修士論文

動的荷重を受ける配管に対する
確率論的信頼性手法の適用

平成22年2月12日提出

指導教員　酒井信介教授

86215　長谷川圭介

目 次

第 1 章　序論 **8**
1.1　背景 8
1.1.1　原子力プラントにおける配管設計規格 8
1.1.2　構造物の定量的安全裕度評価 8
1.2　本研究の目的 9
1.3　本論文の構成 9

第 2 章　安全裕度の定量的評価手法 **10**
2.1　確率論的手法による破壊確率評価 10
2.1.1　信頼性設計法の概念 10
2.1.2　限界状態関数 10
2.1.3　信頼性指標の算出 11
2.1.4　設計点の探索 13
2.1.5　正規裾野近似 13
2.2　確率分布 15
2.2.1　正規分布 15
2.2.2　ワイブル分布 15
2.3　部分安全係数 16
2.4　設計点算出プログラム 17

第 3 章　静的解析による配管エルボの安全裕度評価 **18**
3.1　配管モデル 18
3.2　限界状態関数の作成 20
3.3　設計パラメータの違いが安全裕度に与える影響 21
3.3.1　外径の違いによる影響 21
3.3.2　板厚の違いによる影響 24
3.3.3　内圧の違いによる影響 27
3.3.4　曲率の違いによる影響 30
3.3.5　結果のまとめ 34
3.4　考察 34

3.4.1 各設計変数の大きさが安全裕度に与える影響の検討 34
3.4.2 各設計変数のばらつきが安全裕度に与える影響の検討 40
3.4.3 モンテカルロシミュレーションによる結果の検証 41
3.4.4 ASME 規格との比較 43
3.4.5 一次応力制限を満たす配管の塑性変形に対する安全裕度評価 44
3.5 結言 48

第 4 章 地震荷重を受ける配管の安全裕度評価 49
4.1 地震応答スペクトル 49
4.1.1 概念 49
4.1.2 大崎スペクトル 50
4.2 模擬地震動の作成 51
4.3 模擬地震動による時刻歴応答解析 55
4.3.1 解析条件 55
4.3.2 解析結果 58
4.4 限界状態関数を用いた安全裕度の定量的評価 60
4.4.1 塑性変形に対する安全裕度 60
4.4.2 シェイクダウンに対する安全裕度 62
4.5 疲労損傷評価 66
4.5.1 評価手順 66
4.5.2 解析条件 67
4.5.3 解析結果 68
4.6 考察 68
4.6.1 動的解析の結果に関する検討 68
4.6.2 地震波形のばらつきが与える影響に関する検討 70
4.7 結言 72

第 5 章 結論 73

謝辞 75

参考文献 77

付 録 A プログラム概要 79
A.1 設計点探索用プログラム 79
A.2 モンテカルロシミュレーション用プログラム 84
A.3 疲労損傷評価プログラム 86

図 目 次

2.1 Reliability index and design point 12
2.2 HL-RF metod 13
2.3 Transforming non-normal distribution function into normal distribution function . 14
2.4 Flowchart of design point calculating program 17

3.1 Piping model 18
3.2 Elbow's shell model 19
3.3 Elbow(90 degrees) 20
3.4 Reliability index for different outer diameter 22
3.5 Probability of failure for different diameter 22
3.6 Partial safert factor (Outer diameter : 76.3mm) 23
3.7 Partial safert factor (Outer diameter : 114.3mm) 23
3.8 Partial safert factor (Outer diameter : 139.8mm) 24
3.9 Reliability index for different thickness 25
3.10 Probability of failure for different thickness 25
3.11 Partial safert factor (Thickness : 5.2mm) 26
3.12 Partial safert factor (Thickness : 6.0mm) 26
3.13 Partial safert factor (Thickness : 7.0mm) 27
3.14 Reliability index for different pressure 28
3.15 Probability of failure for different pressure 28
3.16 Partial safert factor (Pressure : 0MPa) 29
3.17 Partial safert factor (Pressure : 5MPa) 29
3.18 Partial safert factor (Pressure : 10MPa) 30
3.19 Relationship between beta and PSF of yield stress (Variable : pressure) 30
3.20 Reliability index for different curvature 31
3.21 Probability of failure for different curvature 31
3.22 Partial safert factor (Short elbow) 32
3.23 Partial safert factor (Long elbow) 32
3.24 Partial safert factor (Curvature=2×outer diameter) 33
3.25 Relationship between beta and PSF of yield stress (Variable : curvature) 33

