo simulation at point A ~ D	59
A.1	Constitution of the reliability analysis program	69

表目次

1.1	Uncertainties related to the material property, the service condition and the manufacturing condition	7
3.1	Probabilistic model of the basic variables	27
4.1	Specification of the pressure vessels used in Sumitomo chemical Co. Ltd.	44
4.2	Parameters in the modeling of the burst limit state	47

第 1 章

緒論

1.1 供用適性評価

わが国の石油・化学プラントおよび火力・原子力発電プラントには設置後 20 年以上経過した設備が多く、既存設備の適切な維持管理と効率的な継続使用が課題となっている。このような高経年化した設備は何らかの欠陥を含む場合が多く、定期検査による欠陥の検出および評価が設備の維持管理上重要である。検出された欠陥に対して構造健全性評価を行い、その結果から供用継続、もしくは補修・交換の判断を行うベースとなるのが供用適性評価規格（FFS: Fitness For Service）である。海外では欧米を中心にこの供用適性評価規格の整備が進んでいるが [1, 2, 3, 4]、わが国では未だ整備されておらず、石油・化学産業において導入が検討されている段階である。

供用適性評価では、安全性の観点から欠陥による強度低下の著しい設備の補修・交換を行うこと、また経済性の観点からプラントの長期停止を必要とする無駄な補修・交換の低減を行うことが要求される。これら安全性および経済性を高度にバランスさせるためには、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く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。

1.2 構造物の定量的安全裕度評価

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（ASD: 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ることにより容易な設計が可能である一方、構造系にかかわらず、荷重や材料強度の変動性にも無関係に経験的・決定論的に定められる係数を用いているため、破壊からの安全裕度は不明快である。そこで本研究では、荷重や材料強度のばらつきから構造物の破壊確率を間接的に評価することのできる確率論的信頼性手法 [5] 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，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_o および許容破壊確率 P_{fa} を用いて次式で行われる．

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

安全係数を用いるという点で許容応力設計法と類似の設計・構造健全性評価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_o 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方法である．安全照査式が満たされれば同時に目標信頼性 β_o を満たすこととなるため，許容応力設計法とは異なり，定量的評価が可能である．PSF を安全照査式とともに示方書に掲載すれば，従来と同じ方法で設計および構造健全性評価が可能となす確率計算も不必要であり，部分安全係数法は実用上優れた方法である．その実用性から，API-579/ASME FFS-1[3] をはじめ，海外の供用適性評価規格への導入が進んでおり [1, 2, 4, 10]，わが国においても導入が検討されている [11]．

Table.1.1. Uncertainties related to the material property, the service condition and the manufacturing condition

項目	不確定要因
材料特性	引張強さ，降伏応力，延性，脆性，耐食性，耐摩耗性，耐熱性
使用条件	運用荷重，地震荷重，降水量，積雪量，風，腐食環境
製造条件	成形・接合・組立時の寸法誤差，添加成分・熱処理工程の変動，厚さ・径の公差内変動

1.3 構造健全性評価に関わる不確定性

部分安全係数法では，容易に定量的な信頼性評価が可能な一方，部分安全係数は破壊に関わるパラメータの変動係数 (COV : Coefficient Of Variation) に依存する．そのため，本研究では部分安全係数法を構造健全性評価に適用する際に問題となる，部分安全係数の COV への依存性を明らかにする．

また，既存の構造健全性評価は実験および理論式に基づいているが，その結果の信頼性は破壊に関わるパラメータの不確定性に依存する．確率論に基づく信頼性手法を用いれば，これらの不確定性を適切に扱い，ばらつきに応じて定量的な信頼性評価が可能である．

パラメータの物理的な不確定要因の例を，表 1.1 に示す．材料特性，使用条件，製造条件に分類され，これらの変動は確率統計的な数学モデルによって表される [12]．これら不確定要因

の全てを確率変数として扱う必要はなく，ばらつきの小さいものは定数として扱うことができるため [9]，本研究でもばらつきの大きいもの以外は定数として扱い，解析を行う．

1.4 目的

こうした背景から，本研究は，不確定性を扱うことのできる確率論的信頼性手法の適用により，確率論的安全裕度の観点から定量的な構造健全性評価を行うことを目的とする．構造健全性評価の対象には，プラントにおける主要な破壊要因であるき裂および減肉を設定する．き裂については，わが国で供用適性評価規格への導入が検討されている部分安全係数法を運用する際の問題点である，パラメータのばらつきへの依存性を明らかにすることを目的とする．減肉については，同じく現在国内で導入が検討されている供用適性評価規格，API-579/ASME-FFS の定める減肉評価曲線の合理性を確率論的安全裕度の観点から検討する．

1.5 本論文の構成

本研究は，確率論的信頼性手法の適用により，確率論的安全裕度の観点から定量的な構造健全性評価を行うことを目的とする．本論文は，5 章から構成される．

第 2 章では，本研究で用いる確率論的信頼性手法および部分安全係数法の概要を説明する．また，信頼性解析結果の検証に用いるモンテカルロシミュレーションの必要性について説明する．

第 3 章では，確率論的安全裕度に基づく部分安全係数法を構造健全性評価に適用する際に問題となる，部分安全係数の COV への依存性を明らかにすることを目的とし，部分安全係数の COV に対する感度解析を行う．解析はき裂を含む構造物を対象とし，破壊モードによらず一つの限界曲線でき裂を評価することのできる R-6 法により破壊を定義する．

第 4 章では，確率論的安全裕度に基づく定量的な減肉評価を行うことを目的とし，既存の減肉評価曲線の合理性を確率論的安全裕度の観点から検討するとともに，確率論的安全裕度に基づく減肉評価曲線の提案を行う．

第 5 章に，各章で得られた結果について総括する．

第 2 章

確率論的信頼性手法に基づく安全裕度評価

バルブ、ポンプなどのように一つ一つのコストが低く、同一仕様の製品が多数存在する構造要素の故障率や寿命分布などは、過去の使用実績や寿命試験に一般的な信頼性工学を用いることによって求めることができる。一方、コストが高く、同一仕様の製品が少ない圧力容器などの大型構造物は、寿命試験や過去の仕様実績からその破壊確率を求めることはできない。このような場合には、材料強度や荷重のばらつきから構造物の破壊確率を間接的に評価する確率論的な構造信頼性手法が有効である。

2.1 構造物の破壊確率評価手法

2.1.1 限界状態関数

構造物のある破壊モードからの安全裕度を定量的に評価するためには、まず構造物の破壊モードを数式的に表現する必要がある。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。いま、破壊モード i に関係する不確定要因を $x_1 \sim x_n$ とすれば、その破壊モードの生起は次式で表される限界状態関数 g を用いて定義される。

$$\begin{aligned}
 g_i(x_1, x_2, \dots, x_n) > 0 &: \text{破壊モード } i \text{ は生起しない,} \\
 &\quad \text{すなわち、破壊モード } i \text{ に対して構造物は安全} \\
 &\leq 0: \text{破壊モード } i \text{ が生起する,} \\
 &\quad \text{すなわち、破壊モード } i \text{ に対して構造物は破壊}
 \end{aligned}
 \tag{2.1}$$

つまり、限界状態関数 g_i が正の値ならば破壊モード i は発生することなく、少なくともこのモードに対して構造物は安全だが、0 または負の値をとると破壊モード i が発生し、構造物は破壊することになる。実際に信頼性解析を行う場合、全ての不確定要因を全て確率変数とする

必要はなく，ばらつきが他のものと比べて十分小さい場合には定数と仮定してもよい．

最も単純な例として，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 は次式で表される．

$$g = x_1 - x_2 \quad (2.2)$$

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，一般に多変数の結合確率密度関数を求めることはできず，求めることができたとしても，多重積分を直接計算するのは困難な場合が多い．そのため，実際に破壊確率を求める際には，式 (2.3) を直接解く代わりにモンテカルロ法や，次に述べる一次近似信頼性手法などの近似解法が用いられる．ただし，モンテカルロ法を用いる場合，破壊確率を求めるのに必要な乱数の個数は破壊確率が小さいほど多く，計算コストがかかる．一方，一次近似信頼性手法の計算コストは破壊確率ではなく，確率変数の数および限界状態関数の複雑さに依存するため，破壊確率が小さい場合にも適用可能という利点がある．

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，確率変数 x_i は，次式によって，標準正規分布に従う確率変数 u_i へと変換される．

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

この変換により，確率変数ベクトル $\mathbf{x} = (x_1, x_2, \dots, x_n)$ 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，限界状態方程式 $g(x_1, x_2, \dots, x_n) = 0$ 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こりやすく，この点 $\mathbf{u}^*$ を設計点 (Design Point) と呼ぶ．原点と設計点との距離 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，次式で表される．

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

図 2.1 は，確率変数が x_1 と x_2 のみの単純な場合について標準正規空間における限界状態曲面，設計点 $\mathbf{u}^*$ および信頼性指標 β を示したものである．このように，信頼性指標 β を標準正規空間における原点と設計点の距離と定義し，信頼性を定量化する方法は AFOSM (Advanced First Order Reliability Method) と呼ばれる．

厳密な破壊確率 P_f を算出することは前述の通り困難であるが，設計点において限界状態曲面を単純な曲面で近似することにより，近似的に破壊確率 P_f を算出することができる．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 は次式で近似される [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は二次近似信頼性手法 (SORM: Second Order Reliability Method) と呼ばれ [24]，破壊確率 P_f は次式により近似される．

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

ただし， 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いため SORM が有効となるが，限界状態関数の二次の微係数の計算が必要である．高精度の破壊確率を求めることが本研究の目的ではないため，本研究では，より汎用的な手法である FORM を用いる．

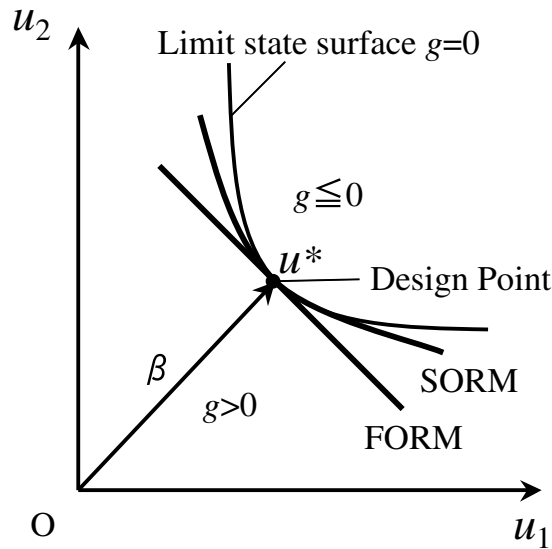


Fig.2.1. The reliability index, design point and limit state surface in standard normal space

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つき非線形最適化問題に帰着される．

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

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 [5] 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主に用いる．ただし，HL-RF 法はある種の状況下では収束しない，もしくは局所的な最小値を求めてしまうことが知られている [5]．そのため，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 タイプの再帰的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．

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

図 2.2 は，HL-RF 法の探索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設計点 $\mathbf{u}^{*k+1}$ 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，繰返し計算が必要となる．繰返し計算は，設計点および限界状態関数に関する以下の二条件を満たすまで行われる．

$$\text{If } |\mathbf{u}^{*k+1} - \mathbf{u}^{*k}| \leq \delta, \quad \text{stop} \quad (2.10)$$

$$\text{If } |g(\mathbf{u}^{*k})| \leq \epsilon, \quad \text{stop} \quad (2.11)$$

式 (2.9) からわかる通り，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勾配のみであるため，必要な記憶領域が最小ですむ．

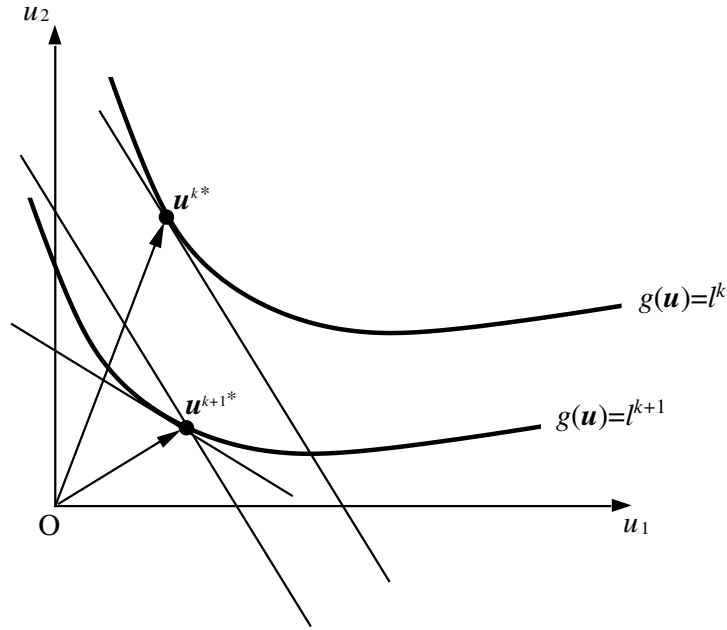


Fig.2.2. Optimization algorithm by HL-RF method

2.1.4 正規裾野近似

2.1.2 項で述べた信頼性指標の算出方法は、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[17] 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。図 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される。

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

$$\frac{1}{\sigma_{X_i}^N} \phi\left(\frac{x_i^* - \mu_{X_i}^N}{\sigma_{X_i}^N}\right) = f_{X_i}(x_i^*) \quad (2.13)$$

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 (2.12)、(2.13) 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される。

$$\mu_{X_i}^N = x_i^* - \Phi^{-1}[F_{X_i}(x_i^*)]\sigma_{X_i}^N \quad (2.14)$$

$$\sigma_{X_i}^N = \frac{\phi\{\Phi^{-1}[F_{X_i}(x_i^*)]\}}{f_{X_i}(x_i^*)} \quad (2.15)$$

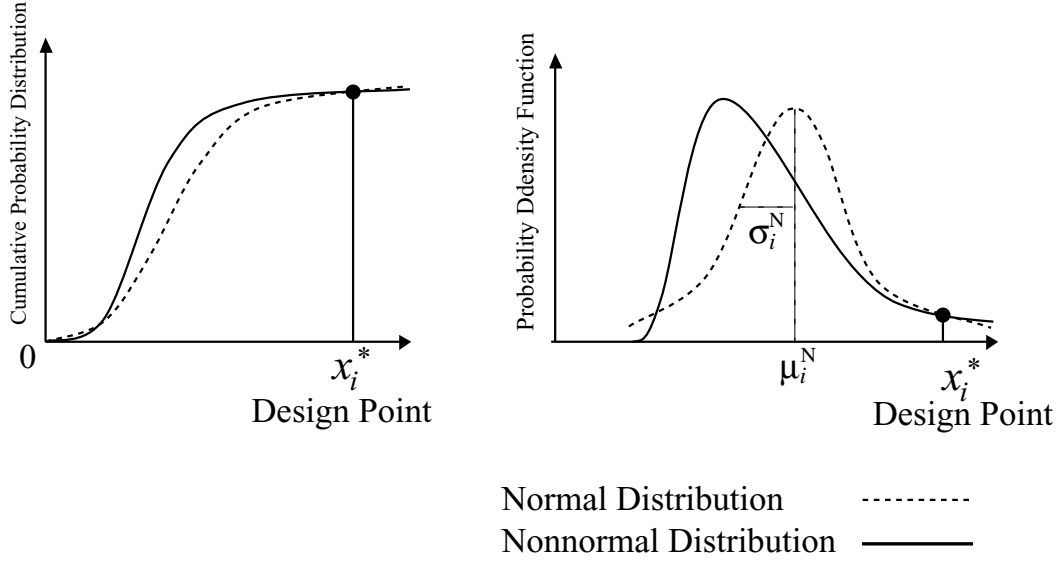


Fig.2.3. Two-Parameter equivalent normal transformation

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... という繰返し計算が必要である。計算が収束した時点で計算を終了する。

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図 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 に基づく破壊確率 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、第 1 種極大値分布 (Gumbel 分布)、第 2 種極大値分布 (Frecht 分布)、第 3 種極小値分布 (Weibull 分布) に対応している。

設計点の探索には収束の早い HL-RF 法を用いており、解が収束しない場合、もしくは 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) [25] を用いて設計点の探索を行う。二次計画問題の解法に

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．

$$\text{If } |\beta^{*k+1} - \beta^{*k}| \leq \delta, \quad \text{stop} \quad (2.16)$$

$$\text{If } |g(\mathbf{u}^{*k})| \leq \epsilon, \quad \text{stop} \quad (2.17)$$

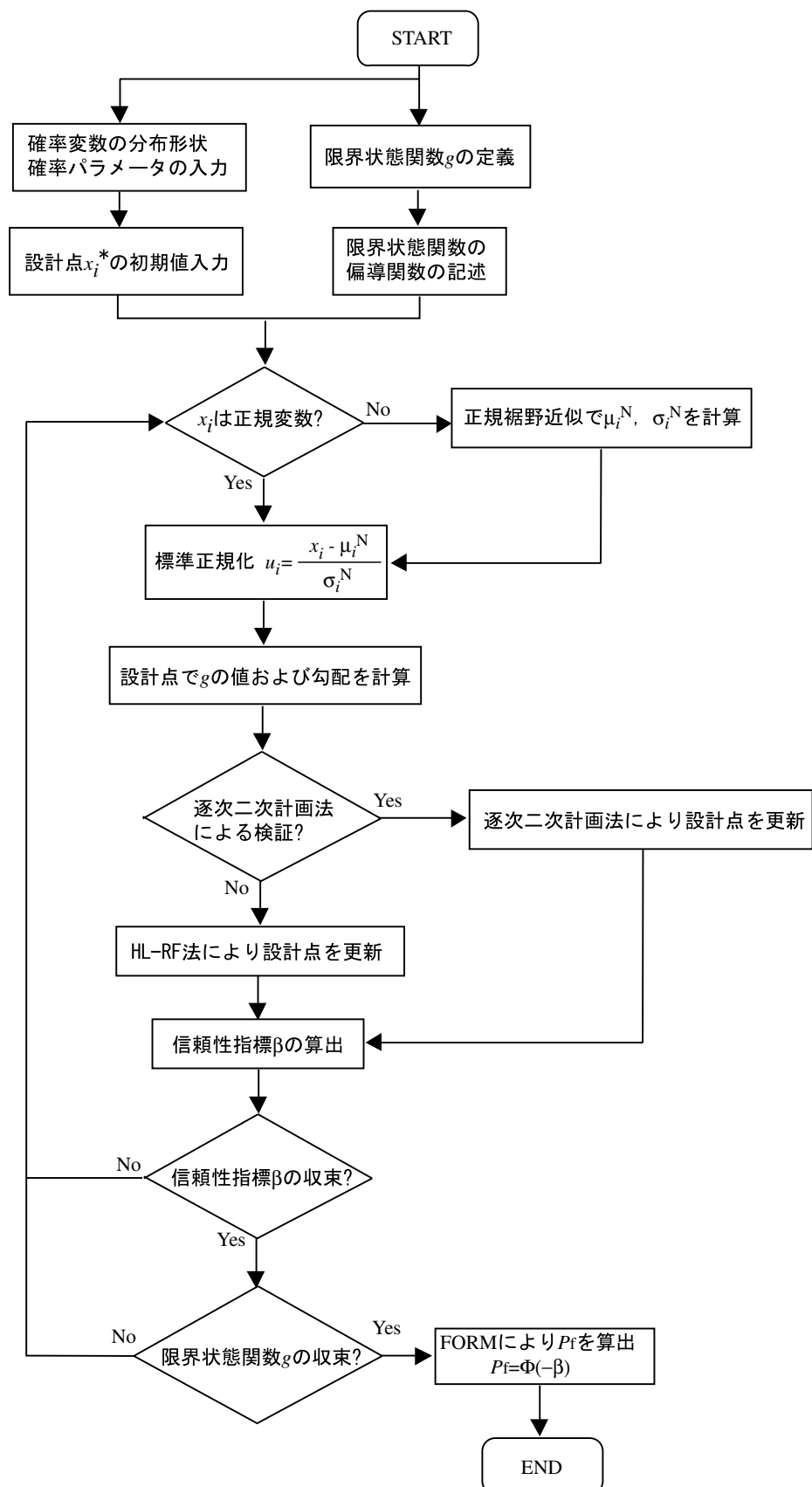


Fig.2.4. Flowchart of the structural reliability analysis program

2.3 部分安全係数法

2.1 節で述べた構造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により信頼性指標 β を計算し，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_o を基準にすることで，合理的な設計およ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_o 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方法である．PSF を安全照査式とともに示方書に掲載すれば，従来と同じ方法で設計および構造健全性評価が可能なおうえ，確率計算も不必要なため，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

部分安全係数法と類似な設計手法として現在工学の分野で広く用い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される．

$$\frac{R}{\gamma} \geq \sum_{i=1}^n L_i \quad (2.18)$$

R は強度に関する項， L_i は荷重に関する項を表し，左辺 γ は安全係数である．式 (2.18) 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，容易に設計が可能である．ただし，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も無関係に経験的・決定論的に定められるため，破壊からの安全裕度は不明快であり，システム全体として過度の裕度設計になりやすい．

一方，部分安全係数の安全照査式は次式で表される．

$$\phi R \geq \sum_{i=1}^n \gamma_i L_i \quad (2.19)$$

ϕ は強度係数， 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・荷重のばらつきに応じ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った合理的な安全性確保が可能となり，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分，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点では許容応力設計法に劣る．

