修士論文

構造不連続部に局部減肉を有する 配管の健全性評価

p.1~p.67 完

2013年2月7日提出

指導教員 酒井 信介 教授

機械工学専攻 116206 田矢 寛成

目次

第1章	序論	6
1.1	供用適正評価	6
1.2	構造物の定量的安全裕度評価	6
1.3	本研究の対象	$\overline{7}$
1.4	供用適正評価をプラントに適用する際の課題	$\overline{7}$
1.5	既存研究	9
1.6	研究目的	9
1.7	本論文の構成	9
第2章	構造不連続部に減肉が生じた配管の崩壊特性1	11
2.1	序論1	11
2.2	解析方法1	11
2.2.1	解析モデル1	11
2.2.2	解析条件1	13
2.2.3	解析ケース1	15
2.3	塑性崩壊クライテリオン1	L7
2.3.1	クライテリオンを設定する理由1	۱7
2.3.2	本研究で用いるクライテリオン1	ι7
2.4	バースト試験によるクライテリオンの妥当性検証1	18
2.4.1	試験方法1	18
2.4.2	試験結果1	19
2.4.3	FEM 解析方法1	19
2.4.4	結果の比較2	21
2.5	解析結果2	22
2.6	まとめ	27
第3章	確率論的安全裕度に基づく定量的な減肉評価2	28
3.1	序論	28
3.2	API-579/ASME FFS-1 による減肉評価手順 2	29
3.2.1	減肉評価基準2	29
3.2.2	減肉評価線図	33
3.2.3	健全材の最大許容使用圧力と設計圧力の比	34
3.3	計算方法	36
3.3.1	限界状態関数の定義	36

3.3.2	多項式近似	
3.3.3	確率モデル	
3.3.4	信頼性指標の計算方法	
3.4	残余肉厚の標準偏差	
3.4.1	残余肉厚のばらつきが生じる要因	
3.4.2	検査方法	39
3.4.3	検査結果	41
3.4.4	残余肉厚の標準偏差推定	
3.5	計算結果	
3.5.1	信頼性指標に基づく構造不連続部に生じた減肉の評価曲線	44
3.5.2	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	
3.5.3	API/ASME-FFS の減肉評価曲線に対する信頼性評価	
3.6	まとめ	51
第4章	結論と展望	52
4.1	結論	52
4.2	今後の展望	52
謝辞		53
参考文献		54
第5章	付録	56
5.1	確率論的構造信頼性手法の概説	56
5.1.1	構造物の破壊確率評価手法	56
5.1.2	構造信頼性解析プログラム	61
5.1.3	モンテカルロシミュレーション	

図目次

FIG.1.1. EXAMPLE OF LOCAL METAL LOSS AT STRUCTURAL DISCONTINUITY	8
FIG.1.2. PROCEDURE TO DETERMINE THE DISTANCE TO A MAJOR STRUCTURAL DISCONTINUITY [3]	8
FIG.2.1. OVERALL VIEW OF MODEL WITH FEM	12
FIG.2.2. OVERALL VIEW OF MODEL WITH FEM	12
FIG.2.3. STRESS-STRAIN CURVE FOR FEM	14
FIG.2.4. BOUNDARY CONDITIONS	14
FIG.2.5. FINITE ELEMENT MESHES AROUND THE INTERSECTIONS	16
FIG.2.6. APPEARANCE OF SPECIMEN	18
FIG.2.7. APPEARANCE OF BURST PIPE	19
FIG.2.8. APPEARANCE OF MODEL WITH FEM	20
FIG.2.9. CONSTRAINT CONDITION	20
Fig.2.10. AAAAA	21
FIG.2.11. RELATION BETWEEN NORMALIZED STABILIZATION ENERGY AND INTERNAL PRESSURE	22
FIG.2.12. RELATION BETWEEN OUTER DIAMETER AND INTERNAL PRESSURE	22
FIG.2.13. MISES STRESS DISTRIBUTION ON METAL LOSS AREA	23
FIG.2.14. RELATION BETWEEN FORM OF METAL LOSS AND BURST PRESSURE	26
FIG.3.1. OVERVIEW OF THE ASSESSMENT PROCEDURE BY API-579/ASME FFS-1[3]	30
FIG.3.2. DIMENSIONS OF CORRODED AREA	31
FIG.3.3. LEVEL 1 SCREENING CRITERIA FOR LOCAL METAL LOSS [18]	33
FIG.3.4. Level 1 Detailed criteria for local metal loss ($MAWPPd = 1.4$) [17]	34
FIG.3.5. ACCEPTANCE CRITERIA BASED ON REDUCED PERMISSIBLE MAXIMUM ALLOWABLE WORKI	NG
	35
FIG.3.6. ACCURACY OF APPROXIMATION	37
FIG.3.7. EXAMPLE OF INSPECTION GRID	39
FIG.3.8. APPEARANCE OF SPECIMEN	40
FIG.3.9. POINTS BEING INSPECTED	40
FIG.3.10. EXAMPLE OF MEASUREMENT RESULT	41
FIG.3.11. SAMPLE AVERAGE FOR EACH INSPECTION POINT	41
FIG.3.12. STANDARD DEVIATION FOR EACH INSPECTION POINT	41
FIG.3.13. RELATION BETWEEN REMAINING THICKNESS AND STANDARD DEVIATION	42
FIG.3.14. NORMALIZATION OF FIG.3.13	42
FIG.3.15. HOW TO DETERMINE NORMAL STANDARD DEVIATION	43
FIG.3.16. CORROSION ASSESSMENT CURVE OF API/ASME-FFS AND THE SAME RELIABILITY CURVE	Е
(METAL LOSS OF MAIN PIPE)	45

FIG.3.17. CORROSION ASSESSMENT CURVE OF API/ASME-FFS AND THE SAME RELIABILITY CURVE
$(MAWPPd = 1.0, \beta = 3.90, METAL LOSS OF BRANCH PIPE)$
FIG.3.18. CONVERGENCE OF PROBABILITY OF FAILURE, Pf calculated by Monte Carlo
SIMULATION METHOD47
FIG.3.19. (A) SAME RELIABILITY CURVE AND (B) PROBABILITY OF FAILURE, Pf calculated by
MONTE CARLO SIMULATION AT POINT A~E
FIG.3.20. CORROSION ASSESSMENT CURVE ($MAWPPd = 1.4$) [17]49
FIG.3.21. RELIABILITY INDEX WHICH CORRESPONDS TO FIG.3.16 (MAIN PIPE)
FIG.3.22. RELIABILITY INDEX WHICH CORRESPONDS TO FIG.3.16 (BRANCH PIPE)50
FIG.5.1. THE RELIABILITY INDEX, DESIGN POINT AND LIMIT STATE SURFACE IN STANDARD NORMAL
SPACE [18]
FIG.5.2. OPTIMIZATION ALGORITHM BY HL-RF METHOD [18]60
FIG.5.3. TWO-PARAMETER EQUIVALENT NORMAL TRANSFORMATION [18]61
FIG.5.4. FLOWCHART OF THE STRUCTURAL RELIABILITY ANALYSIS PROGRAM [18]63
FIG.5.5. FLOWCHART OF MONTE CARLO SIMULATION [18]65
FIG.5.6. THE GENERATION METHOD OF RANDOM NUMBERS ACCORDING TO A SPECIFIC DISTRIBUTION
[18]

表目次

TABLE 2.1. ANALYTICAL CONDITIONS OF A MODEL WITH FEM	13
TABLE 2.2. PARAMETERS OF THE MODEL	16
TABLE 2.3. TRACK OF PIPE USAGE	18
TABLE 2.4. ANALYTICAL CONDITIONS OF A MODEL WITH FEM	20
TABLE 2.5. RELATION BETWEEN FORM OF METAL LOSS AND BURST PRESSURE (MAIN PIPE)	25
TABLE 2.6. RELATION BETWEEN FORM OF METAL LOSS AND BURST PRESSURE (BRANCH PIPE)	26
TABLE 3.1. PARAMETERS IN THE MODELING OF THE LIMIT STATE	38
TABLE 3.2. PARAMETERS IN THE MODELING OF THE LIMIT STATE (WRITTEN AGAIN)	43

第1章 序論

1.1 供用適正評価

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、1970年代の高度経 済成長期に建設された設備を中心に、30年を超えて稼働しているものが多く、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(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.