3.26 Stress distribution (Outer diameter : 76.3mm) 35
3.27 Stress distribution (Outer diameter : 114.3mm) 35
3.28 Stress distribution (Outer diameter : 139.8mm) 36
3.29 Reliability index for different outer diameter (Curvature : 100mm) 36
3.30 Probability of failure for different outer diameter (Curvature : 100mm) 37
3.31 Reliability index for different outer diameter (Pressure : 10MPa) 38
3.32 Probability of failure for different outer diameter (Pressure : 10MPa) 38
3.33 Reliability index for different thickness (Pressure : 10MPa) 39
3.34 Probability of failure for different thickness (Pressure : 10MPa) 39
3.35 Distribution profiles of normal distribution and Weibull distribution 40
3.36 Flowchart of Monte Carlo Simulation 42
3.37 Result of Monte Carlo Simulation 43
3.38 Result of FORM and Monte Carlo Simulation 43
3.39 Probability of failure (Sch : 40) 46
3.40 Probability of failure (Sch : 80) 47

4.1 Idea of earthquake response spectrum 50
4.2 Shape of Ohsaki's spectrum 51
4.3 Flowchart of seismic wave formation 52
4.4 Envelope curve of seismic wave 53
4.5 Expample of simulated seismic wave 54
4.6 Response spectrm of simulated seismic wave 55
4.7 Piping model by pipe element 56
4.8 Seismic wave (Magnitude : 6 , Epicenter distance : 5km) 56
4.9 Seismic wave (Magnitude : 7 , Epicenter distance : 10km) 57
4.10 Seismic wave (Magnitude : 8 , Epicenter distance : 25km) 57
4.11 Elbow displacement measurement position 58
4.12 Displacement time history (Magnitude : 6 , Epicenter distance : 5km) 58
4.13 Displacement time history (Magnitude : 7 , Epicenter distance : 10km) 59
4.14 Displacement time history (Magnitude : 8 , Epicenter distance : 25km) 59
4.15 Probability of Failure for yielding (Damping : 0.01) 61
4.16 Probability of Failure for yielding (Damping : 0.05) 61
4.17 Idea of shakedown 63
4.18 Probability of Failure for shakedown (Damping : 0.01) 64
4.19 Probability of Failure for shakedown (Damping : 0.05) 64
4.20 Time history of Mises stress 65

4.21 S-N Curve 66
4.22 Model for fatigue analysis 67
4.23 Response spectrum for simulated seismic wave 69
4.24 Result of frequency response analysis 69
4.25 Variety of maximum displacement 70
4.26 Variety of damage 71

表 目 次

2.1 Levels of reliability based design 10
2.2 Relationship between β and P_f 12

3.1 Design Parameters 19
3.2 Curvature of elbow 20
3.3 Design parameters (Variable : Outer diameter) 21
3.4 Design parameters (Variable : Thickness) 24
3.5 Design parameters (Variable : Pressure) 27
3.6 Design parameters (Variable : Curvature) 31
3.7 Ratio of curvature/outer diameter 34
3.8 Partial Safety Factors for different distribution type 41
3.9 Outer diameter and thickness for Sch40 pipe 45
3.10 Parameters for max stress $1.5Sm$ (Sch : 40) 45
3.11 Distribution type and COV 46
3.12 Outer diameter and thickness for Sch80 pipe 46
3.13 Parameters for max stress $1.5S_m$ (Sch : 80) 47

4.1 Control points for Ohsaki's spectrum 50
4.2 Parameters for dynamic analysis 55
4.3 Maximum displacement of dynamic analysis 59
4.4 Statistical parameters for dynamic analysis (Failure mode : yielding) 60
4.5 Table of Probability of Failure for yielding (Damping : 0.01) 62
4.6 Table of Probability of Failure for yielding (Damping : 0.05) 62
4.7 Statistical parameters for dynamic analysis (Failure mode : shakedown) 63
4.8 Table of Probability of Failure for shakedown (Damping : 0.01) 65
4.9 Table of Probability of Failure for shakedown (Damping : 0.05) 65
4.10 Cumulative damage 68
4.11 Pseudo beta for fatigue 68
4.12 Average and standard deviation of maximum displacement and damage 71

第1章　序論

1.1　背景

1.1.1　原子力プラントにおける配管設計規格

現行の原子力プラントの配管設計規格では，地震荷重やその他の交番荷重に対して様々な保守的な評価がなされている．その例として，地震の荷重を求める段階での余裕，応力を算出する段階での余裕，応力評価に含まれる余裕などが挙げられる．

地震の荷重を求める段階での余裕は，設計用減衰定数を設定する際に，振動試験により得られた減衰定数データの下限値に更に余裕を考慮することで生じる．応力を算出する段階での余裕は，配管の局所的な高モーメント部位のモーメント値を配管に発生するモーメントの代表値とし，保守的に設定された応力係数を乗じた評価式で応力を算出することで生じる．応力評価に含まれる余裕は，材料の許容応力を設定する際に，実際の破損限界に対して余裕を持たせたり，地震荷重の交番性を無視することによって生じる．

これらの保守的評価の結果として，現在の原子力プラントの配管には過剰な数の緩衝器やサポートなどが取り付けられている．しかし，これらの機器は配管内部に熱応力を発生させる要因となっており，その結果として配管に疲労き裂や応力腐食割れが生じてしまうという問題を抱えている．また，配管に過剰な数のサポートや緩衝器が取り付けられることで，これらの機器に対する検査を頻繁に行わなければならず，プラントの停止時間が長くなってしまったり，検査員の被爆量が増えるなどの問題も生じている [1].