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 項では，限界状態関数が線形関数の場合，2.3.3 項では，限界状態関数が非線形関数の場合について説明する．

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な形で表される線形関数の場合について考える．

$$g = R - \sum_{i=1}^n L_i \quad (2.20)$$

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_o を満たすための条件は次式で表される．

$$\beta \geq \beta_o \quad (2.21)$$

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．信頼性指標 β は強度の平均値 μ_R と標準偏差 σ_{L_i} 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．

$$\beta = \frac{\mu_g}{\sigma_g} = \frac{\mu_R - \sum_{i=1}^n \mu_{L_i}}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sum_{i=1}^n \sigma_{L_i}^2}} \quad (2.22)$$

式 (2.22) を式 (2.21) に代入すれば次式が得られる．

$$\begin{aligned} \mu_R - \sum_{i=1}^n \mu_{L_i} &\geq \beta_o \sqrt{\sigma_R^2 + \sum_{i=1}^n \sigma_{L_i}^2} \\ &= \beta_o \epsilon \left(\sigma_R + \sqrt{\sum_{i=1}^n \sigma_{L_i}^2} \right) \\ &= \beta_o \epsilon \epsilon_n \left(\sigma_R + \sum_{i=1}^n \sigma_{L_i} \right) \end{aligned} \quad (2.23)$$

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、それぞれ次式で表される。

$$\epsilon = \frac{\sqrt{\sigma_R^2 + \sum_{i=1}^n \sigma_{L_i}^2}}{\sigma_R + \sum_{i=1}^n \sigma_{L_i}} \quad (2.24)$$

$$\epsilon_n = \frac{\sqrt{\sum_{i=1}^n \sigma_{L_i}^2}}{\sum_{i=1}^n \sigma_{L_i}} \quad (2.25)$$

式 (2.23) において強度・荷重に関する項をそれぞれを左辺・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、次式の通り整理される。

$$\underbrace{\frac{(1 - \epsilon\beta_o\delta_R)}{\mu_R}}_{\phi} \mu_R \geq \sum_{i=1}^n \underbrace{\frac{(1 + \epsilon\epsilon_n\beta_o\delta_{L_i})}{\mu_{L_i}}}_{\gamma_i} \mu_{L_i} \quad (2.26)$$

式 (2.26) 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_o 、平均値、変動係数の関数として表される。これらの部分安全係数を用いて、安全照査式は最終的に次式で表される。

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

設計および評価における強度・荷重の平均値を式 (2.27) に代入し、不等号が満たされれば必然的に式 (2.22) が満たされることとなり、目標信頼性は達成される。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_{i_n} 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、多くの場合で限界状態関数 g は非線形関数である。このとき、式 (2.22) 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される場合を考える。

$$g = \delta R - f(L_i) \quad (2.28)$$

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 β_o に一致するまで δ を変化させ、 $\beta = \beta_o$ となる

$\delta=\delta_o$ 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^* を用いて次式で表される．

$$\phi = \frac{R^*}{\mu_R}, \quad \gamma_i = \frac{L_i^*}{\mu_{L_i}} \quad (2.29)$$

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

$$\phi \delta_o \mu_R \geq \sum_{i=1}^n \gamma_i \mu_{L_i} \quad (2.30)$$

構造物の設計時およ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_o 以上の信頼性が保証される．

2.4 モンテカルロシミュレーション

2.4.1 破壊確率の検証

高コストで同一仕様の製品が少ない構造物の破壊確率の算出には構造信頼性理論の適用が有効であることは2.1節に述べた通りである．しかし，破壊を数式で陽に定義できなければ構造信頼性手法により破壊確率を算出することはできない．また，構造信頼性手法により算出される破壊確率は，非線形最適化や非正規変数の正規裾野近似，FORM および SORM による限界状態曲面の近似などを経て算出された値であるため，これら最適化および近似が適切かどうか何らかの方法による検証が必要となる．しかし，様々な不確定性を持つ構造物に対して，多数の実験や試験によってその破壊確率を求めるのはコストや安全面から現実的ではない．そこで，低コストで危険を伴わないコンピュータによる数値実験が有効である．モンテカルロシミュレーション (MCS: Monte Carlo Simulation) は，乱数を発生させることで数多くの試行を行う数値実験手法であり，確率変数に乱数を対応させ，構造物の破壊を数式もしくは図式的に表現することにより構造物の破壊確率を算出することができる．確率変数の数が多くて限界状態関数が複雑な場合にも適用性が高く，数値実験的に破壊確率を求めることができるため，本研究では FORM により算出した破壊確率の検証にモンテカルロシミュレーションを用いる．

2.4.2 破壊確率の算出方法

図2.5は，モンテカルロシミュレーションの解析フローを示す．構造健全性評価で問題となる破壊確率は， $10^{-3} \sim 10^{-5}$ 程度，もしくはそれ以下と小さく，破壊確率を求めるには大量の乱数を消費する．そのため，生成する擬似乱数には長周期性および高速性が求められる．本研

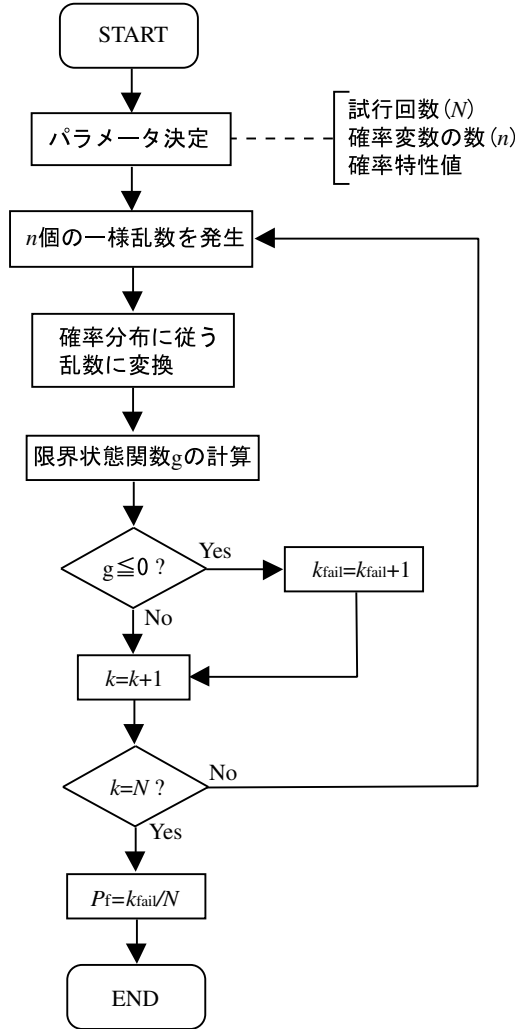


Fig.2.5. Flowchart of Monte Carlo simulation

究では，これらの点に優れる擬似乱数生成アルゴリズムとして，メルセンヌ・ツイスタ [19] を用いる．

任意の確率分布に従う乱数 x_i は，メルセンヌ・ツイスタにより発生させた $(0, 1)$ の区間の一樣乱数 u_i を用いて，次式により生成する．

$$x_i = F^{-1}(u_i) \quad (2.31)$$

ただし $F^{-1}(u_i)$ は任意の確率分布関数の逆関数である．図 2.6 は，任意の確率分布に従う乱数 x_i の作成方法を図式的に示したものである．Gumbel 分布，Frecht 分布，Weibull 分布は，確率分布関数の逆関数 $F^{-1}(u_i)$ が解析的に与えられるため，一樣乱数から式 (2.31) によってこれらの確率分布に従う x_i を算出することができる．しかし，正規分布および対数正規分布は確率分布関数の逆関数が解析的に与えられないため，数値計算を用いる必要がある．本研究では，正規乱数の生成にはボックス・ミュラー法 [20] を用いる．対数正規分布 $\text{LN}(\lambda, \zeta)$ に従

乱数 u^{LN} は、ボックス・ミュラー法により生成した正規乱数 u^{N} を用いて次式で生成する。

$$u^{\text{LN}} = \exp(\lambda + \zeta u^{\text{N}}) \quad (2.32)$$

生成された乱数ベクトル $\mathbf{u} = (u_1, u_2, \dots, u_n)$ を破壊に関わる確率変数ベクトルに代入することで限界状態関数 g を計算し、構造物の破壊判定を行う ($g > 0$: 破壊しない or $g \leq 0$: 破壊)。このとき、指標関数 $I(u_i)$

$$I(u_i) = \begin{cases} 1 & \text{for } g \leq 0 \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases} \quad (2.33)$$

を用いると、試行回数 N のモンテカルロシミュレーションによる破壊確率 P_f は、次式で与えられる。

$$P_f = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^n I(u_i) \quad (2.34)$$

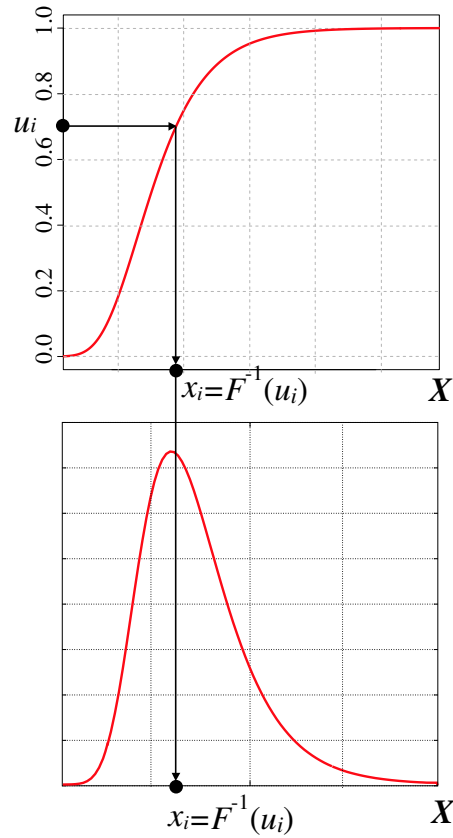


Fig.2.6. The generation method of random numbers according to a specific distribution

第 3 章

破壊評価線図を用いたき裂評価における部分安全係数の感度解析

3.1 緒言

供用期間中に圧力容器，配管，貯槽等の構造物にき裂が内在するとその強度が著しく低下するため，き裂が検出された際は直ちに修理・交換を行うことが要求されてきた．ところが，修理・交換のためのプラント長期停止に伴う稼働率の低下や経済性の観点から，近年では直ちに破壊に結びつかない小さな欠陥は許容してもよいという維持規格の導入が検討されている．

構造物中のき裂を許容するかどうかの評価基準として，R-6 法 [14] に代表される破壊評価線図 (FAD, Failure Assessment Diagram) が広く用いられている．FAD による評価では，破壊力学に基づいて簡便な評価を行うことができる一方，結果の信頼性は材料特性，荷重などの不確実性に依存する．それに対して，部分安全係数 [5] (PSF, Partial Safety Factor) を用いた評価手法では，確率論的アプローチによってパラメータのばらつきを扱うことで安全裕度を定量的に評価することができ，近年では API579[1] や SINTAP[2] の欠陥評価指針に積極的に取り入れられている．

PSF による管理は簡便である反面，PSF は同じ目標信頼性に対して一意に定まらず，強度・荷重などの変動係数 (COV) に依存する．そのため，各パラメータの COV が PSF に与える影響も明らかにしておかなければならない．佐々木は R-6 法におけるパラメータの信頼性に対する影響度評価を行っており，応力のばらつきの影響が最も大きいことを明らかにしている [15]．また，API の指針では降伏応力のばらつきは考慮されていないが，ステンレス鋼など，延性の強い材料に対して FAD を用いた確率論的な評価を行う場合，降伏応力のばらつきは無視できないと考えられる．そのため，本研究では FAD による限界状態関数を設定して PSF を算出し，応力のばらつきが PSF に及ぼす影響を系統的に明らかにし，降伏応力のばらつきを考慮した場合と無視した場合の PSF を比較することによりその影響を明らかにすることを

目的とする．

3.2 計算方法

3.2.1 限界状態関数と破壊評価線図

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．定式化は，降伏応力を確率変数として扱う以外は文献 [13] と同様とするが，概要を以下に示す．図 3.1 は，限界状態関数の設定に用いた FAD を示す．破壊領域の限界を示す曲線 (FAC, Failure Assessment Curve) には，R-6 法 Option-1 において， $L_r(\max)=1.0$ とした場合の近似式 [13] である次式を用いる．

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

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 [13] が提案する次式により限界状態関数を定義する．

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

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される．

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

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，本研究では簡単のため二次応力は考慮せず，形状因子は， $L(a) = Y(a) = 1.0$ とおく．式 (3.2) の左辺 g は，図 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す．右辺の r は原点 O と点 Q との距離であり，直線 OP が横軸となす角 θ に依存する．角 θ が小さな領域は塑性崩壊が支配的な領域に， θ が大きな領域は脆性破壊が支配的な領域にそれぞれ対応する．関数 $g > 0$ のとき，評価点 P は FAC の内側に位置し，構造物は破壊しない．関数 $g = 0$ のとき，評価点 P は FAC 上もしくは FAC の

外側に位置し，構造物が破壊すると判断される．また，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 と表し，変数 A と B を次式で定義する．

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

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

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される．

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

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

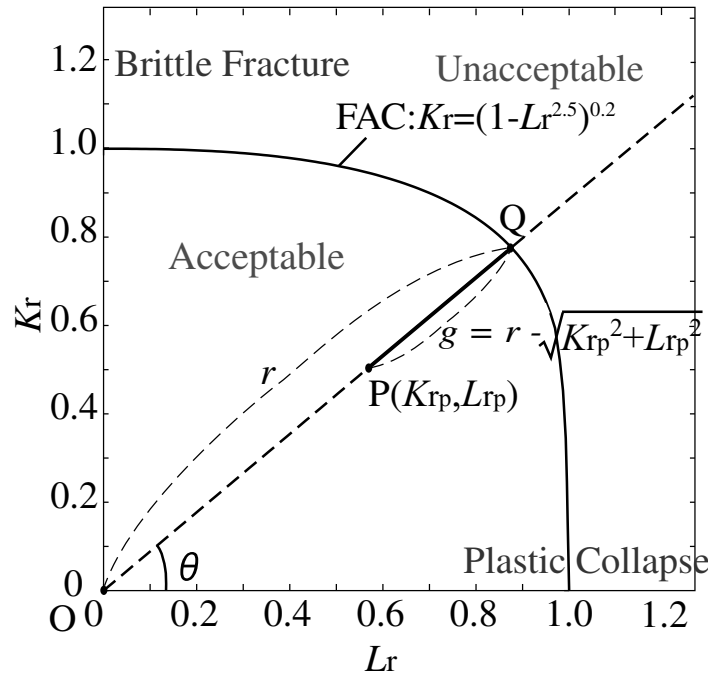


Fig.3.1. Definition of the limit state function in FAD

3.2.2 確率モデルおよび計算方法

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， $u_X = (X - \mu_X) / \sigma_X$ と表される．他の確率変数， Y ， Z ， a についても同様である．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として定義され，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．図 3.2 は，信頼性指標 β ，設計点 u^* および限界状態曲面を模式的に示したものである．設計点の探索は，次に示す

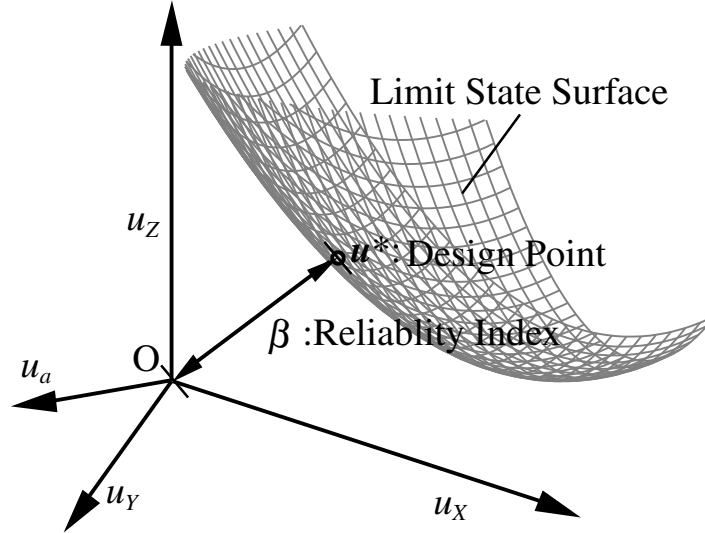


Fig.3.2. Reliability index in the reduced coordinates

制約条件付き非線形最適化により行う．

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

設計点の探索法として，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 [16, 17] 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 [17] を用いた．

欠陥評価に必要なパラメータのうちばらつきの大きなものとして，標準化された一次応力 X ，破壊靱性値 Y ，降伏応力 Z ，き裂深さ a の四個を確率変数として扱う．これらのパラメータとその確率特性を表 3.1 にまとめて示す．確率分布形状と COV は，SINTAP[2] と API[1] のデータを参考にした． $\text{COV}_Z = 0.0$ の場合は，降伏応力のばらつきを無視することを意味し，計算の際には $\text{COV}_Z = 10^{-6}$ とする．一次応力の COV を 0.1～0.3 で変化させることで，一次応力のばらつきが PSF に与える影響を明らかにする．また， X, Y, a のみならず， Z にもばらつきを与えることにより，降伏応力のばらつきが PSF に与える影響を明らかにする．

3.2.3 部分安全係数による信頼性評価

部分安全係数の計算にあたり，目標信頼性を β_o とし，信頼性指標 β が β_o と一致するようなパラメータ A と B の二変数の組を探索する．探索された一組の (A, B) に対して，目標信頼

Table.3.1. Probabilistic model of the basic variables

確率変数	分布	平均値	COV
一次応力 X	Gumbel	1.0	0.1, 0.2, 0.3
破壊靱性値 Y	Weibull	1.0	0.25
降伏応力 Z	Lognormal	1.0	0.0, 0.1, 0.2
き裂サイズ a [mm]	Normal	2.5	0.30

性に対する設計点 u^* が一点求まる．この設計点 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 $\mu = (\mu_X, \mu_Y, \mu_Z, \mu_a)$ を用いて PSF は次式で表される．

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

ここで， $\gamma_S, \gamma_K, \gamma_\sigma, \gamma_a$ 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 を表す．

PSF と FAD 上の評価点位置の関係を分かりやすくするため，計算結果は変数 B ではなく，式 (3.7) で表される角 θ を用いて (A, θ) の組を求め，PSF も θ についてまとめる．計算上き裂サイズ a の平均値は 2.5mm と設定して PSF を算出しているが，この値以外の場合にも，式 (3.7) に a を代入して角 θ を求めることで θ の値に対応する PSF を用いることができる．

本研究では，既存の供用適性評価規格である，API[1] と SINTAP[2] の指針に合わせ，目標信頼性 β_o が， $\beta_o=0.739, 2.00, 3.09$ の場合それぞれについて計算を行う．

R-6 法による，決定論的なき裂部材の健全性評価は，式 (3.1) より次式で表される．

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

式 (3.10) に，計算された K_r, L_r パラメータを代入し，不等式が満たされれば，健全性が確認される．一方，部分安全係数法による安全照査式は，式 (3.10) に，PSF を掛け合わせた（破壊靱性と降伏応力については PSF で割った）変数を代入し，次式で表される．

$$\left\{ 1 - \left(\frac{\gamma_S \cdot S}{\sigma_Y / \gamma_\sigma} \right)^{2.5} \right\}^{0.2} \geq \frac{\sqrt{\pi \gamma_a \cdot a} \gamma_S \cdot S}{K_{\text{mat}} / \gamma_K} \quad (3.11)$$

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_o 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，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．

3.3 計算結果および考察

3.3.1 一次応力の変動係数による影響

この節では、降伏応力のばらつきを無視した場合 ($\text{COV}_\sigma = 0.0$) の結果を示す。図 3.3 は、角 $\theta = \pi/4$ のとき、変数 A と信頼性指標 β の関係を示す。変数 A は一次応力の平均値と降伏応力の平均値の比を表し、値が大きいほど信頼性は低下する。また、 A が同じであれば、一次応力の COV が大きいほど信頼性は低い。図 3.4 は、 $\beta_o = 0.739, 2.00, 3.09$ の場合それぞれ

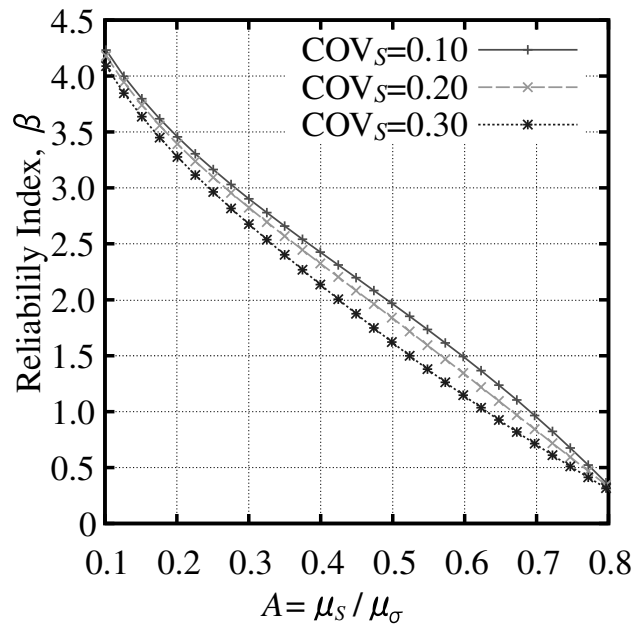


Fig.3.3. Relation between parameter A and reliability index β for various COVs

の場合について、目標信頼性 β_o を満たす (A, θ) の組を探索した結果である。いずれの β_o の場合も、偏角 θ が小さく塑性崩壊が支配的な領域では、降伏応力に対する一次応力の平均値 A が大きくても目標信頼性を満たすことができるが、脆性破壊が支配的な $\theta = \pi/2$ 付近の領域では、一次応力の平均値が降伏応力の 10% 以下でなければ目標信頼性を満たすことができない。