1.2 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,構造系や荷重,材料強 度などの変動性とは無関係に経験的・決定論的に定められる係数を用いているため,破壊 からの安全裕度が不明瞭である.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β₀および許容破壊確率P_{fa}を用いて次式で行われる.

$$\beta \ge \beta_0 \quad or \quad P_f \le P_{fa} \tag{1.1}$$

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_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_0 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 評価が可能なうえ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].

1.3 本研究の対象

本研究では、構造健全性評価の対象として、プラントで用いられる配管を設定する.プ ラントで用いられている配管の多くは、内圧による塑性崩壊を対象に安全係数を考慮して 設計されている.これらの配管に対して維持の段階で健全性評価をする際には、設計時と 同様に塑性崩壊や減肉を生じることによる局所的な延性限界を対象に評価を行って設計時 と強度評価手法の整合性を取る必要があると考えられる.したがって、本研究では、破壊 モードとして内圧による塑性崩壊に注目する.

1.4 供用適正評価をプラントに適用する際の課題

配管の減肉は、雨水が溜まりやすく腐食が起きやすい構造不連続部に多く発生する.公 図不連続部に減肉が発生した配管の例を Fig.1.1 に示す.構造不連続部とは、構造物の形状 が変化している箇所であり、本研究では、直径や板厚が互いに異なる直管の接合部を指す. しかし、米国機械学会の圧力設備の維持規格である API-579/ASME FFS-1[3]では、構造不連 続部から離れた部位に生じた減肉のみを評価対象としており、Fig.1.2 のように、構造不連 続部から減肉までの距離Lmsdを定め、Lmsdが一定の値以上の場合評価の適用外としている. つまり、現実にはあまり生じない減肉を対象にしている、という問題点が存在しており、 構造不連続部近傍に生じた減肉について評価する手法を提案する必要があると考えられる.



Fig.1.1. Example of local metal loss at structural discontinuity



Fig.1.2. Procedure to determine the distance to a major structural discontinuity [3]

1.5 既存研究

配管の崩壊特性については、様々な研究がなされている.

片岡ら[12]は,FEMを用いてT字管の母管と分岐管の直径の比を変化させた場合の崩壊 圧力や構造不連続部の崩壊特性について調べている.この研究において片岡らは、定量的 な設計に生かすための指標として、崩壊強度減少係数という独自の指標を提案している. しかし、減肉が生じた際の崩壊特性や評価方法については論じられていない.

減肉した配管についての研究としては、斧ら[13]が配管の肉厚と減肉深さの比と崩壊挙動 との関係について調べ、減肉深さによって破壊モードに違いがあることを明らかにしてい る.しかし、対象を直管に限っており、構造不連続部が存在する場合の崩壊特性について は論じられていない.

減肉を評価する手法としては,越智ら[14]が,構造不連続部に内面減肉が存在するT字管の強度を評価し,板厚を管理する手法を提案している.しかし,配管の安全裕度を定量的に表しているわけではない.

つまり,構造不連続部近傍に減肉が生じた配管の安全裕度を定量的に評価する手法は未 だ確立されていないのが現状である.

1.6 研究目的

こうした背景から、本研究は、構造不連続部近傍に減肉が生じた配管の安全裕度を定量 的に評価することを目的とする.最初に、構造不連続部近傍に減肉が生じた配管の崩壊特 性を調べる.次に、その結果から、減肉のパラメータと崩壊圧力との関係式を作成する. 最後に、信頼性手法を適用し、配管の健全性評価を行う.

1.7 本論文の構成

本論文の構成を以下に示す.

第1章では,研究背景と先行研究,研究目的について述べる.

第2章では、構造不連続部に減肉が生じた配管の崩壊特性を、FEM によるシミュレーションを用いて明らかにする.

第3章では、第2章で得られた結果から減肉のパラメータと崩壊圧力との関係式を作成

し、確率論的安全裕度に基づく定量的な健全性評価を行う. 第4章では、各章で得られた結果について総括し、加えて今後の展望について述べる.

第2章 構造不連続部に減肉が生じた配管の 崩壊特性

2.1 序論

配管の健全性評価を行う前に,減肉した配管が塑性崩壊を起こす現象そのものを理解する必要がある.特に,構造不連続部が無い直管と比較して,現象がどのように変わってくるのかに注目する.

また,信頼性手法を適用するためには,配管のパラメータと崩壊圧力を関係付ける理論 式が必要となる.直管の場合,Svenssonの式[15]によってそれを導くことができるが,構造 不連続部を持つ配管の場合,構造が複雑であるためそのような理論式は未だ提唱されてい ない.そのため,配管のパラメータを変化させ,それに応じた崩壊圧力を求めることで, 近似的に理論式を導出する.この部分の詳細は第4章で述べる.

配管の塑性崩壊の様子を調べるために,実験を繰り返し行うことはコストや時間の観点から見ても現実的ではない.そのため,本研究では有限要素法(FEM)によるシミュレーションを行う.特に先述したようなパラメータスタディを行う場合,パラメータを容易に変更して解析を行うことが可能な FEM は有効な手段といえる.

2.2 解析方法

2.2.1 解析モデル

解析モデルの全体の様子を Fig.2.1, Fig.2.2 に示す. Fig.2.1 は母管側に減肉が存在するモ デル, Fig.2.2 は分岐管側に減肉が存在するモデルである. モデルは 90 度に交わる 2 つの円 筒から成り立っている. 母管と分岐管はそれぞれ,一般にプラントでよく用いられる 8Bsch30 と 4Bsch40 のサイズにそって作成した. 材質は,プラントでの使用実績と,その他 の材料 (ステンレス等)では腐食減肉を生じないという理由から STPG370 を選定した. 解 析モデルの概要を Table 2.1 にまとめる.



Fig.2.1. Overall view of model with FEM



Fig.2.2. Overall view of model with FEM

-		
四黨武中	8Bsch30	
四百月7月	(外径 216.3mm,板厚 7.0mm,長さ 1000mm)	
八叶英式中	4Bsch40	
刀咬官形扒	(外径 114.3mm,板厚 6.0mm,長さ 100mm)	
材質	STPG370	
減肉形状		
解析ソフト	ANSYS 13.0(陰解法)	
要素	3 次元 20 節点 2 次要素	
単位系	[mm],[N],[s]	

Table 2.1. Analytical conditions of a model with FEM

2.2.2 解析条件

解析に使用した材料特性について述べる. ヤング率は2.1×10⁵[MPa], ポアソン比は 0.3 とした. 材料の真応力-真ひずみ曲線は文献値[16]を参考にして Fig.2.3 のように多直線近似 を行った. 引張強さに達した後は剛塑性状態になると仮定した. 降伏応力は 265MPa, 引張 強さは 540MPa である.

境界条件は, Fig.2.4 に示すように, 1/2 モデルを作成し,対称条件を与えた.また,構造 不連続部から十分に離れたところで X,Y 軸方向に拘束を与えた.

荷重は内圧のみとした.内圧をサブステップ毎に少しずつ増加させた.



Fig.2.3. Stress-Strain curve for FEM



Fig.2.4. Boundary conditions

2.2.3 解析ケース

減肉した配管において,崩壊圧力に影響を及ぼす変数は多数存在するため,それら全て について考慮し解析を行うことは現実的に見て困難である.最上ら[17]は,減肉配管の確率 変数の感度解析を行い,各変数の崩壊圧力への影響の度合いを調べている.その結果,減 肉深さの影響が最も大きく,次に減肉軸方向長さの影響が大きいと結論づけている.よっ て本研究では,この2つの変数に注目して解析を行う.