このように，滅多に発生しない巨大地震を想定した過度に保守的な設計規格の運用によって，逆に配管系の安全性が低下してしまう事が問題となっており，設計規格の見直しが現在検討されている．

1.1.2　構造物の定量的安全裕度評価

今日，機械構造物の設計においては許容応力設計法 (ASD:Allowable Stress Design Method) が用いられている．許容応力設計法では，許容応力を以下のように定義する．

$$\text{許容応力} = \frac{\text{基準強さ}}{\text{安全率}} \tag{1.1}$$

基準強さは，降伏強度やクリープ強度など，対応する損傷モードに応じて割り当てる．安全率については，過去の経験などから決定論的に決められる事が多く，決定論的安全率とも呼ばれる．

許容応力設計法では，最大応力が許容応力以下か否かという二値的な判断でしか安全を評価することが出来ず，構造物がどれ程の安全裕度を持つのかが不明瞭であり，許容応力設計法に基づいて設計した機器は，システム全体として安全裕度が過剰となりがちである．従って，構造物の過剰裕度の問題を解決するためには，構造物が持つ安全裕度を定量的に評価することが必要不可欠である．

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求める手法である確率論的信頼性手法 [2] を用いて，構造物の安全裕度を定量的に評価する．本手法では，構造物の安全裕度を破壊確率 P_f や信頼性指標 β で評価し，構造物が目標破壊確率 P_{f_0} または目標信頼性 β_0 を満たすように設計される．すなわち，構造物が以下の式を満たすとき，目標となる信頼性を持つことが保証される．

$$\begin{gathered} \beta \geq \beta_0 \\ \text{または} \\ P_f \leq P_{f_0} \end{gathered} \tag{1.2}$$

目標となる信頼性は，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．

1.2 本研究の目的

これらの背景をもとに，本研究では地震荷重を受ける配管に対して確率論的信頼性手法を適用し，配管系の地震荷重に対する安全裕度を定量的に評価することで，配管系の過剰裕度を明らかにすることを目的とする．

地震荷重を受ける配管系において最大応力が発生するのはエルボ部分であり，配管の塑性変形や疲労破壊といった故障はエルボ部周辺において発生することが予想される．従って，本研究ではエルボを持つ配管モデルを対象とし，確率論的信頼性手法を用いることで安全裕度の定量的な評価を行う．

1.3 本論文の構成

以下に本論文の構成を述べる．

第 1 章では，研究の背景や目的を述べる．

第 2 章では，本研究で用いる確率論的信頼性手法の概念や具体的な手順について述べる．

第 3 章では，配管の外径や板厚，配管に作用する内圧などをパラメータとし，エルボに強制変位が作用した際の塑性変形に対する安全裕度を定量的に評価する．

第 4 章では，模擬地震動を入力とする動的解析を実行し，エルボ部の塑性変形やシェイクダウン基準に対する安全裕度を定量的に評価する．また，疲労解析を行うことで疲労破壊に対する安全裕度を評価する．

第 5 章では，本研究の結論を述べる．

第2章　安全裕度の定量的評価手法

2.1　確率論的手法による破壊確率評価

2.1.1　信頼性設計法の概念

機械構造物の設計において，設計変数の多くは不確定性を有する．その例として，構造物や部材に関するものとしては，引張・圧縮強度や降伏応力といった材料の力学特性，断面の形状や寸法などが挙げられる．一方，荷重に関するものとしては，死荷重や活荷重などの直接荷重，強制変位による間接的荷重作用などが存在する．これらの不確定性により，本来は破壊が発生しないように設計されている構造物であっても，その組み合わせによっては破壊が生じる可能性がある．

信頼性設計法では，設計変数の不確定性を確率変数として取り扱い，構造物が破壊に至る確率を計算することで安全裕度を定量的に評価している [3]．この安全裕度を示す表現方法により，信頼性設計法は以下の 3 つのレベルに分けられる．

Table 2.1: Levels of reliability based design

レベル 3	確率変数の確率統計的な性質，パラメータを基に破壊確率を直接計算する手法
レベル 2	確率変数の平均値 μ，標準偏差 σ を用いて安全性指標 β を計算する手法
レベル 1	各確率変数に対して部分安全係数を定めて，信頼度を与える手法

レベル 3 の手法は信頼性理論を直接設計作業に導入するため，設計技術者は統計・確率の基礎知識が必要になる．レベル 2 はレベル 3 を簡単化した方法であり，レベル 1 は部分安全係数を用いるため，設計者は確率統計的手法を用いないでも設計可能である．