目標信頼性 β_o に対して求められた (A, θ) に対して設計点を算出し、式 (3.9) により、PSF を算出した結果を図 3.5 に示す。図 3.5 (a) は目標信頼性 $\beta_o = 0.739$ 、(b) は $\beta_o = 2.0$ の場合をそれぞれ示す。いずれも塑性崩壊が支配的な θ の小さい領域では、応力の PSF が大きく、破壊靱性値とき裂サイズに対する PSF は小さい。これは、FAD を用いた評価において、塑性崩壊域での破壊クライテリオンが応力と限界荷重によって決まり、き裂サイズと破壊靱性値の影響は小さいためである。角 θ が増大し、破壊モードが塑性崩壊から脆性破壊へと移るのにつ

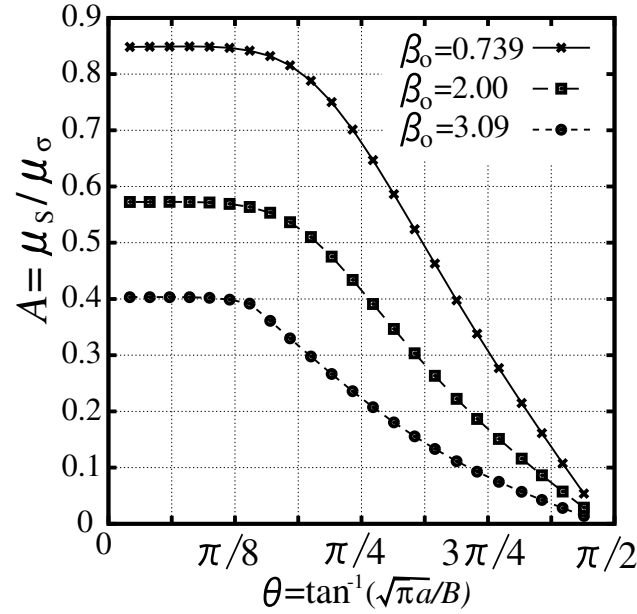
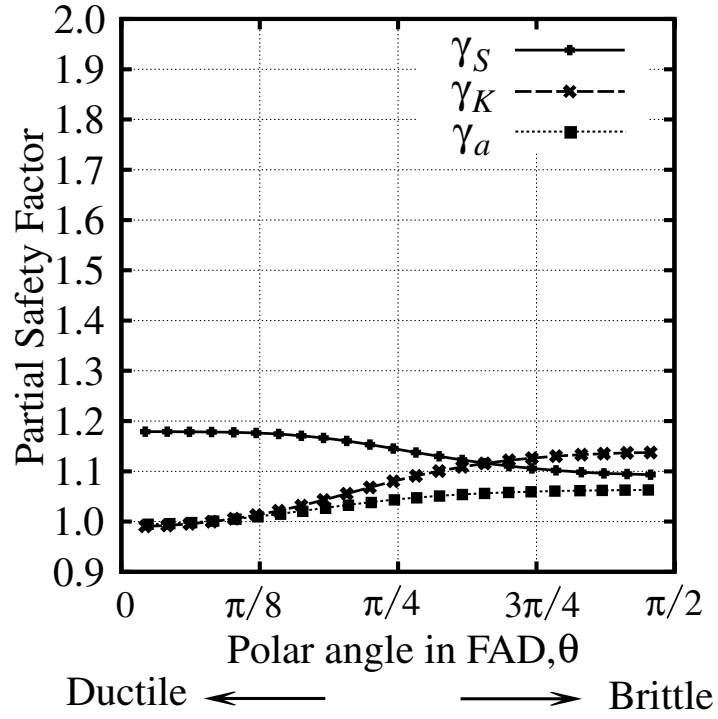


Fig.3.4. The combination of A and θ satisfying the target reliability, β_o .

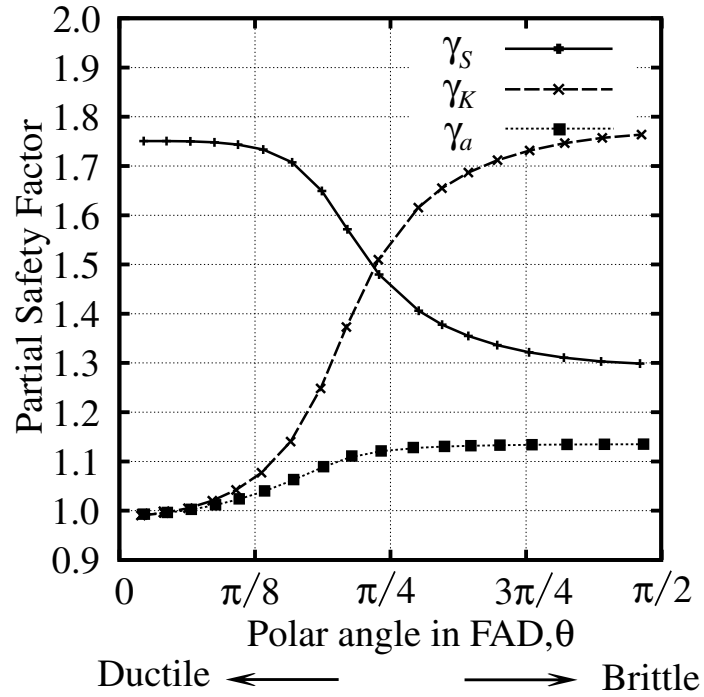
れて応力の PSF が減少し、き裂サイズと破壊靱性値の PSF が増加する。これは、角 θ の増加につれて、破壊基準が限界荷重から応力拡大係数クライテリオンへと変わり、き裂サイズと破壊靱性値の破壊への寄与が大きくなるためである。また、図 3.5 の (a) と (b) を比較するとわかるとおり、目標信頼性を高く設定するほど PSF は大きくなる。

図 3.6 は、異なる応力の COV に対する目標信頼性 (a) $\beta_o=0.739$, (b) $\beta_o=2.00$ の等値線を示す。いずれの目標信頼性についても、等値線は応力の COV に依存する。すなわち、FAD を用いてき裂評価を行う際に、FAD 上の同じ点に評価点がプロットされたとしても、応力の COV によって安全裕度は異なる。また、その影響は塑性崩壊が支配的な θ が小さな領域においてより大きい。

図 3.7 は、応力の COV が 0.1, 0.2, 0.3 の場合のそれぞれに対する (a) 応力とき裂サイズの PSF, (b) 破壊靱性値の PSF を示す ($\beta_o=2.00$)。応力の PSF は応力の COV により異なる値を取り、応力の COV が大きいほど大きな PSF となる。破壊靱性値とき裂サイズの PSF は $\theta=0$ 付近を除き、応力の COV により異なる値となる。 $\theta=0$ 付近では、限界荷重が破壊基準となることから破壊靱性値は破壊にほとんど寄与せず、破壊靱性値の PSF は応力の COV の影響を受けないと考えられる。き裂サイズの PSF は、 $\theta=0$ 付近において応力のばらつきの影響を受けず 1.0 となっているが、これは式 (3.3) おいて形状因子 $L(a) = 1.0$ としていることに起因する。



(a) $\beta_o = 0.739$



(b) $\beta_o = 2.00$

Fig.3.5. Partial safety factors for primary stress S , fracture toughness K_{mat} and crack size a

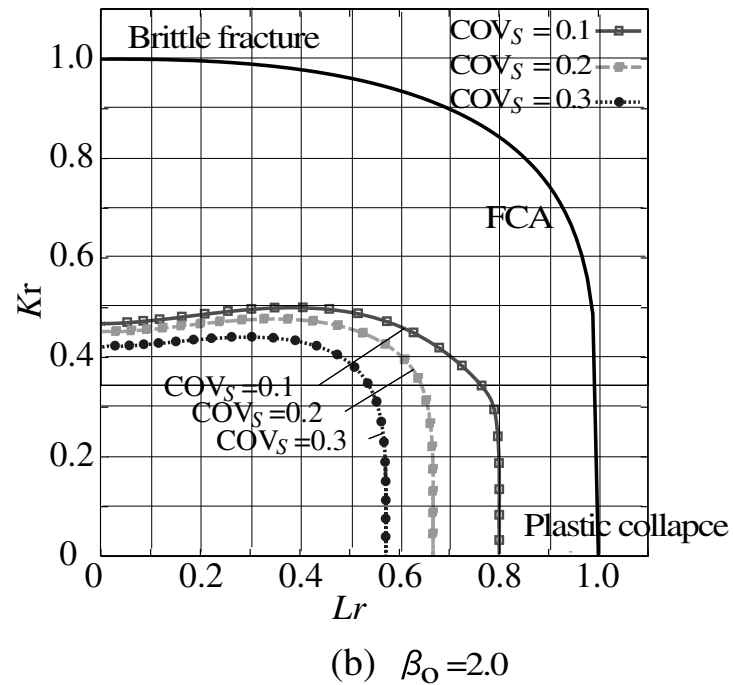
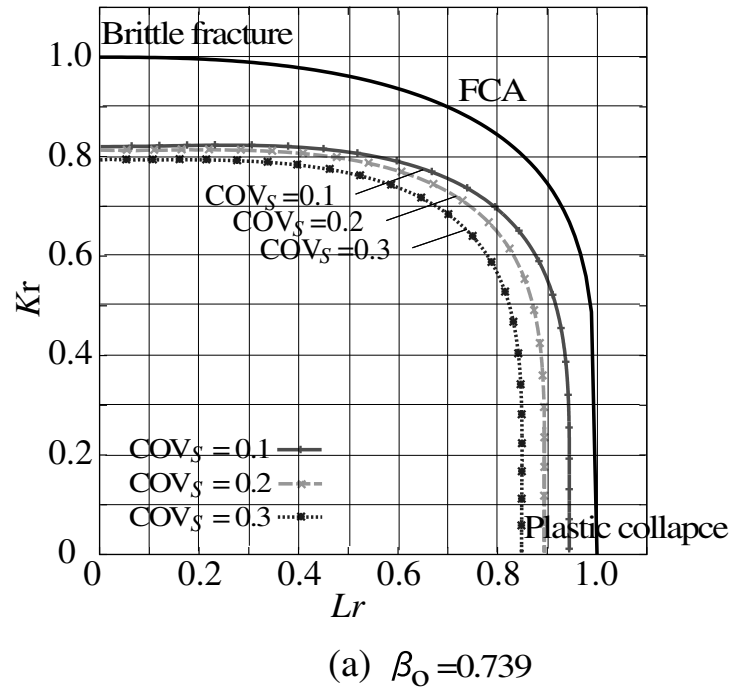
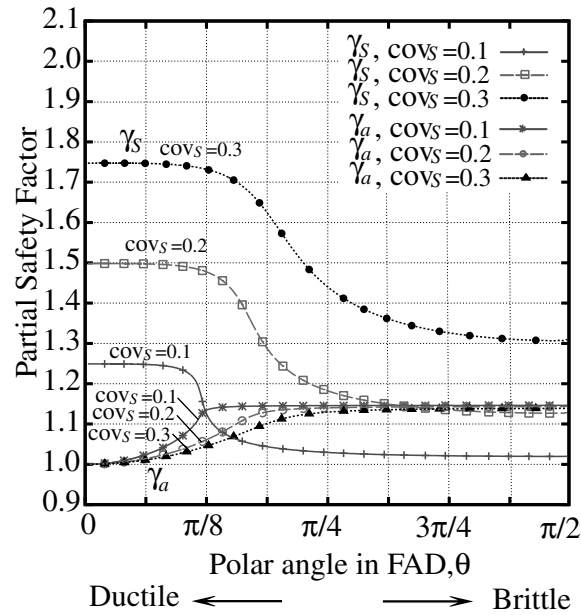


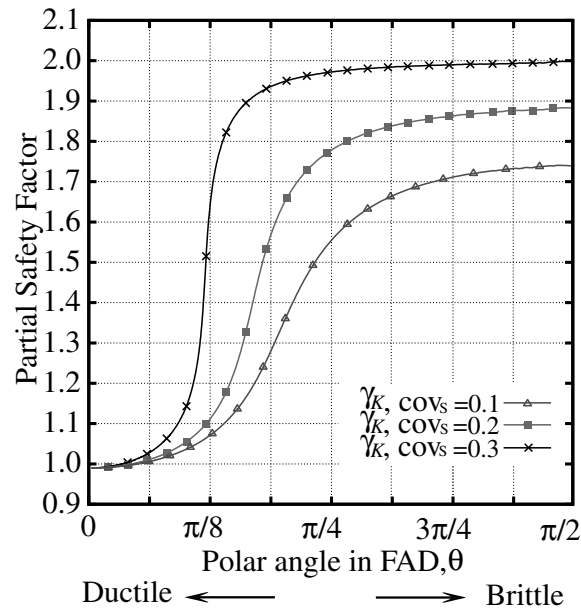
Fig.3.6. Isolines of the reliability, (a) $\beta_o = 0.739$, (b) $\beta_o = 2.00$ for various COV_S

3.3.2 降伏応力の変動係数による影響

図 3.8 (a) は、降伏応力の COV が 0.0, 0.1, 0.2 の場合それぞれに対する応力とき裂サイズの PSF を、(b) は破壊靱性値と降伏応力の PSF を示す ($\beta_o = 2.00$)。脆性破壊が支配的な θ の大



(a)



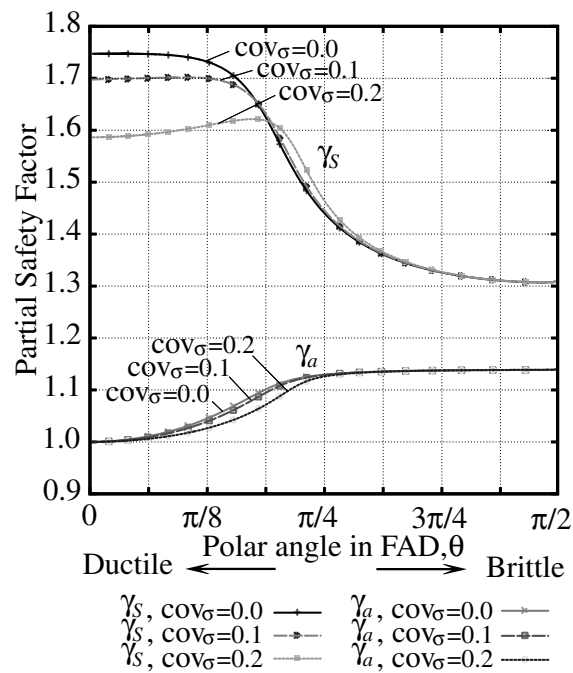
(b)

Fig.3.7. Partial safety factors for (a) load effects and (b) resistance effects ($COV_S=0.10 \sim 0.30$)

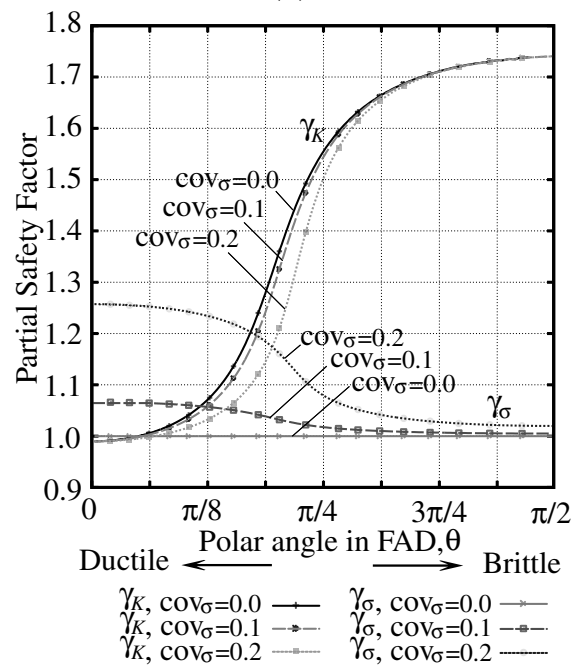
きな領域では、降伏応力のばらつきによらず、PSF はほぼ同じ値となる。つまり、降伏応力のばらつきによらず、同じ PSF を用いてき裂評価を行うことができる。一方、塑性崩壊が支配的となる θ の小さな領域では、降伏応力のばらつきによって PSF が異なるため、降伏応力のばらつきごとに異なる PSF を用いて評価を行う必要がある。ただし、降伏応力の COV が 0.1 以内であれば、降伏応力のばらつきを無視した場合との差は塑性崩壊域でも 8% 程度である。き

裂サイズの PSF は降伏応力の COV による影響が小さいため、PSF が最大となる $COV=0.0$ のときの PSF を用いれば、降伏応力の COV ごとに異なる PSF を用いることなく、保守的な評価を行うことができる。ただし、本研究では形状因子を 1 としているため、実際に PSF を用いた健全性評価を行う際には、き裂形状によって適切な形状因子を用いる必要がある。

図 3.9 に示す曲線は、異なる降伏応力の COV に対する (a) $\beta_o=0.739$ 、(b) $\beta_o=2.00$ の等値線を示す。脆性破壊が支配的な θ の大きな領域においては、等値線は降伏応力の COV により変化しない。このことから、評価点が脆性破壊域に位置するような脆性材料であれば、降伏応力のばらつきによらず同じ目標信頼性を保証できる。なお、降伏応力の COV による影響が無視できる領域は、 $COV=0.1$ の場合は θ が約 40° 以上、 $COV=0.2$ の場合は、 θ が約 60° 以上である。一方、塑性崩壊が支配的な θ の小さな領域においては、降伏応力の COV が大きくなるほど等値線は FAD の内側に入り込み、信頼性は低下する。そのため、FAD 上で評価点が塑性領域に位置するような延性材料について部分安全係数法による健全性評価を行う場合、降伏応力のばらつきを無視して算出した PSF を用いると、危険側の評価をすることになる。したがって、延性材料の構造物を部分安全係数法で評価する場合、降伏応力のばらつきに応じて算出した PSF を用いる、もしくは降伏応力のばらつきを十分大きく設定したモデルで算出した PSF を用いて保守的な評価を行うことが必要となる。



(a)



(b)

Fig.3.8. Partial safety factors for (a) load effects and (b) resistance effects ($\text{COV}_\sigma = 0.0 \sim 0.2$, $\beta_o = 2.0$, $\text{COV}_S = 0.3$)

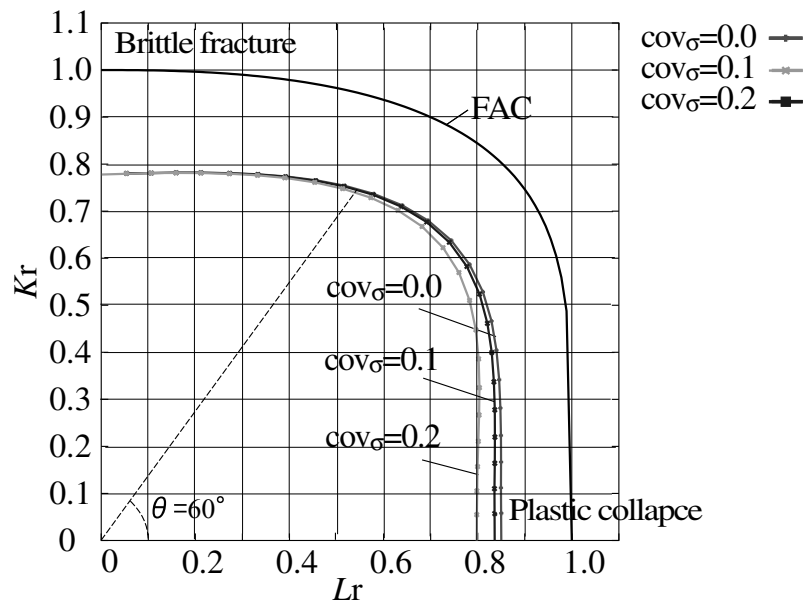
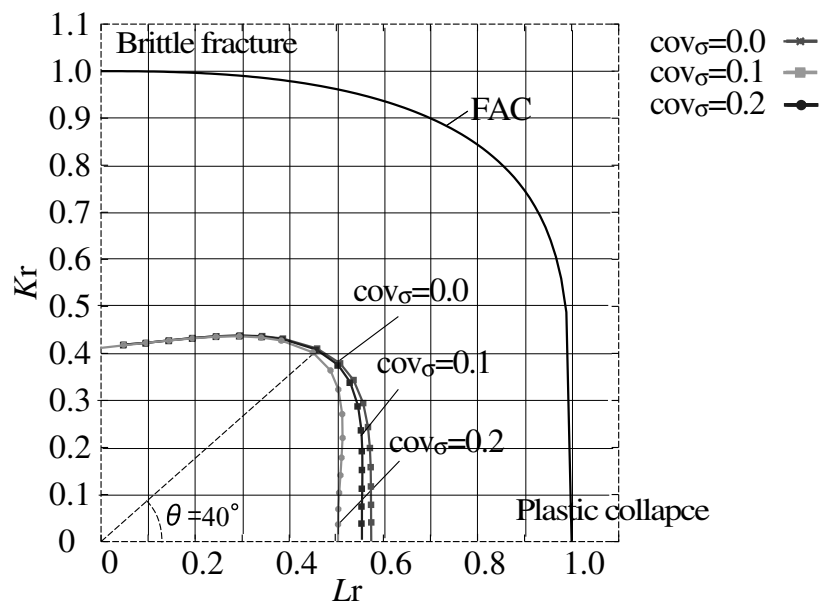