Fig.2.5 は減肉部周辺の様子である.(a),(b)は母管側に減肉が存在するモデル,(c),(d)は分 岐管側に減肉が存在するモデルである.現実で起きる減肉は凹凸が激しく,幅,深さ共に 均一ではない.モデル化を容易にするため,構造不連続部に全周にわたって存在する溝状 減肉を作成した.これは,全周にわたる減肉の方が安全側の評価になるからである.一部 の減肉と全周減肉の比較についてはここでは省略し,付録に詳細を記す.母管と分岐管の 溶接部は C6 のテーパ型の形状でモデル化した.解析を行ったケースの各変数の具体的な値 については Table 2.2 にまとめた.





Fig.2.5. Finite element meshes around the intersections

Table 2.2.	Parameters	of the	Model

	width[mm]	depth[mm]
Metal loss of the main pipe	10, 20, 30, 40	1.0, 1.5, 2.5, 3.5, 4.5, 5.5
Metal loss of the branch pipe	10, 20, 30, 40	1.0, 2.0, 3.0, 4.0

2.3 塑性崩壊クライテリオン

2.3.1 クライテリオンを設定する理由

配管にかける内圧を増加させていくと、管全体が膨張していき、ある部分のひずみが延 性限界を迎えて塑性崩壊に至る. つまり、塑性崩壊は大変形を伴う非線形性が強い現象と いえる. 特に塑性崩壊が起きる瞬間は、材料の急激な変形が生じるため数値的に計算する ことが難しい. そのため、FEM で塑性崩壊をシミュレーションする場合、塑性崩壊の状態 と見なす何らかのクライテリオンを設ける必要がある.

2.3.2 本研究で用いるクライテリオン

本研究では、発散を抑えるため、モデルの全ての要素の節点に対して減衰係数を持った 仮想的なダッシュポット要素を追加する.このダッシュポット要素は2つの節点からなり、 一つはモデルの節点で、もう一つの節点はグランドに固定されている.サブステップでの 変位増分を時間増分で割ることで、これら2つの節点による相対擬似速度を計算すること ができる.この擬似速度はモデルの節点の速度に等しい.そのため、擬似速度に比例する 減衰力をモデルに与えることで、急激な変形を防ぎ解析を安定化することができる.

ダッシュポット要素で生じた力に移動量を掛けることで、ダッシュポット要素で生じた エネルギーを求めることができる(以下これを安定化エネルギーと呼ぶ).安定化エネルギ ーの大きさはモデルの大きさに依存するため、モデルの要素全てに生じているひずみエネ ルギーの和で割ることで正規化を行う.正規化した値(以下これを正規安定化エネルギー と呼ぶ)は、モデルが安定している間は一定の小さな値をとるが、モデルが不安定になる とダッシュポット要素に大きな力がかかり、急激に値が増大する.よって、正規安定化エ ネルギーが増大を始めた地点を塑性崩壊と見なす.解析上では、正規安定化エネルギーの 一階微分と二階微分の値が共に正になった時の内圧を崩壊圧力とする.

2.4 バースト試験によるクライテリオンの妥当性検証

前節で述べたクライテリオンの妥当性を検証するために、配管のバースト試験を行い、 FEM の解析と結果を比較した.

2.4.1 試験方法

Fig.2.6 に試験体の外観を示す.本実験で用いた試験体は,外径 165.2mm,肉厚 7.1mmの 圧力配管用炭素鋼鋼管 STPG370 である.試験体には軸方向に 290mm,周方向に 270mmの 領域に腐食が生じていた.Table 2.3 に試験体の使用履歴を示す.試験体は使用期間 27 年の 高圧エチレンガス配管である.

試験体を固定し,水圧ポンプを用いて試験体に内圧を負荷した.内圧を少しずつ増加させ,試験体が破裂した時点で試験を終了した.



Fig.2.6. Appearance of specimen

Docign	Pressure[MPa]	4.2
Design	Temperature[°C]	65
Normal	Pressure[MPa]	3.7
Normai	Temperature[°C]	21
Period of service	[year]	27

Table 2.3. Track of pipe usage

2.4.2 試験結果

Fig.2.7 に内圧によって破裂した配管の様子を示す. 内圧が 27.0MPa に達した時に減肉が 深い部分から破裂した.



Fig.2.7. Appearance of burst pipe

2.4.3 FEM 解析方法

FEM モデルを作成するために、内圧を負荷する前に試験体の肉厚測定を行った. 試験体 減肉部を除錆後に輪郭形状測定器を用いて,軸方向には触針を走査して 1µm 間隔で測定し, 周方向には測定間隔が 5mm となるように試験体を回転させて測定を行った. 測定領域は減 肉部を覆う 300mm 四方である.

FEM 解析条件を Table 2.4 にまとめる.使用した材料特性は 2.2.2 項と同じである.モデルはソリッド要素を用いて要素分割を行なっており、減肉部は肉厚測定結果から 5mm の測定間隔に対応する箇所の測定値を抽出して作成した.モデルの全体図と減肉部拡大図をFig.2.8 に示す.

拘束条件を Fig.2.9 に示す.Z 軸座標が管の長さの半分である節点のうち,外面にある節 点全てをZ方向拘束し,減肉部の反対側の節点を内面外面共にX,Y方向拘束した.

荷重は内圧のみとした.内圧をサブステップ毎に少しずつ増加させた.

解析ソフト	ANSYS 13.0(陰解法)
要素	3次元20節点2次要素
単位系	[mm],[N],[s]

Table 2.4. Analytical conditions of a model with FEM







Fig.2.9. Constraint condition

2.4.4 結果の比較

Fig.2.10 に、内圧と正規安定化エネルギーの関係を示す.内圧が 22.0MPa に達した時に正 規安定化エネルギーの一階微分と二階微分の値が共に正になった.配管の崩壊は非線形性 が強い現象であり、また実験の再現性にも乏しいため、シミュレーションで実験と正確に 一致する値を出すことは難しい.大野ら[19]は、バースト試験の崩壊圧力と FEM の解析結 果との比較を多数の配管に対して実施しており、両者の誤差は±20%程度と結論づけている. 実験での崩壊圧力 27.0MPa と FEM での崩壊圧力 22.0MPa の差はその範囲内であり、2.3節 で設定したクライテリオンによって、崩壊圧力を適切に推定できていると考えられる.



Fig.2.10. aaaaa

2.5 解析結果

例として,母管側減肉,減肉幅 30mm,減肉深さ 3.5mm のモデルについて示す.Fig.2.11 に内圧と正規安定化エネルギーの関係を示す.内圧が 21.2MPa を超えたあたりから正規安 定化エネルギーが急激に上昇している.Fig.2.12 に内圧と母管の外径の関係を示す.内圧の 上昇に伴い外径が膨張していく様子を観察することができる.Fig.2.13 に各内圧における減 肉部周辺の Mises 応力の分布の様子を示す.(a)まず減肉部内面が降伏し,(b)続いて減肉部 が全断面降伏している.(c)さらに内圧を増加させると減肉部にかかる応力が引張強さに達 し,(d)その後塑性崩壊が起きる.塑性崩壊が起きる内圧では,減肉部の大部分にかかる応 力が引張強さに達している.また,管の膨張に伴って減肉部が変形している.



Fig.2.11. Relation between normalized stabilization energy and internal pressure

Fig.2.12. Relation between outer diameter and internal pressure







Fig.2.13. Mises stress distribution on metal loss area

Table 2.5, Table 2.6 に減肉形状と崩壊圧力の関係を示す. Fig.2.14 はそれらをグラフでま とめたものである.

Fig.2.14(a)は母管側に減肉がある場合である. 横軸は減肉深さ,縦軸は崩壊圧力であり, 減肉幅毎に線の色を変えてある. これを見ると,減肉深さが大きくなると急激に崩壊圧力 が低下することがわかる. また,減肉幅が大きくなることでも崩壊圧力は低下するが,減 肉幅 20,30,40mm では殆ど差が無く,減肉幅より減肉深さの方が崩壊圧力に与える影響が大 きいことがわかる.