2.1.2　限界状態関数

構造物の安全裕度を定量的に評価するにあたり，限界状態関数 (limit state function) を用いて破壊を定式化する．限界状態関数は設計変数 $X_1, X_2, \ldots, X_n$ の関数として表され, 構造物の破壊は以下の式により定義される．

$$\begin{aligned} g(X_1, X_2, \ldots, X_n) > 0 &：破壊は発生しない \\ \leq 0 &：破壊が発生する \end{aligned} \tag{2.1}$$

最も単純な例として，強度を R，荷重を L とすると，限界状態関数は以下のようになる．

$$g(R, L) = R - L \tag{2.2}$$

破壊確率 P_f は $P_f = P(g \leq 0)$ となるので，複数の連続な確率変数 $X_1, X_2, \ldots, X_n$ に対する結合確率密度関数 $f_{X_1,X_2,\ldots,X_n}(X_1, X_2, \ldots, X_n)$ を用いて破壊確率は以下のように求められる．

$$P_f = \int \cdots \int_{g \leq 0} f_{X_1,X_2,\ldots,X_n} dX_1 dX_2 \ldots dX_n \tag{2.3}$$

式 (2.3) による破壊確率の計算は表 2.1 のレベル 3 の手法に相当するが，一般的に結合確率密度関数を求めることは困難であり，また，結合確率密度関数の多重積分を実行することも困難であるので，実際にはモンテカルロシミュレーションや一次近似信頼性手法 (FORM:First Order Reliability Method) によって破壊確率が求められることが多い．

2.1.3 信頼性指標の算出

確率変数 x_i が，平均値 μ_i，標準偏差 σ_i の正規分布に従うとすると，確率変数 x_i は次式によって標準正規化される．

$$u_i = \frac{x_i - \mu_i}{\sigma_i} \tag{2.4}$$

なお，確率変数が正規分布に従わない場合は後述の正規裾野近似によって正規分布に近似する．確率変数の標準正規化により，$g = 0$ は n 次元の標準正規空間上で限界状態曲面として表現される．標準正規空間の原点は全確率変数の平均値に相当し，限界状態曲面上の点のうち原点に一番近い点が一番破壊が起こりやすい点となる．

この点 u^* を設計点 (Design point) と呼び，原点から設計点までの距離 β によって構造物の信頼性が定量化される．この β を信頼性指標 (Reliability index) と呼び，次式で定義される．

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

破壊確率 P_f は FORM により信頼性指標 β を用いて次式で計算される [4].

$$P_f \approx \Phi(-\beta) \tag{2.6}$$

ここで，Φ は標準正規確率分布関数である．β と P_f の関係を表 2.2 に示す．

Table 2.2: Relationship between β and P_f

β	P_f
1.29	10^{-1}
2.32	10^{-2}
3.09	10^{-3}
3.72	10^{-4}
4.27	10^{-5}
4.75	10^{-6}
5.20	10^{-7}
5.61	10^{-8}
6.00	10^{-9}
6.36	10^{-10}

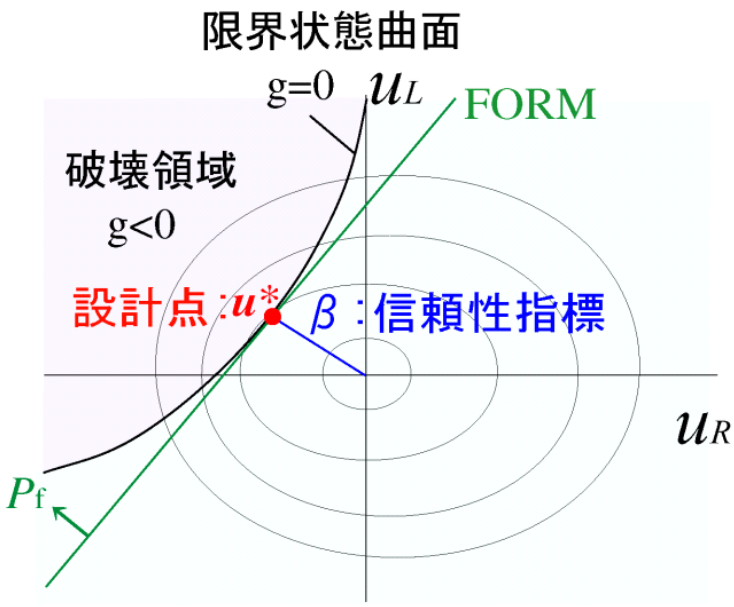

Fig. 2.1: Reliability index and design point

2.1.4 設計点の探索

信頼性指標 β は式 (2.5) によって計算されるため，β を求めるにあたって設計点 u^* を求める必要があるが，本研究では HL-RF 法 (Hasofer-Lind,Rackwitz-Fiessler Method) によって u^* を計算する [4]. HL-RF 法は Newton-Raphson タイプの再帰的アルゴリズムであるが，比較的少ないイタレーション回数で解が収束することが知られており，計算コストの面で優位性を持つ.