(a) $\beta_0 = 0.739$

(b) $\beta_0 = 2.0$

Fig.3.9. Isolines of the reliability, (a) $\beta=0.739$, (b) $\beta=2.00$ for various COV_σ

3.4 結言

本章では、破壊モードによらず一つの限界曲線によってき裂を評価することのできる破壊評価線図を用いて限界状態関数を定義し、PSF を算出した。また、破壊に関わるパラメータのうち、最もばらつきの大きい一次応力と、API の指針でばらつきが考慮されていない降伏応力に着目し、COV に対する感度解析を行った。以下に得られた知見を示す。

1. 一次応力のばらつきによって応力の PSF のみならず、破壊靱性値とき裂サイズの PSF が影響を受ける。また、一次応力のばらつきが大きいほど信頼性は低下し、それは破壊評価線図上において、脆性破壊が支配的な領域と比較して塑性崩壊が支配的な領域においてより顕著である。
2. FAD 上において脆性破壊が支配的な領域では、PSF は降伏応力のばらつきの影響を受けないため、降伏応力のばらつきによらず同じ PSF を用いることができる。降伏応力のばらつきの影響を受けないのは、降伏応力の COV が 0.1 の場合は θ が約 40° 、0.2 の場合には θ が約 60° 以上の領域である。
3. 塑性崩壊が支配的な領域では、PSF は降伏応力のばらつきにより異なるため、評価の際には降伏応力の COV ごとに算出した PSF を用いる必要がある。また、この領域において、降伏応力のばらつきを無視した PSF を用いて健全性評価を行うと、危険側の評価となる。ただし、降伏応力の COV が 0.1 以内であれば、降伏応力のばらつきを無視したときとの PSF の差は 8% 程度である。

第 4 章

圧力機器の減肉許容曲線に対する確率論的合理性検討

4.1 緒言

石油・化学プラントや火力・原子力プラントにおいては、圧力容器、配管、貯槽などの肉厚が時間の経過とともに減少する減肉現象が見られる。

減肉現象が過度に進行すると内部流体のリークや人災を伴う大規模破断が発生する場合があるため、供用期間中の定期検査及び検出された減肉の評価がきわめて重要となっている。

供用中機器に検出された減肉に対して強度評価を行い、その結果からそのまま供用を続けてよいのか、補修・取替えを行う必要があるのかという適切な判断を行うことを供用適性評価 (FFS: Fitness For Service) という。国外ではアメリカ、ヨーロッパを中心に供用適性評価規格の整備が進んでいる [18, 26] が、わが国の石油・化学産業においては、未だ導入されておらず、供用中に発見された減肉に対しては、設計基準で規定される最小肉厚を割った時点で補修・取替えが必要となっている。

設計基準により規定される最小肉厚は圧力機器全体が均一に減肉していることを仮定したモデルにより算出されたものであるため、かなり保守的なものとなっている。まだ十分に強度を有する減肉をむやみに補修することは経済性が悪いだけでなく、かえって安全性を損なう場合もあるため、合理的で定量的な評価を行うことのできる供用適性評価規格の必要性がわが国においても認識されてきている。

海外において整備されている供用適性規格の一つに API-579/ASME FFS-1[3] がある (以後 API/ASME-FFS と表記する)。API/ASME-FFS は、アメリカ石油協会 (API: American Petroleum Institute) が定めていた供用適性評価規格 API-579 を元に石油・化学以外の電力・パルプなどの他産業をも包含する規格としてアメリカ機械学会 (ASME: The American Society of Mechanical Engineers) と API が共同に定めた規格であり、わが国においてその

導入が検討されている。

API/ASME-FFS による減肉評価では，減肉圧力容器に対する実験と理論によって導かれた減肉評価曲線により簡便な減肉評価が可能である。しかし，経験的・決定論的に定めた安全係数によって安全を確保する許容応力基準の許容限界のため，減肉を含む圧力機器の安全裕度を定量的に評価することができないというデメリットがある。また，実際の圧力機器には材料特性及び減肉速度，内部流体の圧力変動などのばらつき，減肉箇所の測定精度などの不確定性が存在するため，API/ASME-FFS による評価結果の信頼性はこれらの不確定性に依存する。

一方，信頼性理論に基づく確率論的な手法を用いれば，これらの不確定性を含めた減肉評価を行い，信頼性に基づく定量的な安全裕度を算出することができる。そこで，本研究では，API/ASME-FFS で定める減肉許容条件がどの程度の信頼性に対応しているのかを信頼性指標を算出することにより定量的に明らかにすることを目的とする。さらに，圧力機器の評価に関する不確定性を扱い，信頼性に基づく減肉評価曲線の提案を行う。

4.2 API-579/ASME FFS-1 による減肉評価手順

4.2.1 減肉評価基準

API/ASME- FFS はき裂，クリープ，減肉など 15 の Part からなり，各 Part において保守性，評価者の技量等に応じて 3 種類の評価レベル（レベル 1，2，3）を設定している。レベル 1 が最も保守的・簡易的な評価であり，レベル 3 が FEM のような最も詳細な評価を行うものである。本研究では，局部減肉に関する Part5 の中で保守的，簡易的な減肉評価線図を用いた評価を行うレベル 1 を対象とする。図 4.1 に，Part5 における減肉評価手順をフローチャートとして示す。

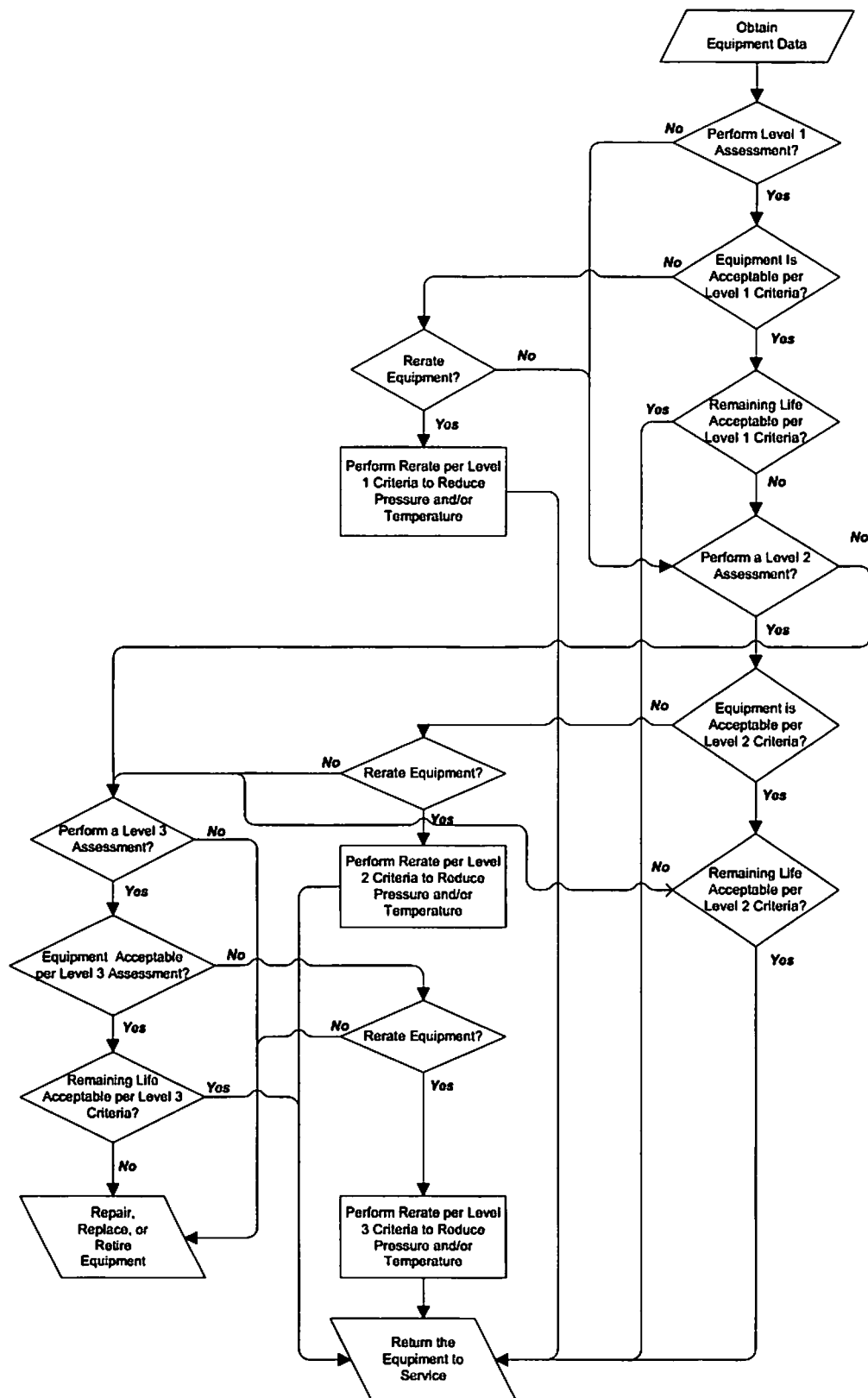


Fig.4.1. Overview of the assessment procedure by API-579/ASME FFS-1[3]

図 4.2 は圧力機器の減肉部を示す。 t_{mm} は減肉部の最小肉厚， s は減肉部の軸方向長さ， t_c は減肉部以外の肉厚， D は圧力機器の内径をそれぞれ表す。

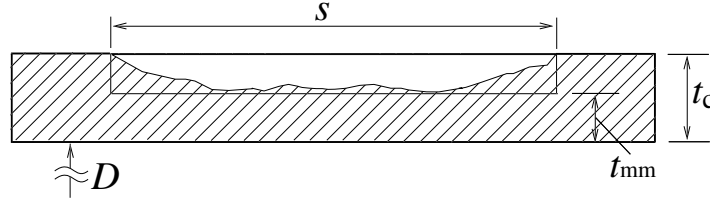


Fig.4.2. Dimensions of corroded area

API/ASME-FFS では，これらのパラメータを用いて，減肉部の形状を残存肉厚比 R_t とシェルパラメータ λ で表している。それぞれ減肉深さと減肉長さを表す無次元量であり，次式で表される。

$$R_t = \frac{t_{mm} - FCA}{t_c} \quad (4.1)$$

$$\lambda = \frac{1.285s}{\sqrt{D \cdot t_c}} \quad (4.2)$$

ただし， FCA (Future Corrosion Allowance，将来腐食代) は次回検査時までに予想される減肉量であり，過去の測定データから求まる減肉速度と次回検査時までの時間の積で与えられる。

t_c は減肉部以外の肉厚である。以降， t_{mm} との表記で FCA を含むものとし， t_c を設計肉厚 t_d で表記する。なお，レベル 1 の手順を用いた評価を用いる場合，残存肉厚比 R_t が 0.2 以上でなければならないという制限がある。

$$R_t \geq 0.2 \quad (4.3)$$

API/ASME-FFS の局部減肉評価の核となる概念が残存強度係数 (RSF: Remaining Strength Factor) であり，減肉部材の極限荷重と健全部材の極限荷重の比で定義されている。

$$RSF = \frac{\text{損傷部材の極限荷重}}{\text{健全部材の極限荷重}} \quad (4.4)$$

つまり，減肉が生じたことにより健全材に対してどれだけ耐荷重性能が低下したかを表すのが RSF であり，この RSF が一定の許容値 (RSF_a) を下回った場合，減肉は許容不可と判断される。減肉評価における RSF は健全部材の断面積に対する減肉部の残存断面積を比の形で求めることになる。具体的には，残存肉厚比 R_t とシェルパラメータ λ を用いて次式で表される。

$$RSF = \frac{R_t}{1 - \frac{1-R_t}{\sqrt{1+0.48\lambda^2}}} \quad (4.5)$$

健全材に対する耐荷重性能の低下分が 1 割以下，つまり， RSF が 0.9 以上であればそれ以上の詳細な検討なしに減肉は許容され，継続供用が可能と判断される（スクリーニング基準）．

$$RSF \geq 0.9 \quad (\text{Screening criteria}) \quad (4.6)$$

$RSF < 0.9$ の場合には，減肉部材に対する最大許容使用圧力 $MAWP_r$ (reduced Maximum Allowable Working Pressure) の計算による，より詳細な評価が必要となる。 $MAWP_r$ は次式で表される．

$$MAWP_r = \frac{RSF}{0.9} MAWP \quad (4.7)$$

ここで， $MAWP$ (Maximum Allowable Working Pressure) は健全材に対する最大許容使用圧力であり，次式で表される．

$$MAWP = \frac{2\sigma_a t_d}{D + 1.2t_d} \quad (4.8)$$

なお， σ_a は許容応力であり，降伏応力 σ_y を安全係数 1.5 で割った値もしくは引張強さ σ_u を安全係数 4 で割った値のうちの小さい方が用いられる．（ $\sigma_a = \min[\sigma_y/1.5, \sigma_u/4]$ ）本研究で対象とする材料は後者の方が小さくなるため，引張強さ σ_u を安全係数 4 で割った値を許容応力として用いる。 t_d は設計肉厚（腐れ代を除いた肉厚）を表す．

設計圧力 P_d が減肉部材に対する最大許容使用圧力 $MAWP_r$ 以下ならば減肉は許容され，継続供用が可能と判断される．

$$MAWP_r \geq P_d \quad (\text{Detailed criteria}) \quad (4.9)$$

式 (4.9) を満たさない場合，減肉は許容されず，レベル 1 評価では継続供用不可と判断される．さらに継続供用を行いたい場合には，設計圧力を下げるなどの最定格を行う，もしくはより詳細なレベル 2 および 3 の評価を行うことになる．本研究では，式 (4.6) の RSF のみによるスクリーニング基準ではなく，式 (4.9) による圧力基準の評価を対象とする．

4.2.2 減肉評価線図

API/ASME-FFS では，前項で示した減肉許容基準に対応する評価線図を与えており，これによって残存肉厚 R_t ，シェルパラメータ λ による容易な減肉評価が可能である．図 4.3 は，式 (4.6) によるスクリーニング基準に対応する減肉評価線図を示す．評価線図の右下の領域が深くて長い減肉，左上の領域が浅くて短い減肉に対応する．残存肉厚 R_t およびシェルパラメータ λ を評価線図上にプロットし，評価曲線上もしくは上方となれば減肉は許容，下方となれば $MAWP_r$ の計算が必要となる．なお， $R_t=0.2$ でカットオフされているのは，式 (4.1) による制限である．

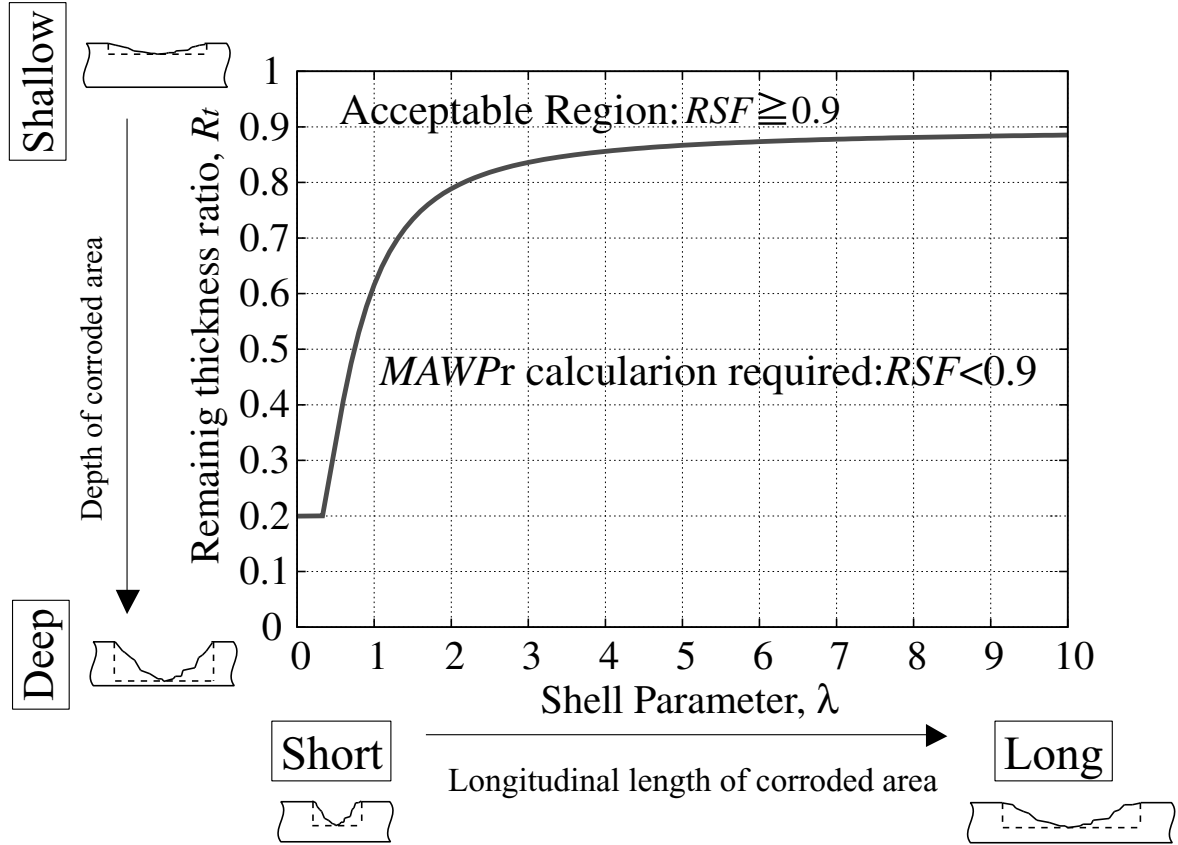


Fig.4.3. Level1 Screening criteria for local metal loss

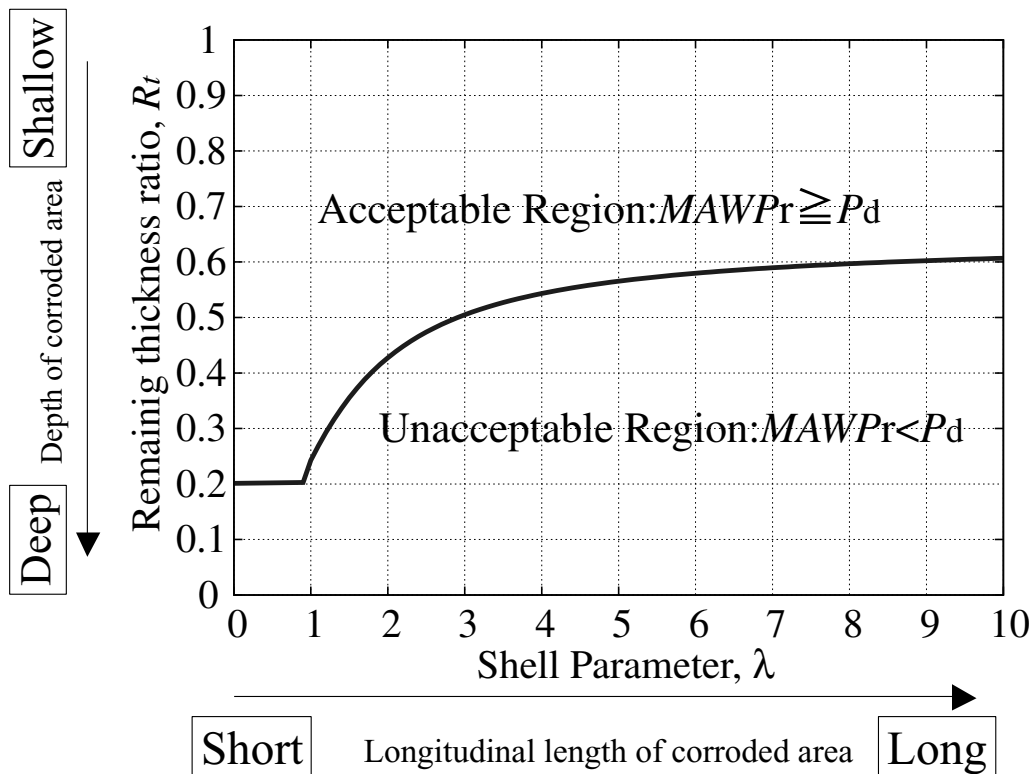
式 (4.9) に対応する評価曲線も同様に評価線図上に描くことが可能である。式 (4.5) 及び (4.7) を用いて、減肉評価基準式 (4.9) は次式のように書き換えることができる。

$$R_t \geq \frac{0.9 \frac{P_d}{MAWP} (1 - 1/\sqrt{1 + 0.48\lambda^2})}{1 - 0.9 \frac{P_d}{MAWP} / \sqrt{1 + 0.48\lambda^2}} \quad (4.10)$$