Fig.2.14(b)は分岐管側に減肉がある場合である.減肉幅を変えても殆ど崩壊圧力は変化しない.また,母管側に減肉がある場合と比較して減肉深さが大きくなった時の崩壊圧力の低下が少ないことがわかる.

これは,母管と分岐管の内径Rと板厚tの比によるものと考えられる.薄肉円筒の軸方向, 円周方向の応力は,*R/t*に比例する.本解析で用いたモデルにおいては,母管の*R/t* = 14.45, 分岐管の*R/t* = 8.525である.これは,同じ内圧に対して,母管と分岐管がそれぞれ単管だ った場合,母管の方がかかる応力が大きいことを意味している.そのため,減肉に対して 母管の方が大きく影響を受ける.母管と分岐管が接合したモデルにおいても,構造不連続 部の影響より内径 R と板厚 t の比の持つ影響の方が大きく,母管側が同じ割合の減肉に対し て強い影響を受けたと考えられる.

Width of metal loss [mm]	Depth of metal loss [mm]	Burst pressure [MPa]
0	0.0	29.9
10	1.0	29.3
10	1.5	28.8
10	2.5	27.7
10	3.5	24.1
10	4.5	20.4
10	5.5	10.9
20	1.0	28.9
20	1.5	28.1
20	2.5	25.8
20	3.5	21.7
20	4.5	16.4
20	5.5	9.5
30	1.0	28.6
30	1.5	27.4
30	2.5	24.3
30	3.5	21.2
30	4.5	15.8
30	5.5	9.3
40	1.0	28.1
40	1.5	27.2
40	2.5	24.3
40	3.5	20.1
40	4.5	15.8
40	5.5	9.1

Table 2.5. Relation between form of metal loss and burst pressure (main pipe)

Width of metal loss [mm]	Depth of metal loss [mm]	Burst pressure [MPa]
0	0	29.9
10	1.0	29.6
10	2.0	28.7
10	3.0	27.2
10	4.0	24.7
20	1.0	29.5
20	2.0	28.6
20	3.0	27.0
20	4.0	24.5
30	1.0	29.2
30	2.0	28.3
30	3.0	26.8
30	4.0	24.2
40	1.0	28.5
40	2.0	28.0
40	3.0	26.0
40	4.0	23.8

Table 2.6. Relation between form of metal loss and burst pressure (branch pipe)



Fig.2.14. Relation between form of metal loss and burst pressure $% \left[{{\left[{{{\rm{B}}} \right]}_{{\rm{B}}}}} \right]$

2.6 まとめ

本章では,構造不連続部に減肉を有する配管の塑性崩壊の様子を調べるために,FEM に よるシミュレーションを行った結果,以下の知見を得た.

- 1. 構造不連続部に減肉を有する配管に内圧を負荷すると、減肉部に応力が集中し、減肉 部の Mises 応力が引張強さに達した後塑性崩壊が起きる.
- 2. 減肉形状のパラメータとしては、減肉幅より減肉深さの方が崩壊圧力に強い影響を与 える.また、分岐管側の減肉は減肉形状を変えてもあまり崩壊圧力が変化しない.
- 3. 2.で述べた結果は、内径 R と板厚 t の比によるものだと考えられる.単管ではなく構造不連続部がある場合においても、*R/t*の値が大きい管の方が、同じ割合の減肉に対して崩壊圧力が大きく低下する.

第3章 確率論的安全裕度に基づく定量的な 減肉評価

3.1 序論

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[22][27]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配管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, わが国においてもその導入が検 討されている.

API/ASME-FFS による減肉評価では、減肉配管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、減肉配管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、実際の配管には材料特性及び 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.

また、1.3節でも述べたように、実際の配管においては、減肉が生じる箇所は主に構造不

連続部近傍であるが、API/ASME-FFS では構造不連続部近傍の減肉を対象外としており、現 実と乖離した規格になっているという問題点が存在する.

そこで、本章では、確率論的信頼性手法を用いることによって、構造不連続部近傍の減 肉に対して不確定性を含めた上で健全性評価を行う.確率論的信頼性手法の概説について は、付録を参照されたい.

3.2 API-579/ASME FFS-1 による減肉評価手順

3.2.1 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. Fig.3.1 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.3.1. Overview of the assessment procedure by API-579/ASME FFS-1[3]

Fig.3.2 に配管の減肉部を示す. 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は配管の内径をそれぞれ表す.



Fig.3.2. 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。

$$R_t = \frac{t_{mm} - FCA}{t_c} \tag{3.1}$$

$$\lambda = \frac{1.285s}{\sqrt{D \cdot t_c}} \tag{3.2}$$

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.

$$R_t \ge 0.2 \tag{3.3}$$

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.

$$RSF = \frac{損傷部材の極限荷重}{健全部材の極限荷重}$$
(3.4)

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.

$$RSF = \frac{R_t}{1 - \frac{1 - R_t}{\sqrt{1 + 0.48\lambda^2}}}$$
(3.5)

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 以上の詳細な検討無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).

$$RSF \ge 0.9$$
 (Screening criteria) (3.6)

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.

$$MAWP_r = \frac{RSF}{0.9} \cdot MAWP \tag{3.7}$$

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.

$$MAWP = \frac{2\sigma_a t_d}{D + 1.2t_d} \tag{3.8}$$

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.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.

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.

式(3.9)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(3.6)のRSFのみによるスクリーニング基準ではなく,式(3.9)による圧力基準の評価を対象とする.

3.2.2 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. Fig.3.3 は、 式(3.6)によるスクリーニング基準に対応する減肉評価線図である. 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している. 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 (3.1)による制限である.



Fig.3.3. Level 1 Screening criteria for local metal loss [18]

式(3.9)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(3.5)(3.7)を用いて、減肉評価基準式(3.9)は次式のように書き換えることができる.

$$R_{t} \geq \frac{0.9 \frac{P_{d}}{MAWP} \left(1 - \frac{1}{\sqrt{1 + 0.48\lambda^{2}}}\right)}{1 - 0.9 \frac{P_{d}}{MAWP} / \sqrt{1 + 0.48\lambda^{2}}}$$
(3.10)

式(3.10)により,設計圧力P_dと健全材の最大許容使用圧力MAWPとの比によって,減肉評価基準式(3.9)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 Fig.3.4 に示す.



Fig.3.4. Level 1 Detailed criteria for local metal loss $(MAWP/P_d = 1.4)$ [17]

3.2.3 健全材の最大許容使用圧力と設計圧力の比

配管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は配管を供用する上で、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(3.8)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は配管の使用 条件を表すという点で異なる.

Fig.3.5 にMAWPとP_aの比ごとに,式(3.10)により算出した減肉評価曲線を示す. MAWP/P_a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_aが大きい圧力機器ほど減肉許容領域は広くなる.

プラントで実際に使用されている配管においては, $MAWP/P_d = 1.0 \sim 2.0$ の値を取るものが多い[17]. そこで、本研究では、一般的な場合として $MAWP/P_d = 1.0 \sim 2.0$ で製造された配管に対して信頼性解析を行う.



Fig.3.5. Acceptance criteria based on reduced permissible maximum allowable working pressure($MAWP_r$) for each $MAWP/P_d$ [17]

3.3 計算方法

3.3.1 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.

$$g = R - L \tag{3.11}$$

*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配管のバーストとし,減肉配管の強度*R*を減肉配管の崩壊圧力*P_{bc}*,荷重*L*を作用圧力*P_{applied}として,限界状態関数<i>g*を次式で定義する.

$$g = P_{bc} - P_{applied} \tag{3.12}$$

本研究で扱う構造不連続部を持つ減肉配管の場合, *P_{bc}*を算出する理論式は存在しないため, 次項で第2章で行った FEM 解析の結果から多項式近似を行う.

3.3.2 多項式近似

第2章において、様々な減肉長さと減肉幅に対する崩壊圧力を求めた.これらの結果から、崩壊圧力と減肉長さ、減肉幅との関係を多項式で近似する.