図 2.2 に HL-RF 法の概念を示す．k 回目の点 u^k における単位法線ベクトル $\alpha = \nabla g(u^k)/|\nabla g(u^k)|$ を求め，原点を通り方向ベクトルが α である直線と $g = 0$ の交点を k+1 回目の点 u^{k+1} とする．この操作を数式で表現すると，設計点の更新は以下のように表現される.

$$u^{k+1} = \frac{1}{|\nabla g(u^k)|^2}\{\nabla g(u^k)u^k - g(u^k)\}\nabla g(u^k) \tag{2.7}$$

この式は，限界状態関数を u^k のまわりに Taylor 展開して一次の項で打ち切った式

$$g(u^k) + \nabla g(u^k)(u - u^k) = 0 \tag{2.8}$$

に基づいて導出された式であるので，式 (2.7) は自動的に $g = 0$ を満たしている．式 (2.7) によって繰り返し計算を実行し，以下の条件を満たした時に計算を終了する.

$$|u^{k+1} - u^k| \leq \delta \tag{2.9}$$

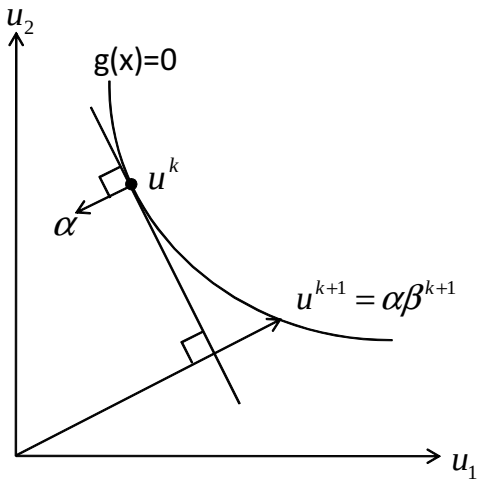

Fig. 2.2: HL-RF metod

2.1.5 正規裾野近似

2.1.4 で示した設計点の探索手法は，確率変数が正規分布に従う場合のみに有効である．しかし，実際には正規分布以外の確率分布を仮定する場合もある．例えば，強度に関する設計変数には最弱リン

クモデルであるワイブル分布を用いることが多く，荷重に関する設計変数には最大値の分布を与えるグンベル分布を用いることが多い．一般に，構造物の破壊確率は 10^{-3}〜10^{-5} とごく小さい範囲で問題となることから，確率分布の裾野の形状を正確に表現する必要がある．従って，構造設計に含まれる各種確率変数をどの確率分布モデルで表すかということは大変に重要な問題になる [3]．このように，正規分布以外のモデルが確率分布モデルとして用いられる場合は，正規裾野近似を用いて確率分布モデルを正規分布に近似する手法が用いられる [5]．

正規裾野近似では，任意の確率分布を持つ確率変数を，ある点 x においてその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確率変数で近似する．任意の確率分布関数を $F(x)$，確率密度関数を $f(x)$ とし，標準正規確率分布関数を Φ，標準正規確率密度関数を φ とすると，$F(x)$ と Φ，$f(x)$ と φ には以下の関係が成り立つ．

$$F(x) = \Phi\left(\frac{x-\mu'_x}{\sigma'_x}\right) \tag{2.10}$$

$$f(x) = \frac{1}{\sigma'_x}\varphi\left(\frac{x-\mu'_x}{\sigma'_x}\right) \tag{2.11}$$

式 (2.10) と式 (2.11) において，μ'_x と σ'_x が正規裾野近似によって得られるパラメータである．式 (2.10) と式 (2.11) を μ'_x と σ'_x について解くと以下のようになる．

$$\mu'_x = x - [\Phi^{-1}F(x)]\sigma'_x \tag{2.12}$$

$$\sigma'_x = \frac{\varphi[\Phi^{-1}F(x)]}{f(x)} \tag{2.13}$$

HL-RF 法では，正規分布ではない確率変数については，平均値 μ'_x，標準偏差 σ'_x が式 (2.12)，式 (2.13) を満たす正規確率変数として扱う．