式 (4.10) により、設計圧力 P_d と健全材の最大許容使用圧力 $MAWP$ の比によって、減肉評価基準式 (4.9) に対応する減肉評価曲線が一本定まることになる。例として、 $MAWP/P_d=1.4$ の場合の減肉評価曲線を図 4.4 に示す。

4.2.3 健全材の最大許容使用圧力と設計圧力の比

圧力機器の使用圧力上限として設計圧力 P_d および最大許容使用圧力 $MAWP$ がある。両者は混同されやすいため、ここで両者の違いについて説明する。設計圧力 P_d は圧力機器を供用する上で、突発的な圧力上昇を含めてその圧力以下で使用されることを想定して設計者が定める値であり、この値に基づいて材料の選択や必要最小肉厚の決定がなされる。ただし、必要最小肉厚と一致する肉厚の板を必ずしも材料メーカーが製造しているとは限らず、実際には材料

Fig.4.4. Level1 Detailed criteria for local metal loss ($MAWP/P_d=1.4$)

メーカーの準備する板厚のうち、必要最小肉厚以上の板厚を選んで機器を製造することになる。この製造時の板厚から式 (4.8) により算出した圧力が最大許容使用圧力 $MAWP$ である。製造時の板厚は最小肉厚以上であるため、 $MAWP$ は一般に設計圧力 P_d より大きい。最大許容使用圧力 $MAWP$ が材料強度上の限界値であるのに対し、設計圧力 P_d は圧力機器の使用条件を表すという点で両者は異なる。

図 4.5 は、 $MAWP$ と P_d の比ごとに、式 (4.10) により算出した減肉評価曲線を示す。 $MAWP/P_d$ が大きいということは、最小肉厚に対する実肉厚が大きく、使用条件に対して保守的な圧力容器であることを意味する。そのため、 $MAWP/P_d$ が大きい圧力機器ほど減肉許容領域は広がる。

表 4.1 は、住友化学株式会社のプラントで実際に使用されている圧力容器の仕様および、設計圧力 P_d と最大許容使用圧力 $MAWP$ の比を示す。ただし、腐れ代を一律 2mm とし、 $MAWP$ は実肉厚から腐れ代を除いた肉厚を用いて算出した。表 4.1 を元に、最大許容圧力と設計圧力の比 $MAWP/P_d$ を圧力容器ごとにプロットしたものを図 4.6 に示す。最小肉厚と実肉厚が大きくかけ離れている圧力容器 5 および 17 を除き、 $MAWP/P_d$ は 1.0～2.0 の値である。そこで、本研究では、一般的な場合として $MAWP/P_d=1.0 \sim 2.0$ で製造された圧力機器について減肉評価曲線を定め、信頼性解析を行う。

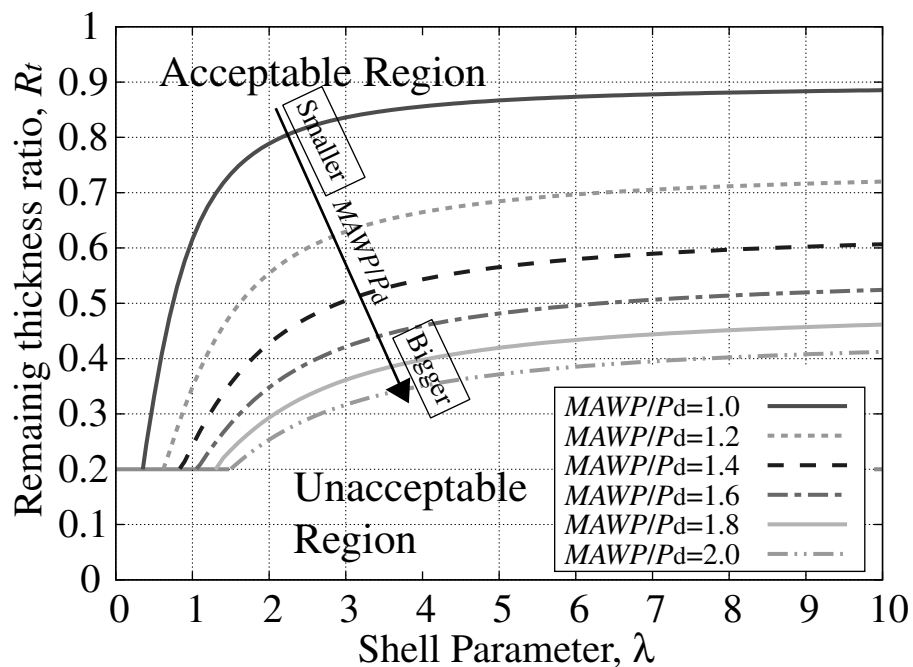


Fig.4.5. Acceptance criteria based on reduced permissible maximum allowable working pressure($MAWP_r$) for each $MAWP/P_d$

Table.4.1. Specification of the pressure vessels used in Sumitomo chemical Co. Ltd.

圧力容器 No.	内径D	実肉厚 t_{nom}	設計肉厚 t_d	鋼種(現 行JIS)	最小規定 引張強さ σ_u	加工硬化 係数n	設計温度	設計圧力 P_d	最大許容 使用圧力 MAWP	MAWP/ P_d
	mm	mm	mm	—	MPa	—	°C	MPa	MPa	—
1	2400	45	43	SPV235	400	0.1584	90	2.29	3.51	1.53
2	1300	12	10	SM400A	400	0.1584	150	0.98	1.52	1.56
3	3400	16	14	SM400B	400	0.1584	165	0.59	0.82	1.39
4	2400	15	13	SM400B	400	0.1584	165	0.59	1.08	1.82
5	875	37	35	SM400A	400	0.1584	175	1.75	7.63	4.36
6	3050	39	37	SGV480	480	0.1374	-45	2.25	2.87	1.28
7	3125	34	32	SGV480	480	0.1374	-45	2.25	2.43	1.08
8	3125	35	33	SGV480	480	0.1374	-30	2.25	2.50	1.11
9	2300	34	32	SGV480	480	0.1374	100	2.65	3.28	1.24
10	1250	19	17	SGV480	480	0.1374	100	2.74	3.21	1.17
11	1220	21	19	SM490B	490	0.1745	100	2.45	3.75	1.53
12	3100	37	35	SM490B	490	0.1745	100	2.06	2.73	1.32
13	1700	28	26	SPV315	490	0.1745	101	3.45	3.68	1.07
14	3400	38	36	SPV315	490	0.1745	160	2.3	2.56	1.11
15	1890	28	26	SM490B	490	0.1745	175	1.72	3.32	1.93
16	1890	17	15	SM490B	490	0.1745	175	1.72	1.93	1.12
17	2400	14	12	SPV315	490	0.1745	205	0.52	1.22	2.34

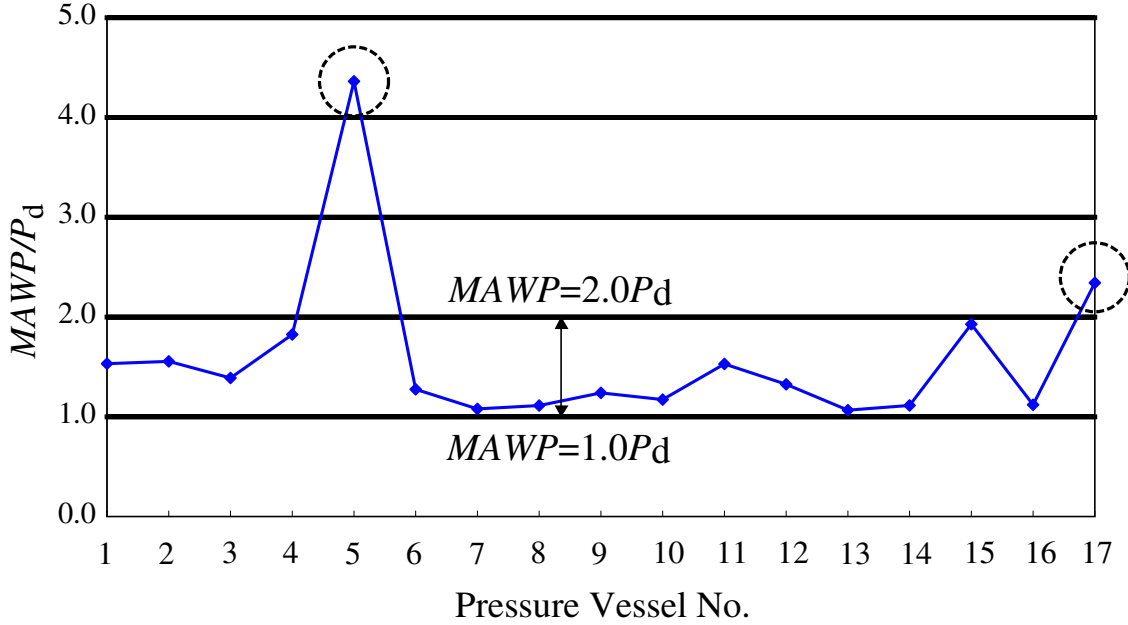


Fig.4.6. The ratio between Maximum Allowable Working Pressure(MAWP) and design pressure(P_d)

4.3 計算方法

4.3.1 限界状態関数の定義

構造物の信頼性を考える上で、ある破壊モードの発生を次式で与えられる限界状態関数 g を用いて定義する。

$$g = R - L \quad (4.11)$$

R と L はそれぞれ、強度を表す項、荷重を表す項である。限界状態関数 g が正の値ならば破壊は起こらず、構造物は安全である。限界状態関数 g がゼロあるいは負の値をとれば、構造物は破壊することになる。本研究では、構造物の破壊モードを内圧による圧力機器のバーストとし、減肉圧力機器の強度 R を減肉圧力機器のバースト圧力、荷重 L を作用圧力として、限界状態関数 g を次式で定義する。

$$\begin{aligned} g &= P_{bc} - P_{applied} \\ &= RSF \cdot P_{bi} - P_{applied} \end{aligned} \quad (4.12)$$

なお、減肉材のバースト圧力 P_{bc} は、健全材のバースト圧力 P_{bi} と、減肉による耐荷重性の低下分を表す RSF の積として表す。また、 $P_{applied}$ は作用圧力である。健全材のバースト圧力 P_{bi} の算出には次式で表される Svensson の式 [21] を用いる。

$$P_{bi} = \left(\frac{e}{n}\right)^n \left(\frac{0.25}{n + 0.227}\right) \ln\left(1 + \frac{2t_d}{D}\right) \sigma_u \quad (4.13)$$

ここで， t_d は設計肉厚， D は圧力機器の内径， σ_u は引張強さ， n は加工硬化指数を示す．加工硬化指数 n は，降伏応力 σ_y と引張強さ σ_u を用いて，次式 [3] で算出する．

$$n = \frac{1 + 1.3495 \left(\frac{\sigma_y}{\sigma_u}\right) - 5.3117 \left(\frac{\sigma_y}{\sigma_u}\right)^2 + 2.9643 \left(\frac{\sigma_y}{\sigma_u}\right)^3}{1.1249 + 11.0097 \left(\frac{\sigma_y}{\sigma_u}\right) - 11.7464 \left(\frac{\sigma_y}{\sigma_u}\right)^2} \quad (4.14)$$

4.3.2 確率モデルおよび計算方法

減肉評価に関するパラメータのうち，ばらつきの大きいものとして，引張強さ σ_u ，設計肉厚 t_d ，残存肉厚 t_{mm} ，減肉部分の軸方向長さ s ，作用圧力 $P_{applied}$ の5つを確率変数として扱う．確率変数の確率特性を表 4.2 にまとめて示す．確率特性は文献を参考に決定した [4]．ただし，残存肉厚および減肉長さのばらつきは，減肉寸法の測定精度および将来腐食代 FCA の予測精度に依存するため，測定に用いる方法（デプスゲージ，超音波肉厚計，漏洩磁束法等）や過去の減肉測定データのばらつきに応じて適切に決定する必要がある．そこで，残存肉厚と減肉長さについては，ばらつきの大きさに応じて $COV=0.1, 0.2, 0.3$ の三つの代表値を与え，それぞれの場合について計算を行う．規定最小引張強さ $SMTS$ (Specified Minimum Tensile Strength) および設計肉厚 t_d の平均値には，表 4.1 の住友化学の実際の機器データを用いる．作用圧力 $P_{applied}$ に関しては，供用期間中に想定しうる最大値の分布を考え，平均値として設計圧力 P_d を用いる．設計圧力 P_d は，4.2.3 項で考察したとおり， $MAWP/2 \sim MAWP$ の範囲で変化させる．

式 (4.10) に式 (4.1)，(4.2) を代入し，不等号を等号に書き換えれば，減肉評価曲線は，残存肉厚 t_{mm} および減肉長さ s の関係式として次式で与えられる．

$$t_{mm} = t_d \frac{0.9 \frac{P_d}{MAWP} \left(1 - 1/\sqrt{1 + 0.793s^2/Dt_d}\right)}{1 - 0.9 \frac{P_d}{MAWP} / \sqrt{1 + 0.793s^2/Dt_d}} \quad (4.15)$$

つまり，ある減肉長さ s について，式 (4.15) により減肉許容限界となる残存肉厚 t_{mm} が一つ決まる．減肉長さを $0[\text{mm}]$ から $50[\text{mm}]$ ずつ増加させるごとに信頼性指標 β を算出することで，減肉評価曲線に対応する信頼性指標 β を求める．

信頼性指標の算出には Newton-Raphson タイプの帰納的アルゴリズム，HL-RF (Hasofer-Lind, Rackwitz-Fiessler) 法 [16, 17] を用い，gumbel 分布を仮定する作用圧力 $P_{applied}$ の標準正規化には，Rackwitz-Fiessler の正規裾野近似法 [17] を用いる．ただし，HL-RF 法は

Table.4.2. Parameters in the modeling of the burst limit state

Variable	Distribution	Mean	COV ^{*2}
Ultimate tensile strength, σ_u	Normal	1.09SMTS ^{*1}	0.06
Design thickness, t_d	Normal	Actual data (Table4.1)	0.03
Remaining thickness, t_{mm}	Normal	From eq.(4.15)	0.1 , 0.2 , 0.3
Length of corroded area, s	Normal	Change	0.1 , 0.2 , 0.3
Applied pressure, $P_{applied}$	Gumbel	$P_d = MAWP/2 \sim MAWP$ ^{*3}	0.03

¹ SMTS=Specified minimum tensile strength

² COV=Coefficient of variation

³ MAWP=Maximum allowable working pressure

収束が早いですが、ある種の状況下では解が収束しないことが知られているため、よりロバスト性の高い逐次二次計画法（SQP：Sequential Quadratic Programming）および、数値実験により破壊確率を算出することのできるモンテカルロシミュレーション（MCS：Monte Carlo Simulation）を用いて収束解の検証を行う。

4.4 計算結果

4.4.1 API-579/ASME FFS-1 の減肉評価曲線に対する信頼性評価

本節では、 $MAWP/P_d$ および減肉形状による信頼性の違いを明らかにすることを目的とするため、残存肉厚 t_{mm} および減肉長さ s の COV はともに 0.2 として計算を行う。これらの COV が信頼性に及ぼす影響は後項で取り扱う。

図 4.7 は、圧力容器 No.1 について、 $MAWP/P_d=1.6$ とした場合の (a) API/ASME -FFS の減肉評価曲線と、(b) それに対応する信頼性指標を示す。図 4.7 (b) の λ が小さい領域で曲線が途切れているのは、レベル 1 の評価対象外となる $R_t < 0.2$ となる減肉形状に対しては信頼性指標 β の計算を行っていないためである。図中、破線で囲んだ領域は深くて短い減肉、一点鎖線で囲んだ領域は浅くて長い減肉に対応する。同じ減肉評価曲線上であっても、浅くて長い減肉に比べて、深くて短い減肉を内在する圧力機器の方がより高い信頼性を持つことがわかる。したがって、同じ減肉評価曲線状であっても、信頼性指標 β は減肉形状によって異なり、API/ASME -FFS の定める減肉許容判定基準は同じ信頼性に基いていないといえる。

図 4.8 は、HL-RF 法、逐次二次計画法、モンテカルロ法それぞれを用いて API/ASME -FFS の減肉評価曲線に相当する信頼性指標 β を計算した結果を示す。いずれの方法によって算出された信頼性指標 β もほぼ一致している。よって、以後、計算効率に優れる HL-RF 法に

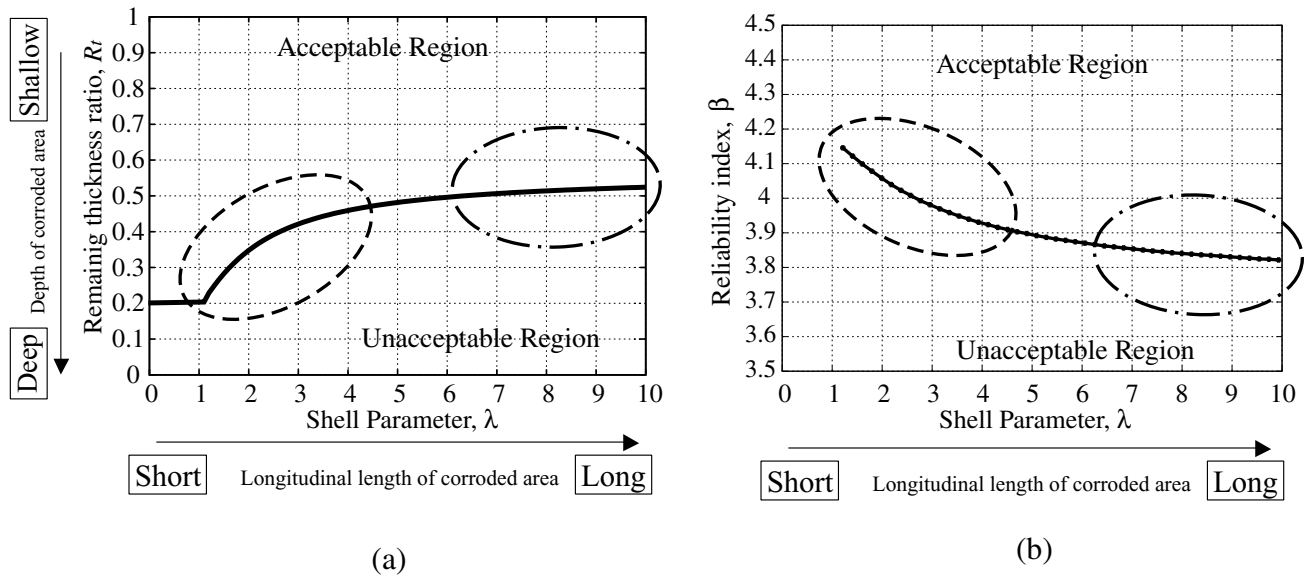


Fig.4.7. (a) Corrosion assessment curve and (b) corresponding reliability index ($MAWP/P_d=1.6$, $COV(t_{mm})=0.2$, $COV(s)=0.2$, Pressure Vessel No.1)

よって解析を行う。

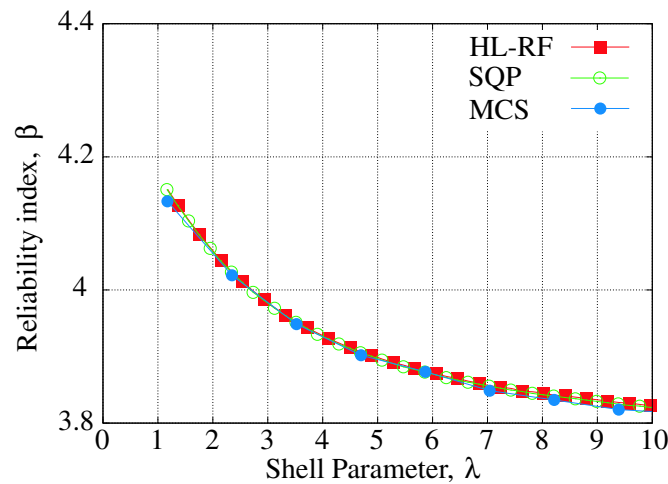


Fig.4.8. The reliability index calculated by HL-RF method, sequential quadratic programming method and Monte Carlo simulation method ($MAWP/P_d=1.6$, $COV(t_{mm})=0.2$, $COV(s)=0.2$, Pressure Vessel No.1)

圧力機器 No.1 から 17 について, $MAWP/P_d=1.6$ の減肉評価曲線に対応する信頼性指標 β を算出した結果を図 4.9 に示す。圧力機器による信頼性指標の違いは最大約 0.05 (1.3%) ほどであり, 信頼性指標の個別の圧力機器に対する依存性は小さい。したがって, 個々の圧力機器による違いはほぼ無視できると考え, 以降の計算は圧力機器 No.1 について行った結果のみ