多項式近似には、フリーソフトである RSMaker for Excel[28]を用いた.このソフトは、変数とそれに対応する応答から、応答曲面法を用いて近似式を作成するものである.応答曲面法の詳細については文献[29]を参考にされたい.

母管側減肉は Table 2.5 の値を入力し,分岐管側減肉は Table 2.6 の値を入力した.二次の 項まで近似を行った結果,それぞれ次式のようになった.

母管側減肉:
$$P_{bc} = 2.185 - 0.316x_1 + 9.407x_2$$

+0.004 x_1^2 + 0.010 $x_1x_2 - 0.734x_2^2$ (3.13)

分岐管側減肉:
$$P_{bc} = 17.295 + 0.022x_1 + 4.442x_2$$

-0.001 $x_1^2 - 0.0003x_1x_2 - 0.400x_2^2$ (3.14)

 P_{bc} は崩壊圧力, x_1 は減肉幅, x_2 は残余肉厚である.残余肉厚は公称板厚から減肉深さを 引いたものである.近似の精度を確認するために,入力した P_{bc} の値と近似式によって求ま る P_{bc} の値を比較した結果を Fig.3.6 に示す.グラフの横軸は入力した値であり,縦軸は近似 式によって求まる値である. P_{bc} estimation = P_{bc} を示す黒色の直線上に点が乗っているほ ど良い近似と言うことができる.(a)は母管側減肉の式,(b)は分岐管側減肉の式によるもの だが,どちらも高い精度で近似できていると考えられる.

前項で示した式(3.12)に式(3.13)(3.14)をそれぞれ代入すると、母管側減肉と分岐官側減肉の限界状態関数は次のようになる.

母管側減肉:
$$g = 2.185 - 0.316x_1 + 9.407x_2$$

+0.004 $x_1^2 + 0.010x_1x_2 - 0.734x_2^2 - P_{applied}$ (3.15)

分岐管側減肉:
$$g = 17.295 + 0.022x_1 + 4.442x_2$$

 $-0.001x_1^2 - 0.0003x_1x_2 - 0.400x_2^2 - P_{applied}$ (3.16)



Fig.3.6. Accuracy of approximation

Variable	Distribution	Mean	COV
remaining thickness : t_{mm}	Normal	change	*
width of metal loss : s	Normal	change	0.1
applied pressure : Papplied	Gumbel	MAWP/2~MAWP	0.03

Table 3.1. Parameters in the modeling of the limit state

3.3.3 確率モデル

減肉評価に関するパラメータのうち、残余肉厚 t_{mm} 、減肉部分の軸方向長さs、作用圧力 $P_{applied}$ の3つを確率変数として扱う.確率変数の確率特性をTable 3.1にまとめて示す.確 率特性は文献を参考に決定した[4].作用圧力 $P_{applied}$ に関しては、3.2.3項で考察したとおり、 $MAWP/2 \sim MAWP$ の範囲で変化させる.残余肉厚 t_{mm} 、減肉部分の軸方向長さsの平均値を 変化させ、それぞれに対応する信頼性指標 β を求める.ただし、残余肉厚の標準偏差につい ては、破壊確率に最も大きい影響を与えるため、詳細に検討する必要がある.残余肉厚の 標準偏差は、減肉した配管を検査する際の測定精度に大きく依存するため、実機から収集 した減肉配管の測定実験を通して考察を行い決定することとした.詳細は次節に記す.

3.3.4 信頼性指標の計算方法

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である HL-RF (Hasofer-Lind, Rackwitz-Fiessler)法[20][21]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[21]を用いる.加えて、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.

3.4 残余肉厚の標準偏差

3.4.1 残余肉厚のばらつきが生じる要因

配管の減肉部の残余肉厚は,破壊確率に大きい影響を与える変数である.そのため,減 肉配管の破壊確率を求める前に残余肉厚の標準偏差について詳細な検討を行う必要がある. 実際のプラントにおいて発見された減肉配管の減肉部を対象にして信頼性評価を実施する 際には,減肉部の残余肉厚を測定した結果のばらつきが残余肉厚のばらつきの要因となる. 減肉部の残余肉厚の測定には,一般に超音波厚さ測定と呼ばれる方法が用いられている. 以下,この超音波厚さ測定について概説する.

最初に,測定する配管の外面に超音波の送信部と受信部を兼ね備えた探触子を接触させ た状態で固定する.この探触子の送信部から超音波を流すと,超音波が配管内面で反射し て探触子に戻ってくる.戻ってきた超音波を受信部で感知し,超音波を流してから戻って くるまでの時間を計測する.その時間から配管内部での超音波の移動距離を計算すること で,配管の板厚を測定する.

この方法を用いることで、配管を破壊することなく肉厚を測定することが可能である. 測定したい配管に対して Fig.3.7 のような検査グリッドを引き、検査グリッドの交点上の肉 厚を測定することで配管全体の減肉形状を把握することができる.しかし、減肉形状が複 雑で凹凸が激しい場合、探触子と外面が垂直に接触していないことによるわずかな角度の ズレ等により、流した超音波が減肉の凹部を正確に捉えずに反射することがある.また、 減肉形状によっては超音波が返ってこないことがあり、その際測定者はグリッドの交点か ら僅かに探触子を動かして、交点近傍の超音波が返ってくる場所で測定を行う.その探触 子を動かす方向や距離には個人差が存在する.これらの理由から、肉厚の測定結果にはば らつきが存在する.そこで、このばらつきの程度を明らかにするために、ラウンドロビン テスト(RRT: Round Robin Test)を実施した.



Fig.3.7. Example of inspection grid

3.4.2 検査方法

実機から発見された減肉配管を5社で順に回し,同じ配管に対して,計21人の検査員に 肉厚測定を依頼した.検査員は全員超音波探傷の経験を有する資格者(UT レベル1以上) である.配管には予めグリッドを引いておき,全ての検査員はこの共通のグリッドの交点 上を測定する.

試験体の外観を Fig.3.8 に示す. サイズは 6Bsch40 (外径 165.2mm, 公称板厚 7.1mm)で, 外面腐食による減肉を生じている. 減肉箇所に 20mm ピッチのグリッドを引き, Fig.3.8 で

示した点を起点として順に軸方向に C1~C11, 周方向に M1~M13 と線に番号を付けた. Fig.3.9 で示すように, グリッドの交点(11×13=143 点)全てに対して肉厚測定を行った.



Fig.3.8. Appearance of specimen



Fig.3.9. Points being inspected

3.4.3 検査結果

肉厚の測定結果を 21 人分収集した. そのうちの 1 人の測定結果を例として Fig.3.10 に示 す. これらのデータから,検査点ごとに標本平均を計算した結果を Fig.3.11 に,標本標準偏 差を計算した結果を Fig.3.12 に示す. これら 2 つの図を比較すると,減肉が深く複雑な形状 になっている箇所の標準偏差が大きいことがわかる. これは, 3.4.1 項でも述べたとおり, 探触子を表面に接触させる際の角度の誤差や,超音波が返ってこない際に測定者が探触子 を動かす方向や距離の個人差によるものだと考えられる.