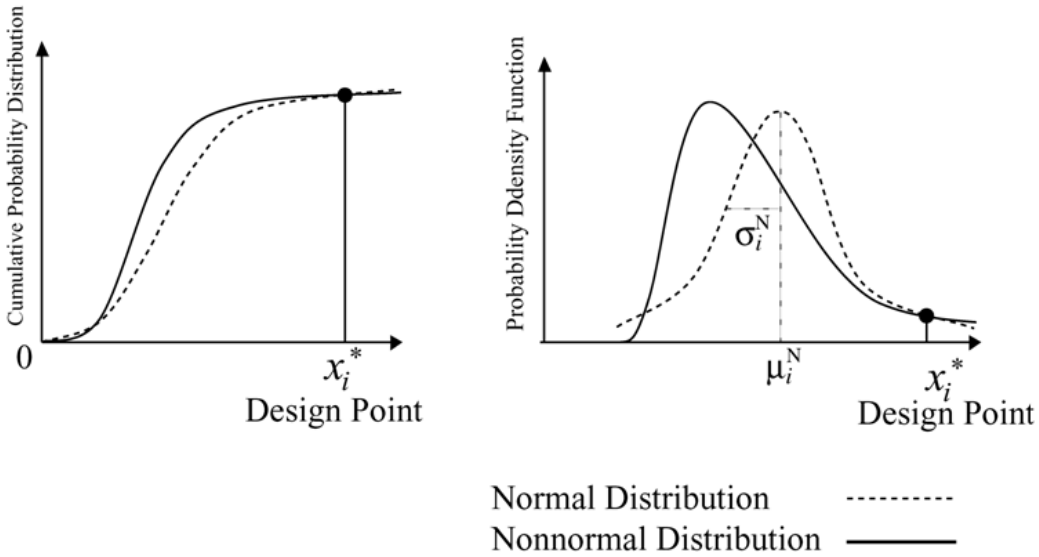

Fig. 2.3: Transforming non-normal distribution function into normal distribution function

2.2 確率分布

本研究ではエルボを持つ配管の信頼性を定量的に評価するが，設計変数の確率分布モデルとして，正規分布とワイブル分布を用いている．本節では，正規分布とワイブル分布について述べる．

2.2.1 正規分布

工学分野における物理量は正規分布に従うことが多く，本研究でも多くの設計変数が正規分布に従うものと仮定している．

確率変数 X が正規分布に従うとき，X の確率密度関数は以下のようになる．

$$f_X(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_X} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu_X}{\sigma_X}\right)^2} \tag{2.14}$$

ただし，μ_X は X の平均，σ_X は X の標準偏差である．また，式 (2.14) において，$\mu_X = 0$，$\sigma = 1$ の場合を特に標準正規確率密度関数 (standard normal probability density function) という．

一方，正規分布の確率分布関数は，確率密度関数の式 (2.14) を用いて以下の式で定義される．

$$F_X(x) = \int_{-\infty}^{x} f_X(x)dx = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_X} \int_{-\infty}^{x} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu_X}{\sigma_X}\right)^2} dx \tag{2.15}$$

2.2.2 ワイブル分布

ワイブル分布 (Weibull distribution) は，スウェーデンの Weibull によって提案された確率分布モデルであり，主に材料強度の分布形として用いられる．ワイブル分布の確率分布関数 $F(x)$，確率密度関数 $f(x)$ は以下の式で定義される．

$$F(x) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{x}{\beta}\right)^{\alpha}\right] \tag{2.16}$$

$$f(x) = \frac{\alpha}{\beta}\left(\frac{x}{\beta}\right)^{\alpha-1} \exp\left[-\left(\frac{x}{\beta}\right)^{\alpha}\right] \tag{2.17}$$

ただし，上式において α を形状母数 (shape parameter)，β を尺度母数 (scale parameter) と呼び，いずれも正の定数である．

確率変数の平均値 μ，標準偏差 σ とワイブル分布のパラメータ α，β の間には，以下の関係が成り立つ．

$$\mu = \beta\Gamma\left(\frac{1}{\alpha} + 1\right) \tag{2.18}$$

$$\eta = \frac{\sigma}{\mu} = \left[\frac{\Gamma\left(1 + \frac{2}{\alpha}\right)}{\left\{\Gamma\left(1 + \frac{1}{\alpha}\right)\right\}^2} - 1\right]^{\frac{1}{2}} \tag{2.19}$$

ただし，$\Gamma(x)$ はガンマ関数

$$\Gamma(x) = \int_0^{\infty} u^{x-1} e^{-u} du \tag{2.20}$$

である．市川らによれば [6]，$1 \leq \alpha \leq 50$ の範囲において，式 (2.19) は以下の式で精度良く近似されることが知られている．

$$\eta \approx \alpha^{-0.93} \tag{2.21}$$

従って，式 (2.18)，式 (2.21) より，確率変数の平均値 μ，標準偏差 σ を用いてワイブル分布のパラメータ α，β は以下のように計算される．

$$\alpha \approx \eta^{-\frac{1}{0.93}} = \left(\frac{\sigma}{\mu}\right)^{-\frac{1}{0.93}} \tag{2.22}$$

$$\beta = \frac{\mu}{\Gamma\left(\frac{1}{\alpha}+1\right)} \tag{2.23}$$

2.3 部分安全係数

従来の決定論的安全率の式は，安全率 ν，公称材料強度 R_n，荷重 S_i を用いて以下のように表される．

$$\frac{R_n}{\nu} \geq \sum_{i=1}^{N} S_{n_i} \tag{2.24}$$

決定論的安全率を用いた安全照査は，安全率 ν を厳密な根拠のもとに定める必要がなく，設計上の手続きが簡便である，安全率を材料側のみに設定しているので，安全率を考慮した上で策定する材料規格を独立に作成できる，などのメリットがある．一方，特定の損傷モードで代表させた上で安全を評価しているため ν を大きめにとらざるを得ず，過剰裕度になりがちであるというデメリットも持つ [7].