示す．

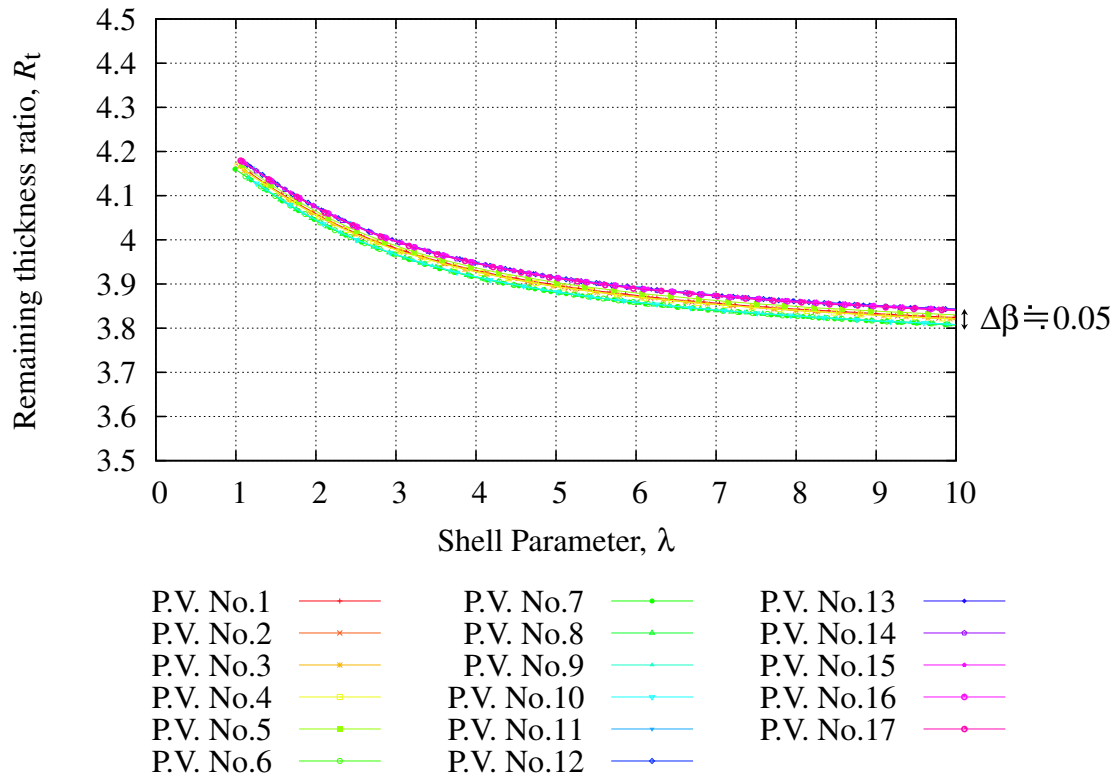


Fig.4.9. The difference of reliability index between Pressure vessel No.1 to No.17, $COV(t_{mm})=0.2$, $COV(s)=0.2$

図 4.10 は (a) 残存強度係数 RSF および (b) 信頼性指標 β の $MAWP/P_d=1.0$ の場合のカラーマップを示す．これらの図より，API/ASME-FFS が減肉評価の基準として用いている，健全材からの耐荷重性能の低下割合， RSF の分布と，破壊からの確率論的安全裕度を示す β の分布は一致していないことがわかる．

図 4.11 は， $MAWP/P_d=1.0$ から 2.0 の圧力機器について算出した (a) 減肉評価曲線と，(b) それに対応する信頼性指標を示す．いずれの圧力容器についても，深くて短い減肉を含む機器の方がより高い信頼性を持つ．また， $MAWP/P_d$ が小さな圧力機器ほど，つまり，最小肉厚に近い肉厚で製造された圧力機器ほど，減肉形状による信頼性の違いが顕著である． $MAWP/P_d$ が最も小さい 1.0 の圧力機器の場合，浅くて長い減肉を含む場合と深くて短い減肉との信頼性指標の差は最大でほぼ 1.0 である．さらに， $MAWP/P_d$ が小さい圧力機器ほど，限界評価曲線に対応する信頼性指標は大きい．すなわち， $MAWP/P_d$ が小さい圧力機器ほど，まだ高い信頼性を維持しているのにもかかわらず，減肉を許容不可と判断しているといえる．

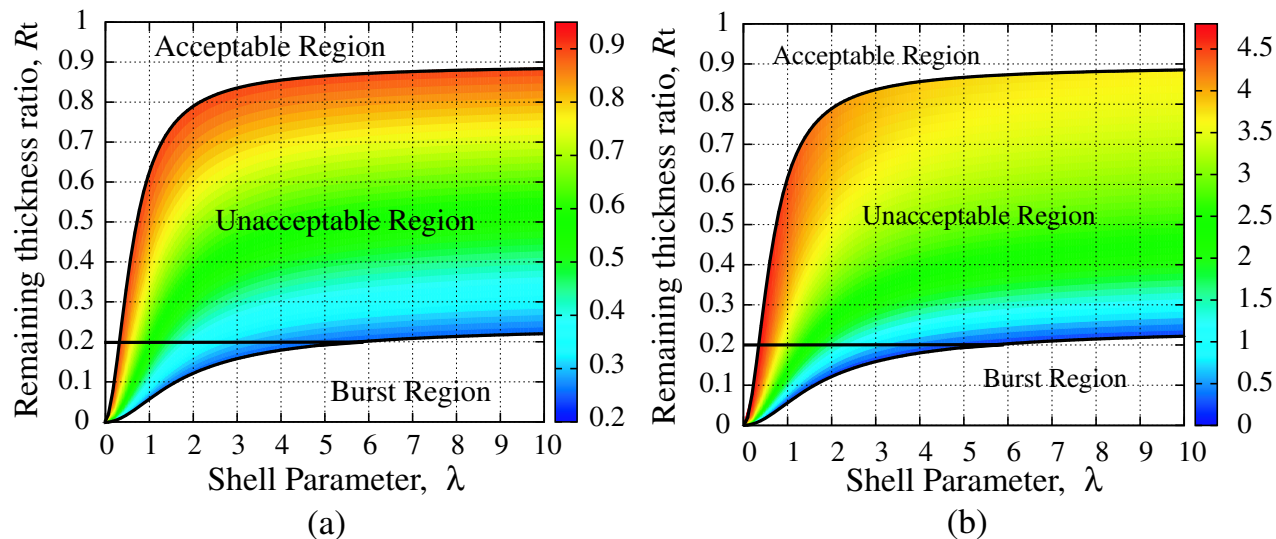


Fig.4.10. Color maps of (a) Remaining Strength Factor, RSF and (b) reliability index, β ($MAWP/P_d=1.0$)

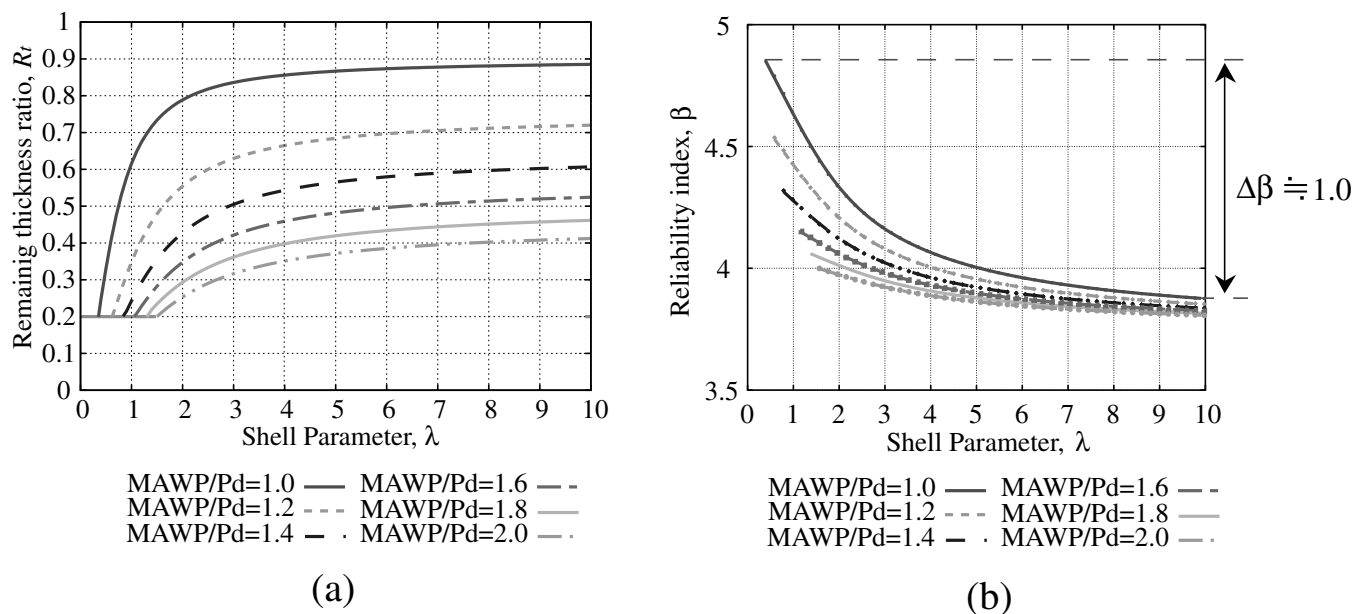


Fig.4.11. (a) Corrosion assessment curve and (b) corresponding reliability index for each $MAWP/P_d$ ($COV(t_{mm})=0.2$, $COV(s)=0.2$)

4.4.2 信頼性指標の COV に対する感度解析

深くて短い減肉が浅くて長い減肉に対してより高い信頼性を持つことの考察のため、本項では、各パラメータの COV に対する信頼性指標の感度解析を行う。破壊に關与する確

率変数ベクトルを $X = [X_1, X_2, \dots, X_n]^T$, 信頼性指標を β , 標準正規空間上の設計点を $u^* = [u_1, u_2, \dots, u_n]^T$ とする . このとき ,

$$\alpha_i = -\frac{u_i^*}{\beta} \quad (4.16)$$

で定義される α_i は , X_i の平均値の微小変化に対する β の感度を表し , α_i^2 は , X_i のばらつきが β におよぼす影響度を表す [15, 22] .

図 4.12 は , $MAWP/P_d=1.6$ の圧力機器についての感度解析の結果を示す . (a) は , 各パラメータに対する信頼性指標 β の感度を , (b) は , 各パラメータの COV の信頼性指標 β への影響度を示す . 図 4.12(a) より , 短い減肉で減肉長さ s の感度が -0.2 程度であるが , それ以外の減肉については減肉深さ t_{mm} の感度がほぼ 1.0 となっている . 図 4.12(b) から , 信頼性指標に対して減肉深さ t_{mm} の COV が最も影響することがわかる .

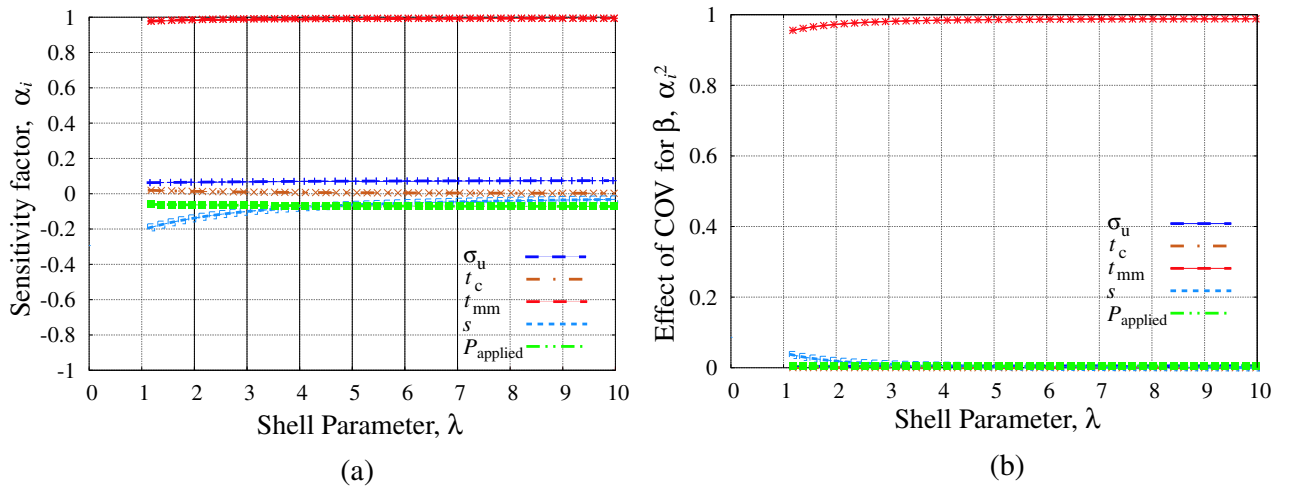


Fig.4.12. (a)Sensitivity factors of parameters, α_i and (b)sensitivity of COV, α_i^2
 $MAWP/P_d=1.6$

4.4.3 構造信頼性の残存肉厚 t_{mm} および減肉長さ s の COV 依存性

前項では , 残存肉厚 t_{mm} の COV が 0.2 , 減肉長さ s の COV が 0.2 の場合の計算結果を示したが , 本項では , これらの COV による信頼性の違いを検討するため , 残存肉厚 t_{mm} の COV が 0.1 , 0.2 , 0.3 , 減肉長さ s の COV が 0.1 , 0.2 , 0.3 の場合についての計算結果を示す .

図 4.13 は , API/ASME-FFS の減肉評価曲線に対応する信頼性指標を異なる $COV(t_{mm})$ と $COV(s)$ ごとに算出したものである . ほとんどの場合において , 浅く長い減肉よりも深く短い減肉の方が信頼性指標が大きい . ただし , $COV(t_{mm})=0.1$, $COV(s)=0.2$ のときの , $MAWP/P_d=1.75$, 2.0 の場合 , および $COV(t_{mm})=0.1$, $COV(s)=0.3$ のときの

$MAWP/P_d=1.5, 1.75, 2.0$ の場合は, 逆に深く短い減肉の方が浅く長い減肉より信頼性指標が小さい。

図 4.14 は, 式 (4.3) の R_t に関する形状制限を無視した場合について, 信頼性指標を計算した結果を示す。 $(COV(t_{mm}), COV(s))=(0.1, 0.2), (0.1, 0.3), (0.2, 0.3)$ の場合に, 深く・短い減肉の信頼性が大きく低下していることがわかる。このことから, 式 (4.3) の R_t に関する形状制限によって, 大きく信頼性が低下する減肉を排除していることがわかり, 式 (4.3) は信頼性の観点からも有効な条件であるといえる。

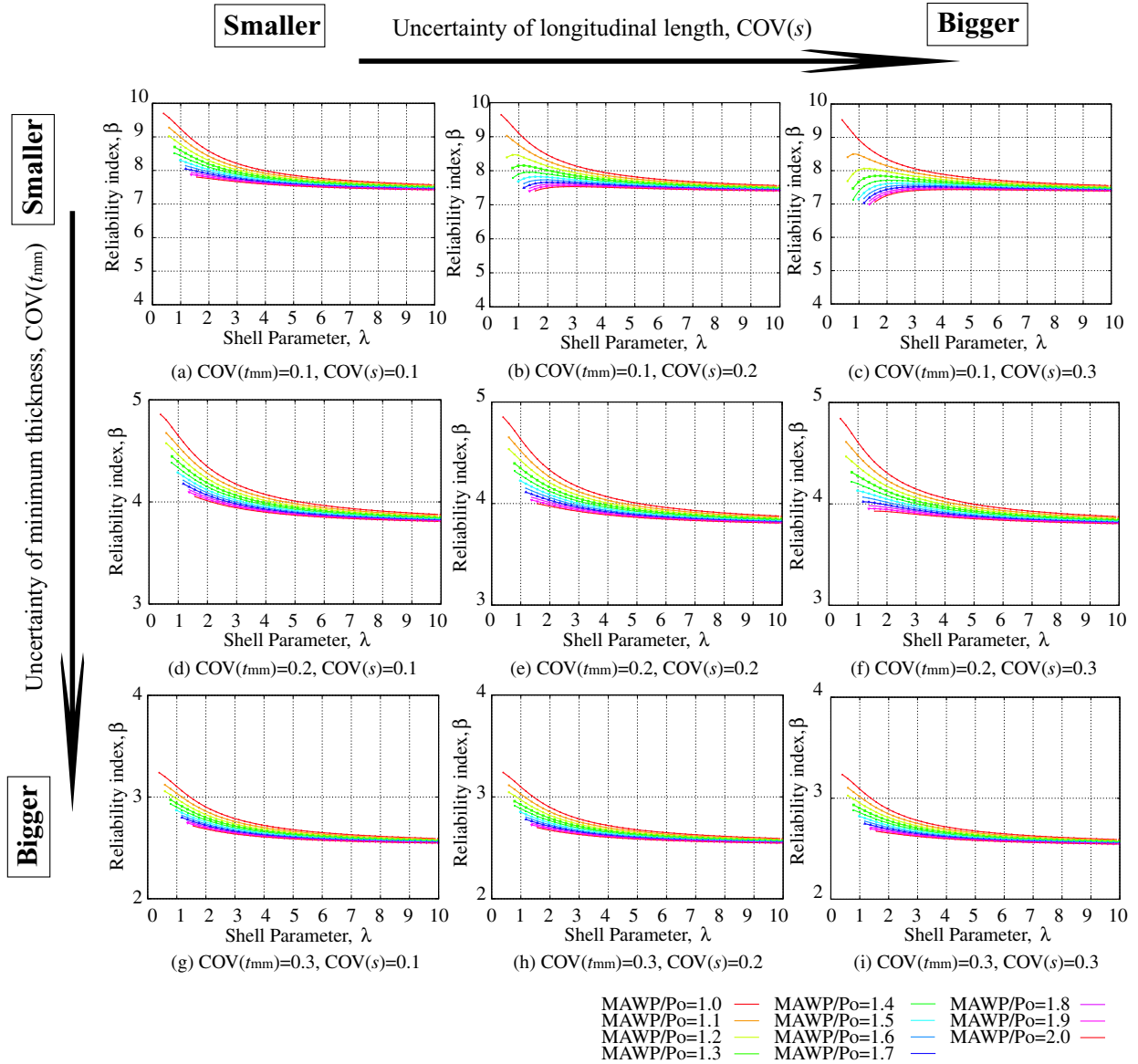
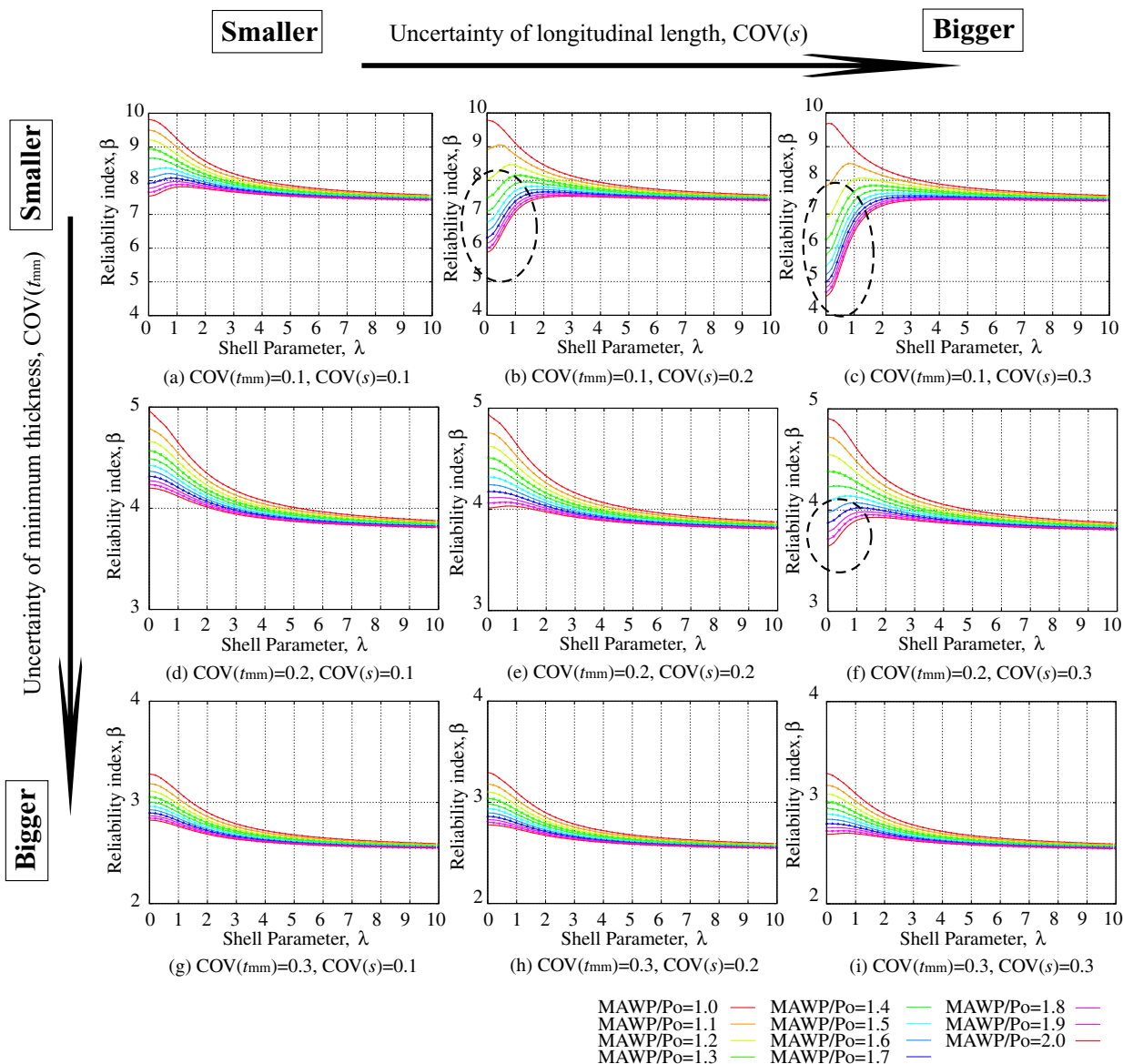