	C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7	C8	C9	C10	C11
M1	7.0	7.1	7.1	7.1	7.1	7.0	7.1	7.1	7.1	7.0	7.0
M2	7.1	7.2	7.2	7.1	6.2	4.8	5.0	7.0	7.0	7.1	7.0
M3	7.0	6.4	6.0	6.3	5.3	4.6	6.2	6.9	6.9	7.0	7.0
M4	7.0	5.5	4.6	4.9	5.1	4.5	5.0	6.8	6.8	6.8	6.8
M5	6.9	6.8	4.5	4.5	5.3	5.0	5.7	6.8	6.8	6.8	6.9
M6	7.0	6.9	6.0	3.9	4.8	6.3	6.9	6.9	7.0	6.9	7.0
M7	6.9	7.0	6.3	5.0	5.8	6.9	6.9	6.9	6.9	6.9	7.0
M8	6.9	6.9	6.9	5.5	6.2	6.4	6.8	6.9	6.9	6.9	7.0
M9	7.0	7.0	4.3	4.9	4.8	5.0	5.6	7.1	7.0	7.1	7.0
M10	6.9	7.0	6.7	5.3	5.4	5.3	5.1	7.1	7.1	7.1	7.1
M11	7.0	7.1	7.1	7.1	7.1	3.7	3.8	7.1	7.1	7.2	7.2
M12	7.1	7.1	7.2	7.1	7.2	5.8	5.6	6.7	7.3	7.3	7.3
M13	73	73	73	73	73	73	74	74	73	73	73

Fig.3.10. Example of measurement result



Fig.3.11. Sample average for each inspection point

Fig.3.12. Standard deviation for each inspection point

3.4.4 残余肉厚の標準偏差推定

残余肉厚と標準偏差の関係をプロットした図を Fig.3.13 に示す. これらの値は配管のサイズに依存するため,正規化を行った図を Fig.3.14 に示す. 横軸は残余肉厚を減肉が無い状態での肉厚で除した値である. なお,試験体の公称肉厚は 7.1mm だが,実際の測定値は最大7.3mm だったため,減肉が無い状態の肉厚を 7.3mm としている. 縦軸も同様に標準偏差を減肉が無い状態の肉厚で除した.

減肉が殆ど無い部分の正規化標準偏差は 0.01 付近に固まっている(赤丸)が,減肉を有 する部分の正規化標準偏差は広範囲に分布している(緑丸).減肉量と正規化標準偏差の相 関係数を求めると, *R* = -0.6704となった.これは両者に強い相関があると言うことができ る程ではない.よって,安全側の評価をするために,Fig.3.15 のように,減肉量が少ない領 域(残余肉厚比 0.9 以上 1.0 以下,赤四角で囲った領域)の正規化標準偏差を 0.04,減肉量 が多い領域(残余肉厚比 0.9 未満,緑四角で囲った領域)の正規化標準偏差を 0.1,と減肉 量によって 2 段階に分けてそれぞれ一定の正規化標準偏差とした.3.3.3 項の確率モデルに この値を用いる.Table 3.2 に本項の結果と合わせて確率モデルを再掲する.次節では,この 確率モデルを用いて計算を行う.



Fig.3.13. Relation between remaining thickness and standard deviation



Fig.3.14. Normalization of Fig.3.13



Fig.3.15. How to determine normal standard deviation

Table 3.2. Parameters in the modeling of the limit state (written again)

Variable	Distribution	Mean	COV			
remaining thickness : t_{mm}	Normal	change	*			
width of metal loss : s	Normal	change	0.1			
applied pressure : P _{applied}	Gumbel	MAWP/2~MAWP	0.03			
X Standard deviation of remaining thickness is determined as follows						
$0.04t_d$ (0.9 \leq Remaining thickness ratio \leq 1.0)						
$0.1t_d$ (Remaining thickness ratio < 0.9)						

3.5 計算結果

残余肉厚 t_{mm} ,減肉部分の軸方向長さsの平均値を変化させ、それぞれに対応する信頼性 指標 β を算出した.本計算で用いている限界状態関数の式(3.15)(3.16)は、s = 10~40mmのモ デルに対して行われた FEM 解析から求めたものである。そのため、s = 10~40mmの範囲外 の減肉について式(3.15)(3.16)を用いて信頼性指標 β を算出しても、その値の正確さは保証さ れていない.よって、以下の計算ではs = 10~40mmの範囲においてのみ信頼性指標 β を算 出した。

構造不連続部近傍の減肉については適用外としている API/ASME-FFS と比較を行い, API/ASME-FFS にどのような改善の余地が存在するか,という点に注目する.

3.5.1 信頼性指標に基づく構造不連続部に生じた減肉の評価曲線

MAWP/P_d = 1.0, 1.5, 2.0とした場合に,同じ信頼性指標βをとる減肉形状を結んだ曲線 (以下,等信頼性曲線と記す)を以下に示す.比較のため,API/ASME-FFSの減肉評価曲線 も同時に示す.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λ = 10.0)の値を基準にした.

(a) <u>母管側減肉について</u>

Fig.3.16 に*MAWP*/ P_d の値ごとの結果を示す. (a)*MAWP*/ P_d = 1.0の場合, API/ASME-FFS より等信頼性曲線は下方にある. (b)*MAWP*/ P_d = 1.5の場合, API/ASME-FFS と等信頼性曲 線はほぼ同じ高さに位置する. (c)*MAWP*/ P_d = 2.0の場合, API/ASME-FFS より等信頼性曲 線は上方にある.

この結果から、 $MAWP/P_d \leq 1.5$ の範囲においては、API/ASME-FFS を構造不連続部近傍 の減肉に対して適用した場合、安全側の評価が可能であるが、 $MAWP/P_d > 1.5$ の範囲にお いては、API/ASME-FFS を構造不連続部近傍の減肉に対して適用した場合、危険な減肉を許 容してしまう可能性があることがわかる. 母管側減肉は残余肉厚が崩壊圧力に対して与え る影響が大きく、 R_t が小さくなると崩壊圧力も急激に低下する. そのため、 R_t が小さい、つ まり深い減肉に対してはより保守的な評価をする必要があると考えられる.



(c) $MAWP/P_d = 2.0, \ \beta = 3.85$



(b) <u>分岐官側減肉について</u>

Fig.3.17 に*MAWP*/ P_d = 1.0の場合の結果を示す. *MAWP*/ P_d = 1.5, 2.0の場合は, R_t = 0.2, s = 40の最も減肉が広く深いケースにおいても,信頼性指標βは 4 以上の値をとったため,等信頼性曲線を描くことができなかった. *MAWP*/ P_d = 1.0 の場合においても API/ASME-FFS より等信頼性曲線は下方にあることから,API/ASME-FFS を構造不連続部近 傍の減肉に対して適用した場合,安全側の評価が可能であるが,過剰な安全裕度を含んで しまうことがわかる.分岐管側減肉は減肉が大きくても崩壊圧力への影響は小さいため, 減肉の許容範囲を広げてもよいと考えられる.



Fig.3.17. Corrosion assessment curve of API/ASME-FFS and the same reliability curve $(MAWP/P_d = 1.0, \ \beta = 3.90, Metal loss of branch pipe)$

3.5.2 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、等信頼性曲線を求めた.本項 では、求めた曲線が本当に同じ信頼性を確保できているか検証するため、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 Table 3.2 を用いる.メルセンヌ・ツイスタ[23] により生成した一様乱数を用い,正規分布を仮定する残存肉厚*t_{mm}*,減肉長さ*s*については,ボックス・ミュラー法[24]により正規乱数を生成する. Gumbel 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 Gumbel 分布*G*(*a*,*u*)に従う乱数xを次式により生成する.

$$x = F_G^{-1}(y) - \frac{\ln\{-\ln(y)\}}{\alpha} + u$$
(3.17)

なお、 $F_{G}^{-1}(y)$ は、Gumbel 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 $g \le 0$)の試行を繰返し,式(5.21) により破壊確率 P_f を算出する.検証は, Fig.3.16(a)の等信頼性曲線($\beta = 3.90$)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 で試行回数Nを決める必要がある.

Fig.3.18 に, 試行回数Nによる破壊確率 P_f の収束性を示す.また, FORM により算出された破壊確率 ($P_f = \Phi(-3.90) = 4.81 \times 10^{-5}$)も同時に示す.試行回数 $N = 10^6$ 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 $N = 10^6$ として等信頼性曲線の検証を行う.

Fig.3.19 は、等信頼性曲線上の点 A,B,C,D,E における破壊確率を、モンテカルロシミュレーショ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,D,E 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、同じ信頼性を確保できていることがわかる.