このような決定論的安全率に対する問題を背景とし，欧米においては荷重・耐力係数設計法 (LRFD 法:Load and Resistance Factor Design Method) が導入されている．LRFD 法では，得られた設計点 u^* に対し，部分安全係数 (PSF:Partial Safety Factor) を以下の式で定義する [8].

$$\begin{aligned} PSF_i &= \frac{u_i^*}{\mu_{x_i}} \text{：荷重} \\ PSF_i &= \frac{\mu_{x_i}}{u_i^*} \text{：強度} \end{aligned} \tag{2.25}$$

荷重と強度で定義が異なるのは，部分安全係数の値を 1 以上にするためである．なお，荷重側の部分安全係数を荷重係数，強度側の部分安全係数を強度係数と呼ぶこともある．部分安全係数による安全照査は以下の式によって行われる．

$$\frac{R_n}{\phi} \geq \sum_{i=1}^{N} \gamma_i L_i \qquad \phi\text{:強度係数，}\gamma_i\text{:荷重係数} \tag{2.26}$$

部分安全係数は信頼性指標 β に関係する量であるため，構造物が式 (2.26) を満たせば，構造物が信頼度 β を有することが保証される．従って LRFD 設計法では，従来の決定論的安全率とは異なり構造物の安全裕度を定量的に評価することが可能である．

2.4 設計点算出プログラム

本研究で使用した設計点算出プログラムのフローチャートを図 2.4 に示す．本プログラムでは，限界状態関数 g，限界状態関数の偏導関数 $\partial g/\partial x_i$，各確率変数 x_i の平均値 μ_i，標準偏差 σ_i，分布形状を入力する．入力された確率変数が正規分布でなければ式 (2.12)，式 (2.13) で示した正規裾野近似を行い，各確率変数を標準正規化する．次に，設計点の更新を式 (2.7) によって行い，信頼性指標 β を式 (2.5) によって計算する．正規裾野近似から信頼性指標 β の計算までがメインループであり，信頼性指標 β と限界状態関数 g が以下の条件を満たしたときに計算を終了する．

$$
\begin{aligned}
|\beta^{k+1} - \beta^k| &\leq \delta \\
|g(u^k)| &\leq \varepsilon
\end{aligned}
\tag{2.27}
$$