Fig.4.13. Reliability index, β for various COV , $R_t \geq 0.2$

図 4.15 は, $MAWP/P_d=1.6$ の場合について, パラメータのばらつきの信頼性指標への影響度 α_i^2 を, 各 COV ごとに算出した結果を示す。一次応力 σ_u および設計肉厚 t_d のばらつき

Fig.4.14. Reliability index, β for various COV

の影響度は小さいため表記せず，それ以外の残存肉厚 t_{mm} ，減肉長さ s ，作用圧力 $P_{applied}$ のみの結果のみ記す．いずれの COV の場合でも残存肉厚 t_{mm} のばらつきの影響度が最も大きい．このことから，減肉圧力機器の信頼性評価を行う際には，残存肉厚 t_{mm} の COV の決定を最も慎重に行う必要がある．また，減肉長さ s の COV に対して相対的に残存肉厚の COV が大きい場合（図 4.15 の (d)，(g)，(h)）は，残存肉厚のばらつきの影響度がほぼ支配的になり，他のパラメータのばらつきはほぼ無視できる．一方，残存肉厚の COV よりも減肉長さ s の COV が相対的に大きい場合（図 4.15 の (b)，(c)，(f)）の場合，短い減肉に対して，残存肉厚 t_{mm} の影響度が下がり，逆に減肉長さ s の影響度が高くなっている．

図 4.16 は，(a) 残存肉厚 t_{mm} のばらつきおよび (b) 減肉長さ s の，残存強度係数 RSF に与

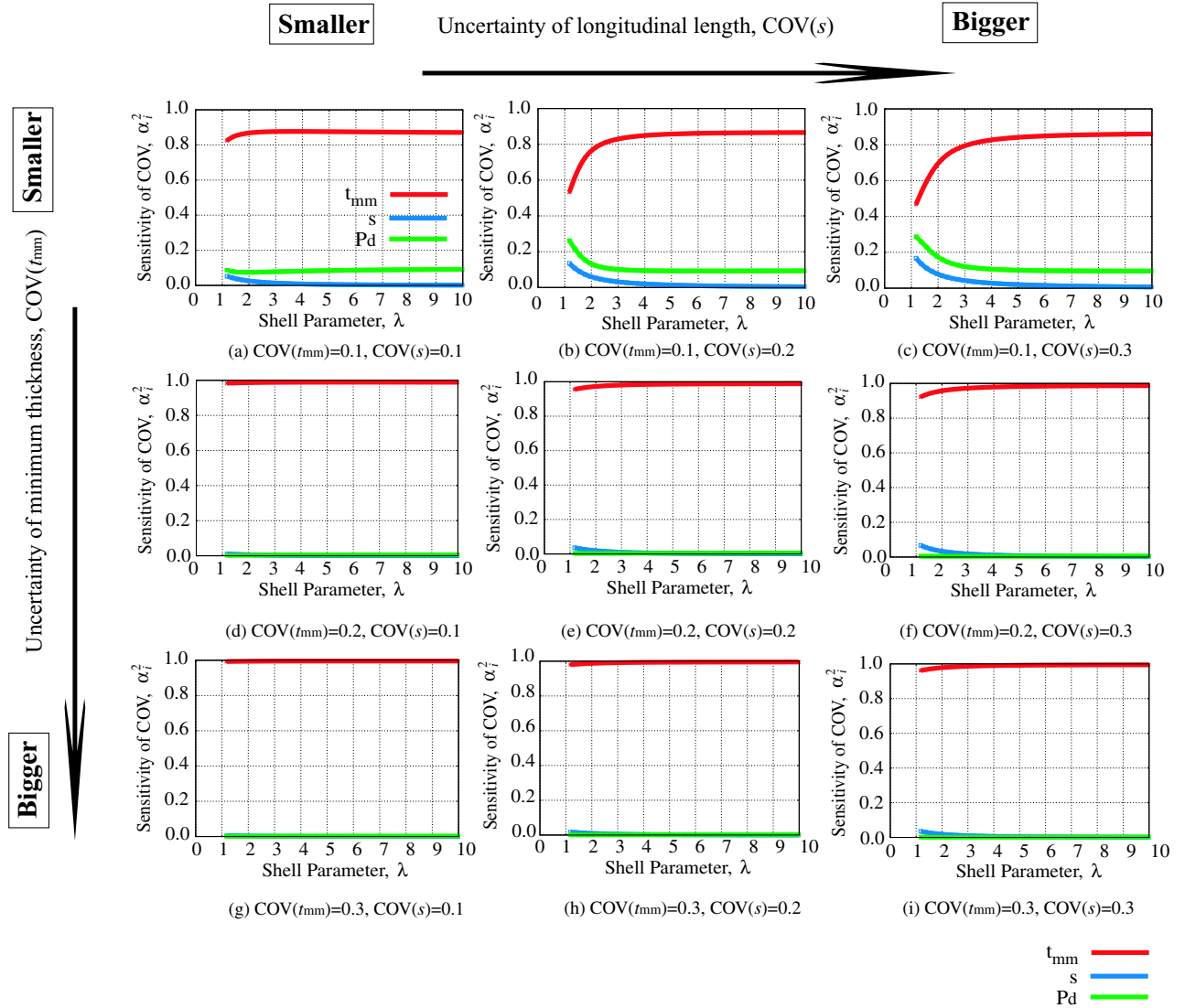


Fig.4.15. Sensitivity of COV for reliability index, α_i^2 for each $COV(t_{mm})$ and $COV(s)$
 ($MAWP/P_d=1.6$)

える影響を図式的に示したものである。図中の曲線は、減肉評価曲線（残存強度係数 RSF の等値線）を表す。残存肉厚のばらつきは、評価線図上で評価点が縦軸方向にばらつくことを意味する（図 (a)）。逆に減肉長さのばらつきは、評価線図上で評価点が横軸方向にばらつくことを意味する（図 (b)）。したがって、減肉長さの大きい領域（ λ の大きい領域）では、 RSF の等値線が横軸とほぼ平行であることから、減肉長さのばらつきは RSF にほとんど影響せず、残存肉厚のばらつきが、 RSF に大きく影響する。逆に、減肉長さの小さな領域（ λ の小さな領域）では、減肉長さのばらつきが RSF に大きく影響する。残存肉厚のばらつきの RSF に対する影響が相対的に小さくなることから、図 4.14(a), (d), (e), (g), (h), (i) において、深く短い減肉の信頼性が高くなると考えられる。残存肉厚の COV に対して減肉長さの COV が相対

的に大きい，図 4.14(b)，(c)，(f) において，減肉長さの短い領域で信頼性が急激に低下しているのは，残存肉厚のばらつきによる RSF のばらつきが小さくなる効果よりも，減肉長さのばらつきによって RSF のばらつきが大きくなる効果の方が大きくなるためと考えられる．

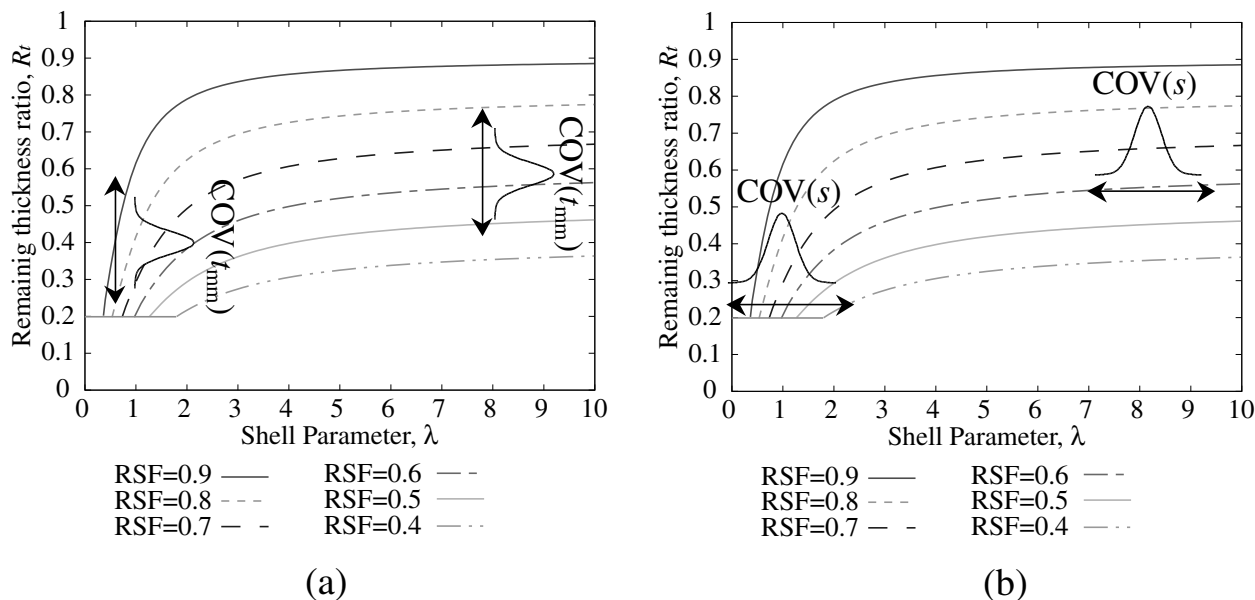


Fig.4.16. The effect of (a) variation of the remaining thickness t_{mm} and (b) variation of the corrosion length s for the remaining strength factor, RSF

4.4.4 信頼性指標に基づく減肉許容限界曲線の提案

図 4.17 に $MAWP/P_d=1.25$ の圧力機器に対する，信頼性基準の曲線を API/ASME の評価曲線とともに示す．なお，信頼性指標 β は，全面減肉に近い，API/ASME-FFS の減肉評価曲線の右端（シェルパラメータ $\lambda=10.0$ ）を基準にした．信頼性基準の曲線は API/ASME-FFS の評価曲線の下方となる．つまり，信頼性基準の減肉評価曲線の方が減肉許容領域が広く，API/ASME-FFS では許容されない，より深く短い減肉が許容されることになる．

図 4.18 は， $MAWP/P_d=1.0, 1.5, 2.0$ の圧力機器に対して，同じ信頼性に基づく減肉曲線を COV ごとに算出した結果である．比較のため，API/ASME-FFS の減肉評価曲線も同時に示す．ほぼ全ての $COV(t_{mm})$ ， $COV(s)$ について，信頼性基準の曲線の方が減肉長さが短い減肉に対して減肉許容領域が広がる．ただし， $(COV(t_{mm}), COV(s))=(0.1, 0.2), (0.1, 0.3)$ の場合，図中楕円領域において，等信頼性曲線の方が API/ASME-FFS に比べて減肉許容領域が狭まる．これは，残存肉厚のばらつきが小さく，減肉長さのばらつきが大きい場合，前項で考察したとおり，深く短い減肉の信頼性が低下するためである．

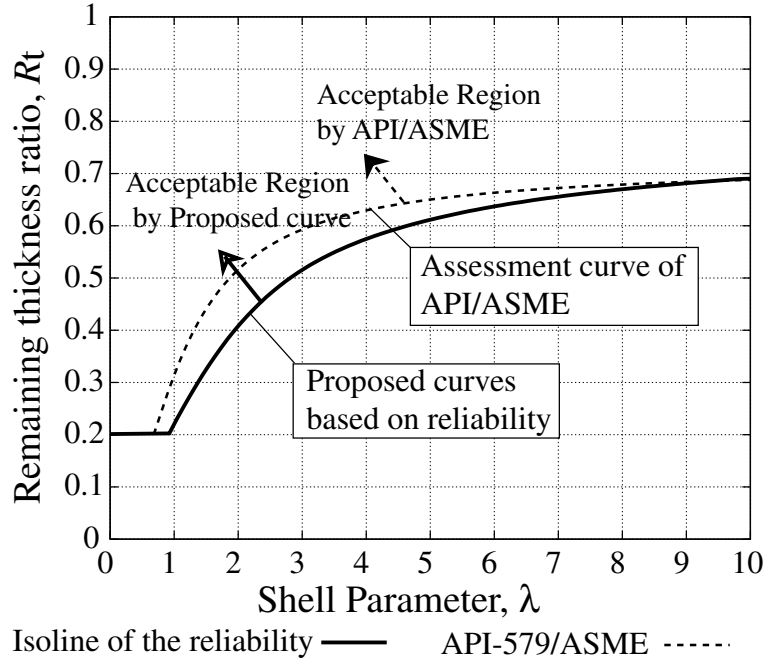


Fig.4.17. Corrosion assessment curve of API/ASME-FFS and the same reliability
 $(MAWP/P_d=1.25, COV(t_{mm})=0.2, COV(s)=0.2)$

4.4.5 モンテカルロシミュレーションによる等信頼性曲線の検証

前項では、構造信頼性手法を減肉評価に適用することで、信頼性基準の減肉評価曲線を提案した。本項では、提案する減肉評価曲線により本当に同じ信頼性を確保できるか検証を行うため、モンテカルロ法による数値実験を行う。

破壊に関わるパラメータの確率特性には表 4.2 を用いる。メルセンヌ・ツイスタ [19] により生成した一様乱数を用い、正規分布を仮定する引張強さ σ_u 、設計肉厚 t_d 、残存肉厚 t_{mm} 、減肉長さ s については、ボックス・ミュラー法 [20] により正規乱数を生成する。グンベル分布を仮定する作用圧力 $P_{applied}$ については、一様乱数 y を用いてグンベル分布 $G(\alpha, u)$ に従う乱数 x を次式により生成する。

$$x = F_G^{-1}(y) - \frac{\ln\{-\ln(y)\}}{\alpha} + u \quad (4.17)$$

なお、 $F_G^{-1}(y)$ は、グンベル分布の確率分布関数の逆関数である。

生成された乱数の組を用いて構造物の破壊判定 ($g > 0$ or $g \leq 0$) の試行を繰返し、式 (2.34) により破壊確率 P_f を算出する。検証は、図 4.17 の等信頼性曲線 ($\beta=3.64$) について行う。

モンテカルロシミュレーションにより算出される破壊確率の推定精度は、試行回数 N が大きいほど高まるが、その分計算コストもかかる。そのため、許容できる計算コストの範囲で試

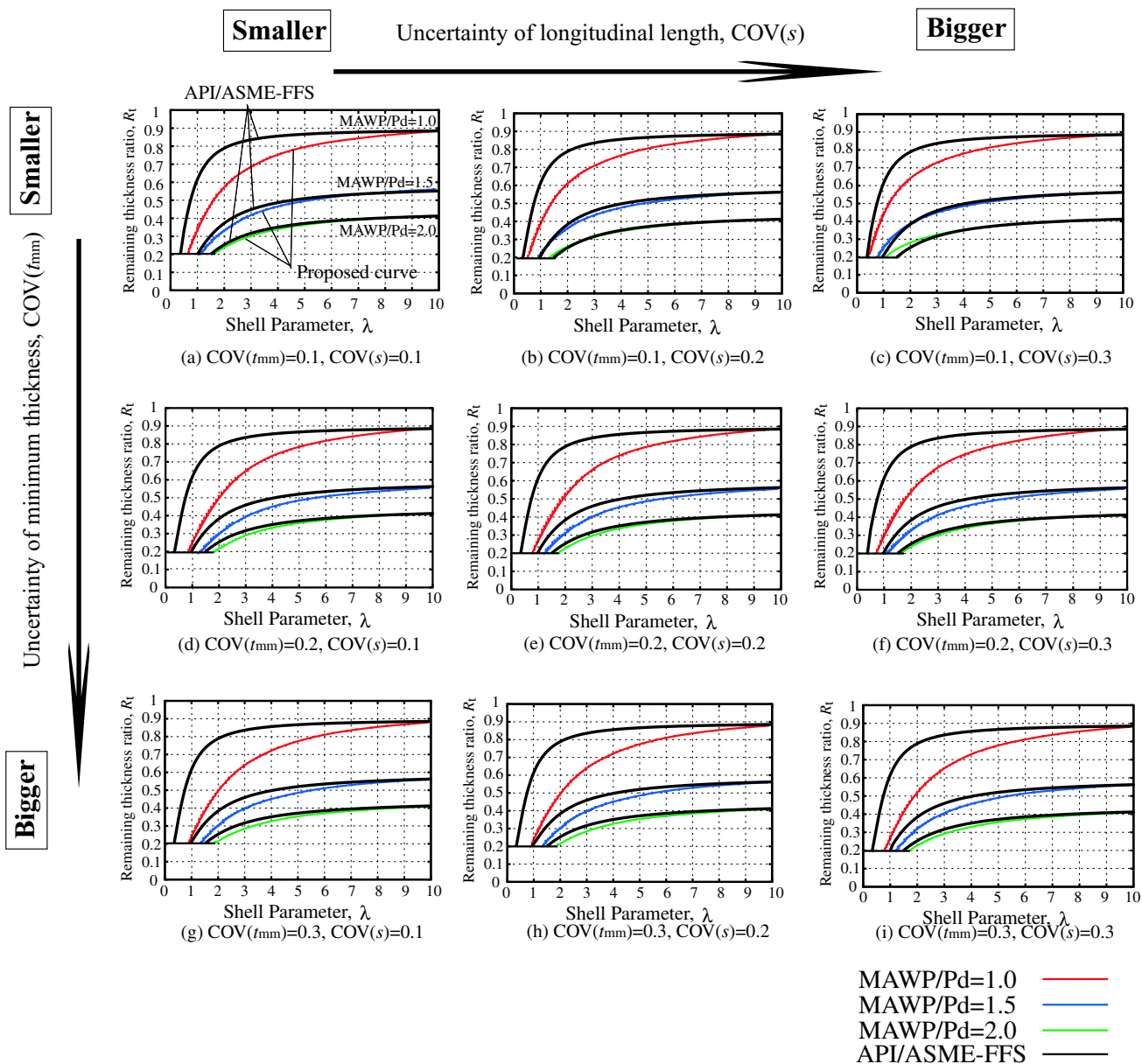


Fig.4.18. Corrosion assessment curve of the same reliability for each $\text{COV}(t_{\text{mm}})$ and $\text{COV}(s)$

行回数 N を決める必要がある。

図 4.19 は、試行回数 N による破壊確率 P_f 収束の収束性を示す。また、FORM により算出された破壊確率 ($P_f \approx \Phi(-3.64) = 1.36 \times 10^{-4}$) も同時に示す。試行回数 $N = 10^7$ 程度で破壊確率が収束し、さらに FORM による破壊確率とよく一致することがわかる。そこで、試行回数 $N = 10^7$ として等信頼性曲線の検証を行う。

図 4.20 は、提案した等信頼性に基づく減肉評価曲線上の点 A と B、API/ASME-FFS の減肉評価曲線上の点 C、両者が重なる点 D における破壊確率を、モンテカルロシミュレーション

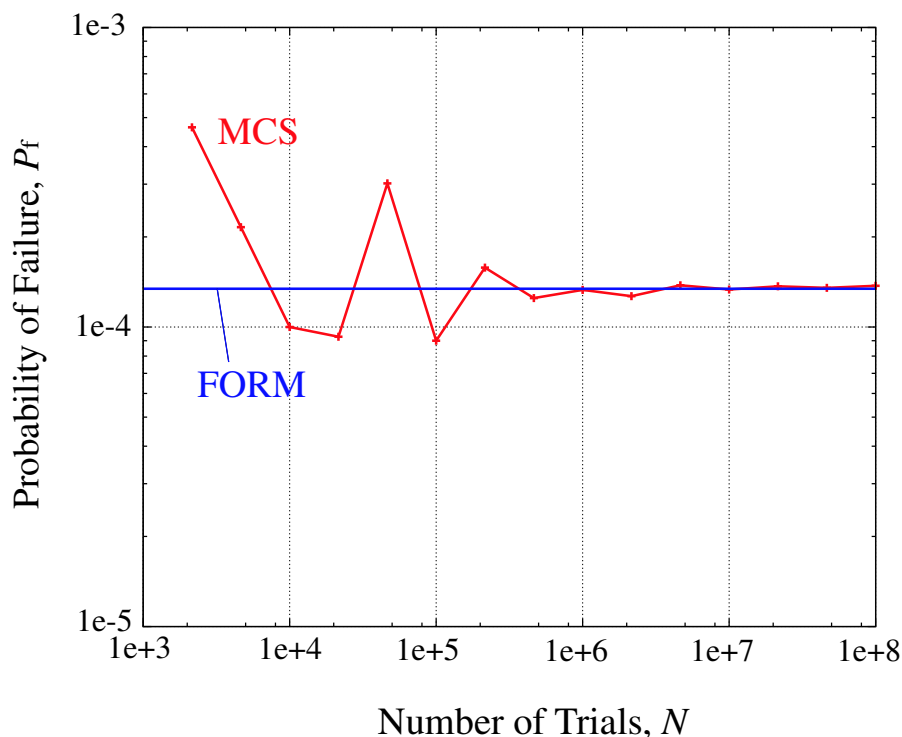


Fig.4.19. Convergence of probability of failure, P_f calculated by Monte Carlo simulation method