Fig.3.18. Convergence of probability of failure, P_f calculated by Monte Carlo simulation method



Fig.3.19. (a) Same reliability curve and (b) probability of failure, P_f calculated by Monte Carlo simulation at point A~E

3.5.3 API/ASME-FFS の減肉評価曲線に対する信頼性評価

Fig.3.20 は, *MAWP/P_d* = 1.4とした場合の API/ASME-FFS の減肉評価曲線である. この 減肉評価曲線上の点に対して, 母管側減肉の式(3.15)と分岐管側減肉の式(3.16)を用いてそれ ぞれ信頼性指標を算出した. 結果をそれぞれ Fig.3.21, Fig.3.22 に示す. なお, 3.5.1 項と同 じく減肉の軸方向長さが 10~40mm のものに対してのみ計算を行なっているため, 横軸の Shell Parameter の値は Fig.3.20 と比べて限定的である.

この結果を見ると、母管側減肉、分岐官側減肉ともに信頼性指標は一定ではなく、構造 不連続部の減肉について適応する際に改善の余地があることがわかる.また、維持規格の 曲線上の点に構造不連続部の無い直管の式[15]を適応して信頼性指標 β を求めると、 $\beta = 3.8 \sim 4.3$ となる[17].これは Fig.3.21、Fig.3.22 で示している値よりも小さいため、維持 規格を構造不連続部の減肉に適応した場合、安全側の評価を行うことはできるが、過剰な 安全裕度を含んでしまうと考えられる.



Fig.3.20. Corrosion assessment curve $(MAWP/P_d = 1.4)$ [17]



Fig.3.21. Reliability index which corresponds to Fig.3.20 (main pipe)

Fig.3.22. Reliability index which corresponds to Fig.3.20 (branch pipe)

3.6 まとめ

本章では、信頼性理論に基づく確率論的な手法を用いることによって、構造不連続部近 傍の減肉に対して不確定性を含めた上で健全性評価を行った.そして、構造不連続部近傍 の減肉に対しては適用外となっている API/ASME-FFS の減肉評価曲線と比較し、 API/ASME-FFS にどのような改善の余地が存在するかを検討した結果、以下の知見を得た.

- 破壊確率に大きな影響を与える残余肉厚の標準偏差について詳細に検討するためにラ ウンドロビンテストを行い、減肉部の肉厚を測定する際に生じる標準偏差の値を明らか にした.減肉が深く複雑な形状になっている箇所の標準偏差が大きいことがわかった. また、減肉量と標準偏差との間には相関があるが、R = -0.67程度であり、強い相関が あるとは言えないことがわかった.
- 確率論的信頼性手法を活用し、母管側と分岐管側それぞれに減肉がある配管に対して、 等信頼性曲線を求めた.等信頼性曲線と API/ASME-FFS の減肉評価曲線を比較した結果、母管側減肉については、深い減肉に対してはより保守的な評価をする必要があり、 分岐管側減肉については、過剰な安全裕度を持っているため減肉の許容範囲を広げても 良いことを明らかにした.
- 3. $MAWP/P_d \leq 1.5$ の範囲においては、構造不連続部近傍の減肉に対して API/ASME-FFS を適用しても安全側の評価をすることができる.

第4章 結論と展望

4.1 結論

本論文では,FEM によるシミュレーションを用いて構造不連続部に減肉を有する配管の 崩壊特性を調査し,次に確率論的信頼性手法を用いて配管の健全性評価を行った.以下に 得られた知見をまとめる.

- 1. FEM によるシミュレーションを通して、構造不連続部に減肉が生じた配管の、減肉形 状と崩壊圧力との関係を調べた.その結果、減肉幅より減肉深さの方が崩壊圧力に強い 影響を与えること、分岐管側の減肉は減肉形状を変えてもあまり崩壊圧力が変化しない ことがわかった.これは内径 R と板厚 t の比によるものだと考えられ、R/tの値が大き い管が減肉に対して影響を受けやすい.
- 2. 信頼性手法を適用し,配管の健全性評価を行った結果,維持規格 API/ASME-FFS を構造 不連続部が存在する配管に適用すると,母管側減肉については,深い減肉に対してはよ り保守的な評価をする必要があり,分岐管側減肉については,過剰な安全裕度を持って いるため減肉の許容範囲を広げても良いことを明らかにした.
- 3. $MAWP/P_d \leq 1.5$ の範囲においては、構造不連続部近傍の減肉に対して API/ASME-FFS を適用しても安全側の評価ができることを明らかにした.

4.2 今後の展望

本研究で行った FEM シミュレーションは、減肉形状のパラメータをある程度絞ったケースのみの解析しか行なっていない. 実際に起きる減肉は軸方向長さが 40mm を超える場合もあるため、より大きい減肉についての解析も行う必要がある.

また、本研究では母管と分岐管の大きさを一つに定めて FEM シミュレーションを行った が、実際にプラントで用いられている配管の大きさの種類は多岐にわたっている. 母管と 分岐管の外径、板厚も確率変数に含め、これらを変えた場合の解析を行い、限界状態関数 を導き信頼性手法を適用することで、あらゆる配管の形に適用可能な減肉評価曲線を導く ことが可能になると考えられる.

謝辞

酒井教授には 2 年間熱心な研究指導をしていただきました.酒井教授の下で研究を行う ことで,信頼性分野の重要性について深く学ぶことが出来ました.研究に関しても数々の 助言や指摘を頂き,非常に勉強になりました.泉准教授には,研究会での鋭いご指摘や研 究者としての心構え等ご指導をいただきました.田中助教授には学生である私に対して非 常にフレンドリーに接していただき,研究にとどまらず広い範囲で色々な話をさせていた だきました.原講師には,研究室環境を整えていただき,不自由なく研究室生活を送るこ とが出来ました.深く感謝申し上げます.

社会人博士課程の戒田拓洋様には,研究全般に関して面倒を見ていただきました.お忙 しいにも関わらず,私の研究内容や発表資料に関して相談に応じていただき,的確なご意 見を賜りました.心より感謝申し上げます.

学生ながら参加させていただいた MLR 委員会では,様々な企業・研究機関の方々と研究 に関する議論をさせていただきました. 圧力容器の規格についての情報も多く得ることが 出来たため,非常に貴重な経験となりました. MLR 委員会の方々に深く感謝申し上げます.

M2の木村君とは、幾度となく熱い勝負を繰り広げ、研究に行き詰まった際の気分転換を することができました. 桐谷君と出会うことで、テストの点数では測れない真に頭の良い 東大生というものを知ることができました. 四方君は、喫茶店バイトの経験を生かして美 味しいコーヒーの入れ方を教えてくれました. 高尾君には、行動力と意識の高さに驚かさ れました. 村中君は、甘いモノが苦手と言っていつも硬派ぶっていました. 森住君には、 人生に対する違った見方とコストパフォーマンスについて教えこまれました. その他 M1 と B4 も皆個性豊かで、話していてとても楽しかったです. 2 年間の修士生活を楽しく過ご せたのは研究室メンバーのおかげだと思います. ありがとうございました.

最後に、私の研究活動に対し深い理解と支援を行っていただいた家族に深い感謝の意を 捧げます.

参考文献

- [1] API, "Fitness-for-Service API Recomended Practice 579", American Petrorium Institute., 2000.
- [2] AEA Technology plc, "Partial safety factors for SINTAP procedure", the Health & Safety Executive, pp.1-33, 2000.
- [3] American Petroleun 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, 2010.
- [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, Rationalization 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] 片岡俊二,宮川麻子,"非弾性有限要素解析による円筒-円筒交差部の崩壊特性の研究", 圧力技術, Vol. 48, No. 3, pp.114-121, 2010.
- [13] 斧督人,南起祐,高橋宏治,安藤柱,"有限要素法による減肉を有する配管の破損挙動の 解析",日本機械学会,材料力学部門講演会講演論文集,pp.947-948,2003.
- [14] 越智真弓,山上勝彦,濱口義信,宮崎克雅,内藤慶太,豊田清郎,豊島海成,"配管分岐合 流部の内面減肉管理手法の開発に関する研究",日本機械学会,材料力学カンファレン ス論文集,2012.
- [15] Svensson N.L., "Burst pressure of cylindrical and spherical vessels" Trans ASME, Vol.80, pp.89-96, 1958.
- [16] 高圧ガス保安協会, "既設高圧ガス設備の耐震性評価基準に関する調査研究", pp.8, 2012.
- [17] 最上雄一, 戒田拓洋, 泉聡志, 酒井信介, "API 579-1/ASME FFS-1 の局部減肉評価基準 への信頼性手法の適用", 圧力技術 Vol.47(5), pp.329-339, 2009.
- [18] 最上雄一, "確率論的安全裕度に基づく構造健全性評価", 東京大学工学系研究科機械工

学専攻修士論文, 2009.

- [19] 大野敦史, 戒田拓洋, "局部減肉を有する円筒銅容器の破裂圧力と API/ASME FFS 基準 に基づく有限要素解析の比較 第1報 塑性崩壊評価", 圧力技術 Vol.49(2), 2011.
- [20] 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.
- [21] Rackwitz R. and Fiessler B., "Structural Reliability under Combined Random Load Sequences", Computers & Structures, Vol. 9, pp.489-494, 1978.
- [22] Kojima I., Kikuchi T. and Tahara T., "Fitness-For-Service Assessment of Pressure Equipment Part 1", JHPI, Vol. 44, pp.190-204, 2006.
- [23] Matsumoto M. and Nishimura T., "Mersenne twister, A 623-dimensionally equidistributed uniform pseudorandom number generator", ACM Trans. on Modeling and Computer Simulations, 1998.
- [24] 大野豊, 磯田和男, 数値計算ハンドブック, オーム社, pp.1093, 1990.
- [25] Breitung K., "Asymptotic Approximation for Multinormal Integrals", Journal of Engineering Mechanics, ACSE, Vol.110, No.3, pp.357-366, 1984.
- [26] 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.
- [27] 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.
- [28] 東京工業大学 機械物理工学専攻 轟研究室 開発, RSMaker for Excel, http://www.todoroki-lab.net/ssoft/soft.html (2013/1/26 取得)
- [29] http://todoroki.arrow.jp/response/responsesurface.pdf (2013/1/26 取得)

第5章 付録

5.1 確率論的構造信頼性手法の概説

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.

5.1.1 構造物の破壊確率評価手法

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、せん断、曲げ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~*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.

 $g_i(x_1, x_2, \dots, x_n) > 0: 破壊モードiは生起しない.$ 破壊モードiに対して構造物は安全 $<math>g_i(x_1, x_2, \dots, x_n) \le 0: 破壊モードiが生起する.$ 破壊モードiに対して構造物は破壊 (5.1)

っまり,限界状態関数gi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,全ての不確定を全て確率変数とする必要は無く,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x₁と荷重に相当する項x₂を考えた場合,限界状態関数*g*は次式で表される.

$$g = x_1 - x_2 \tag{5.2}$$

 $x_1 \ge x_2 \ge c$ 確率変数とし、これらの結合確率密度関数を $f(x_1, x_2) \ge t$ ると、破壊確率は破壊 領域($g \le 0$)における $f(x_1, x_2)$ の積分として次式で表される.

$$P_f = \iint_{g(x_1, x_2) \le 0} f(x_1, x_2) dx_1 dx_2$$
(5.3)

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(5.3)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.

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.

$$u_i = \frac{x_i - \mu_i}{\sigma_i} \tag{5.4}$$

この変換により,確率変数ベクトル $x = (x_1, x_2, ..., x_n)$ は,標準正規空間上のベクトル $u = (u_1, u_2, ..., u_n)$ へと変換される.標準正規空間上で,限界状態方程式 $g(x_1, x_2, ..., x_n) = 0$ 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 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.

$$\beta = \sqrt{(u^*)^T (u^*)} \tag{5.5}$$

Fig. 5.1 は,確率変数が $x_1 \ge x_2$ 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 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との距離と定義し,信頼性を定量化する方法はAFOSM法 (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].

$$P_f \approx \Phi(-\beta) \tag{5.6}$$

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[25],破壊確率P_fは次式により近似される.

$$P_f \approx \Phi(-\beta) \prod_{i=1}^{n-1} (1 - \beta \kappa_i)^{-1/2}$$
 (5.7)

ただし、*ĸ_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.5.1. The reliability index, design point and limit state surface in standard normal space [18]

設計点の探索方法

信頼性指標βの算出には設計点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.

Minimize
$$\beta = |u| = \sqrt{u^T \cdot u}$$

Subject to $g(u) \le 0$ (5.8)

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*とはイタレーション回数である.

$$u^{*k+1} = \frac{1}{|\nabla g(u^{*k})|^2} \left| \nabla g(u^{*k})^t u^{*k} - g(u^{*k}) \right| \nabla g(u^{*k})$$
(5.9)

Fig. 5.2 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(u)は、設計点 u^{*k} における接平面で近似される. その接平面とf = 0 との交戦上で原点に最も近い点が更新された設計点 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二条件を満たすまで行われる.

If
$$\left| u^{*k+1} - u^{*k} \right| \le \delta$$
, stop (5.10)

If
$$|g(u^{*k})| \le \varepsilon$$
, stop (5.11)

式(5.9)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.5.2. Optimization algorithm by HL-RF method [18]

正規裾野近似

先述し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[21]は,任意の確率分布を,設計点x^{*}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.5.3 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.

$$\Phi\left(\frac{x_i^* - \mu_{X_i}^N}{\sigma_{X_i}^N}\right) = F_{X_i}(x_i^*)$$
(5.12)

$$\frac{1}{\sigma_{X_i}^N}\phi\left(\frac{x_i^*-\mu_{X_i}^N}{\sigma_{X_i}^N}\right) = f_{X_i}(x_i^*)$$
(5.13)

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(5.12)、(5.13)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.

60

$$\mu_{X_i}^N = x_i^* - \Phi^{-1} \{ F_{X_i}(x_i^*) \} \sigma_{X_i}^N$$
(5.14)

$$\sigma_{X_i}^N = \frac{\phi[\Phi^{-1}\{F_{X_i}(x_i^*)\}]}{f_{X_i}(x_i^*)}$$
(5.15)

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(5.4)に代入す ることで標準正規化を行い,式(5.8)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である.計算が収束した時点で計算を終了す る.



Fig.5.3. Two-Parameter equivalent normal transformation [18]

5.1.2 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. 5.4 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*xi*に対する限界状態関数*g*の偏導関数(*∂g/∂xi*) 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*Pf*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) [26]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.

If
$$\left|\beta^{*k+1} - \beta^{*k}\right| \le \delta$$
, stop (5.16)

If
$$|g(u^{*k})| \le \varepsilon$$
, stop (5.17)



Fig.5.4. Flowchart of the structural reliability analysis program [18]

5.1.3 モンテカルロシミュレーション

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上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.

破壊確率の算出方法

Fig.5.5 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、10⁻³~10⁻⁵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[23]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 一様乱数*u_i*を用いて、次式により生成する.

$$x_i = F^{-1}(u_i) \tag{5.18}$$



Fig.5.5. Flowchart of Monte Carlo simulation [18]



Fig.5.6. The generation method of random numbers according to a specific distribution [18]

ただし $F^{-1}(u_i)$ は任意の確率分布関数の逆関数である. Fig.5.6 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, Frechet 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,一様乱数から式(5.18)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[24]を用いる.対数正規分布LN(λ, ζ) に従う乱数 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.

$$u^{LN} = exp(\lambda + \zeta u^N) \tag{5.19}$$

生成された乱数ベクトル $u = (u_1, u_2, \cdots, u_n)$ 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

 $(g > 0: 破壊しない \text{ or } g \leq 0: 破壊する)$. このとき,指標関数 $I(u_i)$

$$I(u_i) = \begin{cases} 1 & \text{for } g \le 0\\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$
(5.20)

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.

$$P_f = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^{n} I(u_i)$$
(5.21)

修士論文

構造不連続部に局部減肉を有する 配管の健全性評価

p.1~p.67 完

2013年2月7日提出

指導教員 酒井 信介 教授

機械工学専攻 116206 田矢 寛成