ンにより算出した結果を示す．モンテカルロシミュレーションにより算出された等信頼性曲線上の点 A, B, C における破壊確率は，FORM による破壊確率とほぼ一致しており，提案する減肉評価曲線上において同じ信頼性が確保されていることがわかる．また，API/ASME-FFS の減肉評価曲線上の点 D における破壊確率は， $P_f = 5.47 \times 10^{-5}$ と他の点よりも低い．同じ評価曲線上にありながら点 C ($P_f = 1.36 \times 10^{-4}$) と D ($P_f = 5.47 \times 10^{-5}$) で破壊確率が異なることから，API/ASME-FFS の減肉評価曲線は，破壊確率の観点から合理化の余地があると言える．

API/ASME-FFS と等信頼性曲線との違いは，前者が引張強さの $1/4$ もしくは降伏応力の $1/1.5$ で決まる許容応力に基づく評価を行うのに対し，後者がパラメータの不確定性を考慮し，破壊確率に基づく評価を行うことに起因すると考えられる．API/ASME-FFS の減肉評価曲線は，パラメータの不確定性が未知の場合にも適用でき，簡易的な評価が可能という点で優れる．一方，不確定性が既知の場合および，手間がかかっても減肉を許容して長期供用を行いたい場合には等信頼性曲線による評価が有効である．

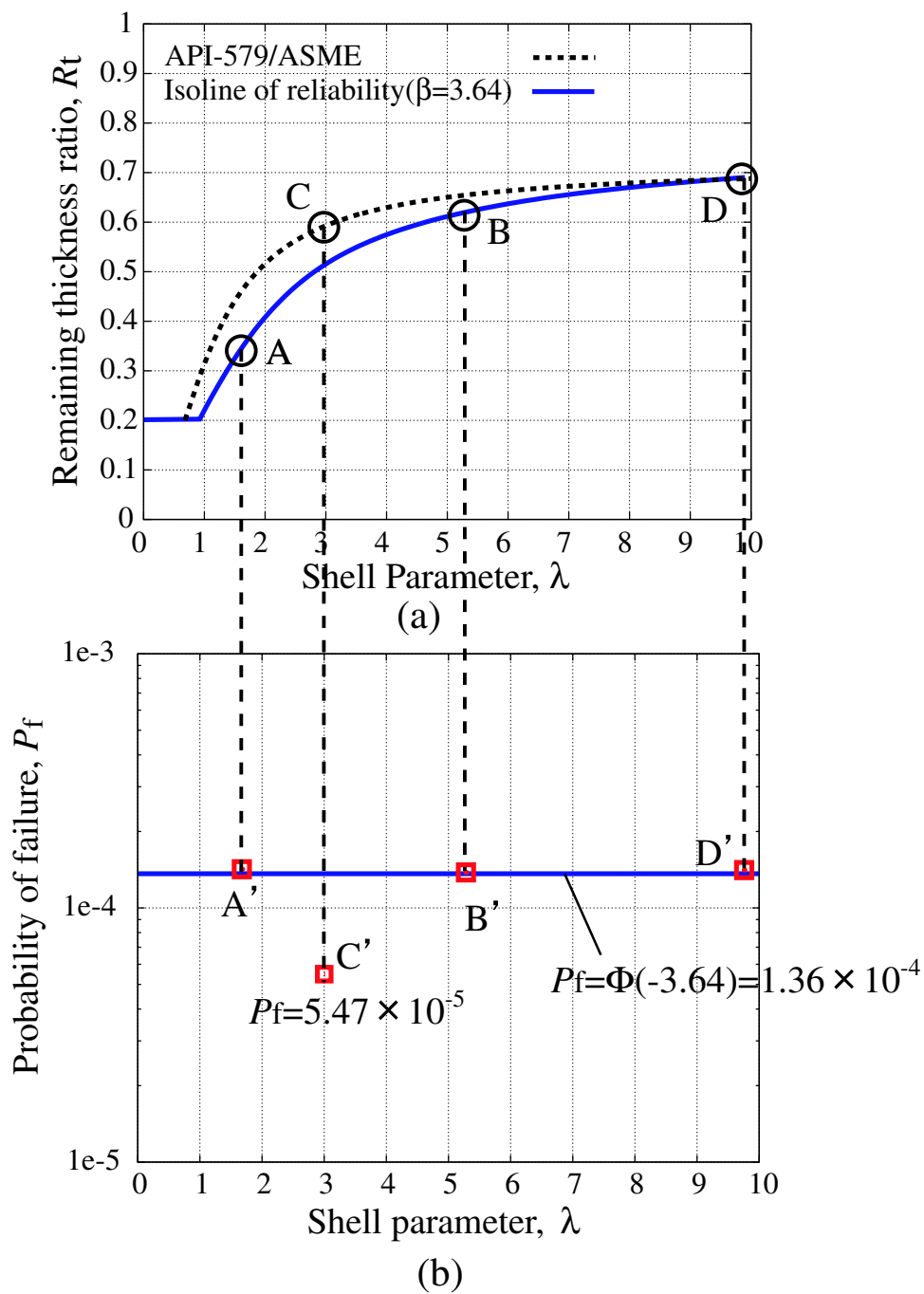


Fig.4.20. (a) Corrosion assessment curves and (b) probability of failure, P_f calculated by Monte Carlo simulation at point A ~ D

4.5 結言

本章では、減肉評価基準を確率論的安全裕度に基づいて合理化することを目的とし、住友化学株式会社の圧力機器データを用いて API-579/ASME FFS-1 の減肉評価曲線の安全裕度を検討するとともに、確率論的安全裕度に基づく減肉評価曲線の提案を行った。以下に得られた知見をまとめて示す。

1. 構造信頼性解析の結果、API-579/ASME FFS-1 の減肉評価曲線では同じ信頼性に基づいた減肉許容判定を行うことができず、信頼性の観点から合理化の余地があることが明らかになった。
2. 確率論的信頼性手法を活用し、信頼性基準の減肉評価曲線を提案した。提案した減肉許容曲線によれば、確率変数の COV に応じて API-579/ASME FFS-1 の減肉評価曲線よりも減肉許容領域を広げることができるため、減肉を含む圧力機器の長期供用が期待できる。また、破壊からの安全裕度を信頼性の観点から定量的に評価することができる。
3. 評価に関わるパラメータの確率特性を必要としない API-579/ASME FFS-1 の減肉評価曲線の簡易評価としての位置づけをより明確化し、確率特性が既知の場合には、信頼性手法を用いた詳細解析を行い、信頼性に基づいた定量的な評価を行うことができることを明らかにした。
4. 本研究で用いた限界状態関数および確率モデルによって減肉圧力機器の設計点が算出可能なため、減肉圧力機器の供用適性評価に部分安全係数法を適用することができる。

第 5 章

結論

5.1 結果の総括

本論文では、確率論的安全裕度に基づいた構造健全性評価の合理化を目的として、き裂および減肉を含む構造物を構造信頼性手法を用いて評価した。

第 3 章では、確率論的安全裕度に基づいた簡易的な信頼性評価法である部分安全係数法を、構造健全性評価に適用する際の問題点である、COV への依存性を明らかにするため、き裂を含む構造物を対象として部分安全係数の COV に対する感度解析を行った。

信頼性指標への感度が最も大きい一次応力の COV により、一次応力の部分安全係数のみならず破壊靱性値およびき裂サイズの部分安全係数が影響を受ける。このため、き裂評価に部分安全係数法を適用する際には、一次応力の COV ごとに算出した部分安全係数を用いる必要がある。また、一次応力のばらつきが大きいほど信頼性は低下するが、脆性的な材料より延性の強い材料の構造物ほど大きく信頼性が低下する。

脆性の強い材料の構造物の信頼性は、降伏応力の COV に影響されないため、降伏応力の COV によらず同じ部分安全係数を用いることができる。部分安全係数に対する降伏応力の COV の影響を無視できるのは、降伏応力の COV が 0.1 の場合、破壊評価線図上の偏角 θ がおよそ $\theta > 40^\circ$ 、0.2 の場合には $\theta > 60^\circ$ の領域である。

延性の強い材料の構造物の信頼性は、降伏応力の COV が大きいほど低下し、部分安全係数も降伏応力の COV に依存する。このため、降伏応力のばらつきを無視して脆性の強い材料と同じ部分安全係数を用いると危険側の評価となる。ただし、降伏応力の COV が 0.1 以内なら降伏応力のばらつきを無視した場合との部分安全係数の差は 8% 程度である。

第 4 章では、既存の減肉評価基準の合理性を検討するため、API-579/ASME FFS-1 の減肉評価曲線の安全裕度について検討した。また、確率論的安全裕度に基づく減肉評価曲線の提案を行った。

構造信頼性解析の結果、API-579/ASME FFS-1 の減肉評価曲線では同じ信頼性に基づい

た減肉許容判定を行うことができず，信頼性の観点から合理化の余地があることが明らかになった．

確率論的信頼性手法を活用し，信頼性基準の減肉評価曲線を提案した．提案した減肉許容曲線によれば，確率変数の COV に応じて API-579/ASME FFS-1 の減肉評価曲線よりも減肉許容領域を広げることができるため，減肉を含む圧力機器の長期供用が期待できる．また，破壊からの安全裕度を信頼性の観点から定量的に評価することができる．

評価に関わるパラメータの確率特性を必要としない API-579/ASME FFS-1 の減肉評価曲線の簡易評価としての位置づけをより明確化し，確率特性が既知の場合には，信頼性手法を用いた詳細解析を行い，信頼性に基づいた定量的な評価を行うことができることを明らかにした．

本研究で用いた限界状態関数および確率モデルによって減肉圧力機器の設計点が算出可能なため，減肉圧力機器の供用適性評価に部分安全係数法を適用することができる．

謝辞

酒井教授には二年間に渡り多くの熱心な研究指導をしていただきました。また、学会参加や論文投稿の機会を頂いたことには研究のモチベーションも高まり、有意義な経験ができました。学生ながら参加させていただいた LRFD 分科会では、企業・研究機関の方々から研究遂行のために有益な情報を得ることができました。泉准教授には、研究会での鋭いご指摘や論文の書き方の他多くの懇切なご指導をいただきました。原助教には、研究内容に関わるご指導はいただけませんでしたが、研究室環境を整えていただき、不自由なく研究生活を送ることができました。心より感謝申し上げます。

労働安全衛生総合研究所の佐々木哲也様には、ご多忙の中、研究内容や投稿論文に関する貴重なアドバイスをいただきました。住友化学株式会社の戒田拓洋様には、研究内容に関するご助言の他、研究に必要な圧力機器データの提供や、最新の供用適性評価の動向を教えていただきました。深く感謝いたします。

二年間で、よき先輩、後輩、同期に恵まれ、有意義な研究生活を送ることができました。ありがとうございました。

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 No.36, 1978.
- [8] Construction Industry Research and Information Association, Rationalisation of Safety and Serviceability Factors in Structural Codes, Report 63, 1977.
- [9] 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.
- [10] BSI BS 7910-2005, Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, BSI, 2005.
- [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] 酒井達男, 材料強度の統計的性質, 養賢堂, 1992.
- [13] Osage D.A., Wirsching P.H. and Mansour A.E., “Application of Partial Safety Factors For Pressure Containing Equipment”, ASME Pressure Vessel and Piping Division Conference, pp.1-23, 2000.
- [14] Milne I., Ainsworth R.A., Dowling A. and Stewart A., “Assessment of the Integrity

- of Structures Containig Defects”, International Journal of Pressure Vessel and Piping, Vol. 32, pp.3-104, 1988.
- [15] Sasaki T., “A Probabilistic Parameter Sensitivity Study on the R-6 Methodology”, Proc. 2001 Japan Society of Mechanical Engineering Annual Meeting, Vol.I, pp393-394, 2001.
- [16] 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.
- [17] Rackwitz R. and Fiessler B., “Structural Reliability under Combined Random Load Sequences”, Computers & Structures, Vol. 9, pp.489-494, 1978.
- [18] Kojima I., Kikuchi T. and Tahara T., “Fitness-For-Service Assessment of Pressure Equipment Part 1”, JHPI, Vol. 44, pp.190-204, 2006.
- [19] Matsumoto M. and Nishimura T., “Mersenne twister, A 623-dimensionally equidistributed uniform pseudorandom number generator”, ACM Trans. on Modeling and Computer Simulations, 1998.
- [20] 大野豊, 磯田和男, 数値計算ハンドブック, オーム社, pp.1093, 1990.
- [21] Svensson N.L., “Burst pressure of cylindrical and spherical vessels” Trans ASME, Vol.80, pp.89-96, 1958.
- [22] Hohenbichler M. and Rackwitz R., “Sensitivity And Importance Measures In Structural Reliability”, Civil Engineering Systems, Vol.3, pp.1986, pp.203-209.
- [23] Sasaki T. “Technique for Evaluating the Probability of Failure”, JHPI, Vol.45, No.2, pp.95-101, 2007.
- [24] Breitung K., “Asymptotic Approximation for Multinormal Integrals”, Journal of Engineering Mechanics, ACSE, Vol.110, No.3, pp.357-366, 1984.
- [25] 茨木俊秀, 福島雅夫, 最適化プログラミング, 岩波書店, pp.167-187, 1991.
- [26] Osage D.A. and Janelle J.L., “API 579-1/ASME FFS-1 2007 A Joint API/ASME Fitness For Service Standard for Pressurized Equipment”, 2008 ASME PVP Conference, PVP2008-61796, pp.1-15, 2008.
- [27] Caley F., Gonzalez J.L. and Hallen J.M., “A study on the reliability assessment methodology for pipelines with active corrosion defects”, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol.79, pp.77-86, 2002.
- [28] Ideguchi Y., Ishizaki Y., Tahara T., “Fitness-For-Service Assessment of Pressure Equipment Part 2”, JHPI, Vol. 44, pp.25-40, 2006.

研究業績

査読論文

- 最上雄一, 佐々木哲也, 泉聡志, 酒井信介, “破壊評価線図を用いた構造健全性評価における部分安全係数の感度解析”, 日本機械学会論文集 A 編 (投稿中).
- 最上雄一, 戒田拓洋, 泉聡志, 酒井信介, “API-579/ASME FFS-1 の局部減肉評価基準に対する定量的信頼性検討”, 圧力技術 (投稿中) .

講演論文

- 最上雄一, 佐々木哲也, 酒井信介, “部分安全係数法を用いた構造健全性評価”, 日本機械学会 M&M2008 材料力学カンファレンス, OS0306, 2008.

付録 A

信頼性解析プログラム

信頼性解析プログラムの概要は 2.2 節で示した通りだが，ここでは実際のプログラムで用いるサブルーチンについて具体的に説明する．本プログラムは，限界状態関数およびその偏導関数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，設計点 x^* ，安全性指標 β および破壊確率 P_f を計算する．

設計点の探索には，HL-RF 法または逐次二次計画法を用いることができ，収束性および計算コストから主プログラム MAIN 中で選択する．収束速度および計算コストからは HL-RF 法が優れ，多くの場合最適解が求まるが，解が収束しない場合や局所解を求めてしまう場合があるため，逐次二次計画法はこのような場合に補助的に，もしくは解の検証のため用いる．

確率変数の数，逐次二次計画法に用いる等号制約条件数および不等号制約条件数をサブルーチン INPUT1 内に記述する．サブルーチン FVAL 内には目的関数，等式制約条件および不等式制約条件を記述する．目的関数には最小化を行いたい量，つまり信頼性指標 β を設定する．等号制約条件は，設計点が限界状態曲面上に存在する条件である $g = 0$ ，不等式制約条件は各確率変数の満たす条件に対応する．多くの場合，確率変数として想定する物理量は正の値をとるため，不等式制約条件は $x_i > 0 (i = 1 \sim N)$ とする．

サブルーチン GVAL 内には，目的関数および制約条件の勾配を記述する．

確率変数の確率分布および確率パラメータはサブルーチン SUSONOKINJI 内に記述する．確率分布形状には正規分布，対数正規分布，ガンマ分布，第一種極大値分布，第二種極大値分布，第三種極大値分布の中から指定することができる．サブルーチン NDTRINV により，正規分布関数の逆関数を計算し，等価な正規分布の標準偏差および標準偏差を求める．

各確率変数の平均値および標準偏差をサブルーチン PARM で計算する．設計点の初期値はサブルーチン PARM1 内で決定され，各確率変数の平均値を用い，

HL-RF 法を用いる場合には主プログラム MAIN 中でサブルーチン RF を呼び出す．主計算 CALC 内で確率変数を標準正規化し，サブルーチン HL-RF により式 (2.9) で設計点を更新する．サブルーチン FVAL を呼び出して限界状態関数 g および信頼性指標を算出し，式 (2.16，

2.17) により収束判定を行う。収束条件が満たされるまで正規裾野近似および設計点の更新を繰り返し、収束条件が満たされた時点で、サブルーチン NDTR により破壊確率を算出して計算を終了する。

逐次二次計画法を用いる場合には、主プログラム MAIN 中でサブルーチン SQP を呼び出す。ペナルティ・パラメータの初期値および、解の最適性に関するパラメータはサブルーチン SQP 内で決定する。目的関数および制約条件の勾配の計算には、サブルーチン DIF を呼び出すことで差分近似を用いることもできるが、サブルーチン GVAL で与えた偏導関数を用いる際には、サブルーチン DIF の呼び出しは不要である。その他の逐次二次計画法の個々のサブルーチンに関する説明はプログラムの作成の際に参考にした文献 [25] を紹介することで省略する。

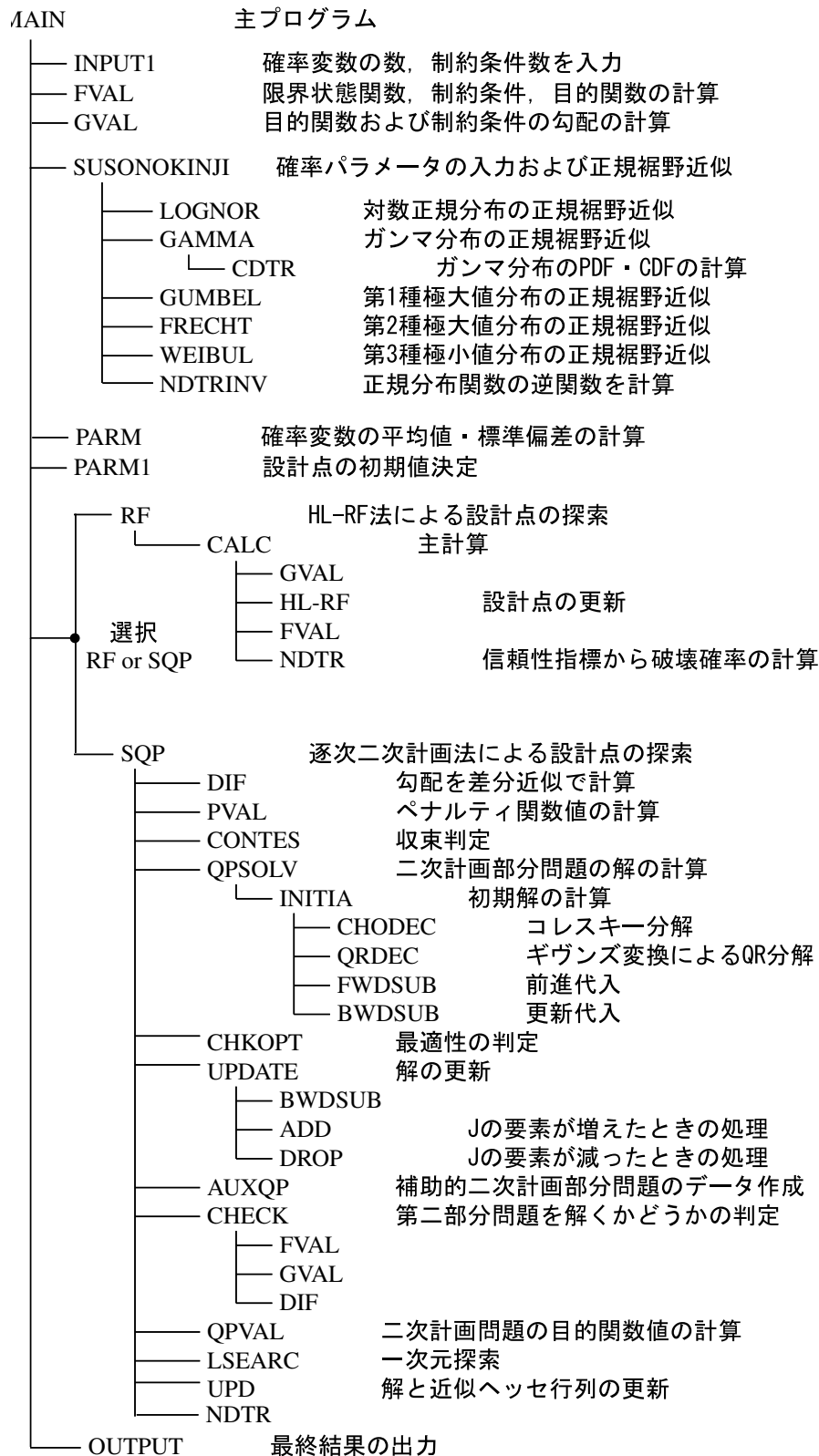


Fig.A.1. Constitution of the reliability analysis program

修士論文

確率論的安全裕度に基づく 構造健全性評価

平成 21 年 2 月 13 日

指導教官 酒井信介教授

76212 最上雄一