ただし，δ，ε は非常に小さな値である．

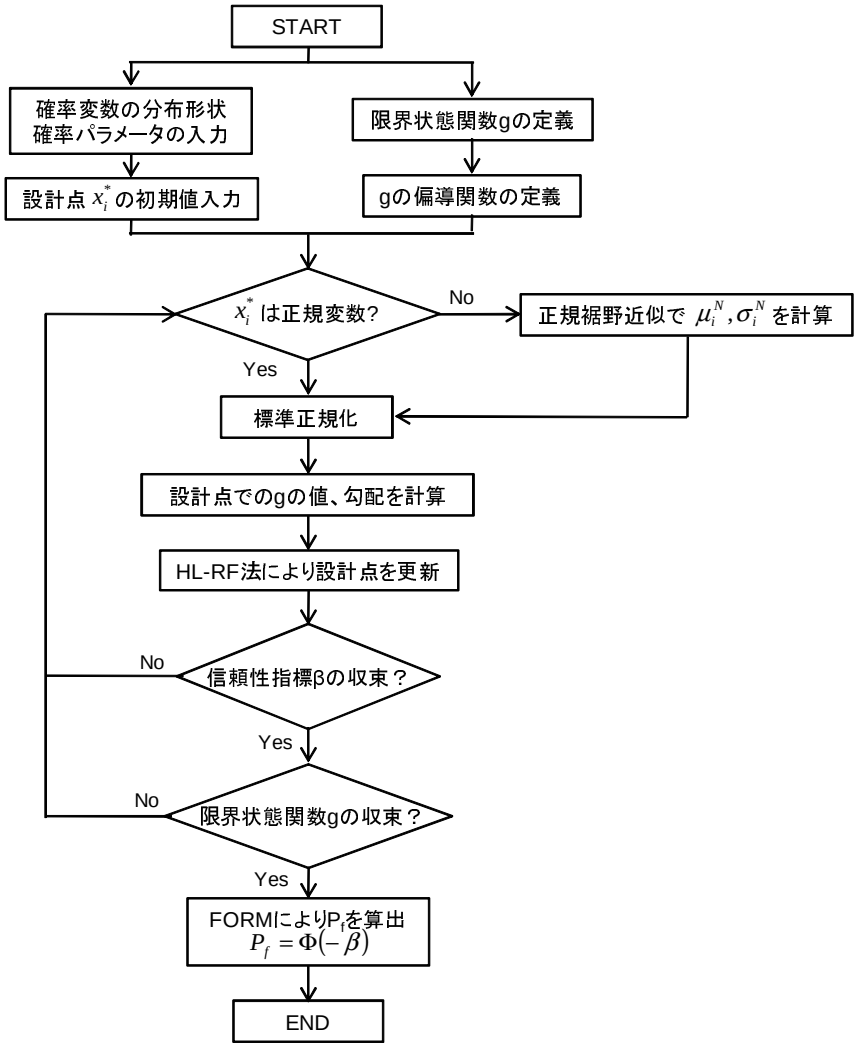

Fig. 2.4: Flowchart of design point calculating program

第3章　静的解析による配管エルボの安全裕度評価

本章では，エルボを持つ配管に静的な開口変位が入力された際の，塑性変形に対する安全裕度を定量的に評価する．有限要素法ソフトである ANSYS11.0 を用いてエルボを持つ配管モデルを作成し，配管の外径や板厚，配管に作用する内圧などの設計変数を確率パラメータとすることで，設計点 u^*，信頼性指標 β，部分安全係数を算出した．また，配管の外径や板厚，内圧を変化させた様々なケースに対して信頼性指標を算出することで，これらの設計パラメータが安全裕度に与える影響を考察する．

3.1　配管モデル

本研究で解析モデルとした配管モデルの形状を図 3.1 に示す．

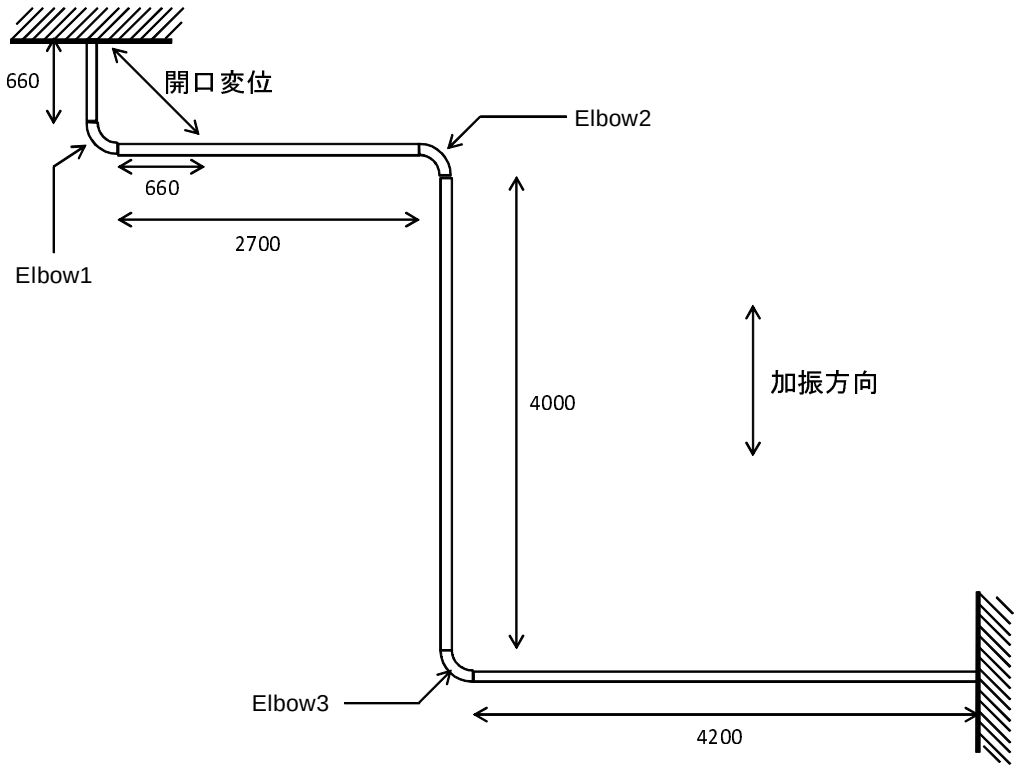

Fig. 3.1: Piping model

本モデルは平面配管系であり，図 3.1 は配管モデルを真上から見た様子を表している．配管系の形状は様々であり，配管の信頼性も配管の形状に依存するところが大きいが，今回は配管の代表的な形状として防災科学技術研究所で行われた実験のモデルを参考にしてモデリングした [9,10]．配管の材料は STPT370 鋼であり，温度は常温とした．なお，STPT370 鋼の降伏応力は 215MPa，ヤング率は 200GPa である．

配管系全体を図 3.1 で示される加振方向に加振した場合，一番高い応力が発生する部位はエルボ 1 である．従って本章ではエルボ 1 のみに注目し，エルボ 1 部に発生する開口変位と塑性変形に対する安全裕度の関係を求めた．

図 3.2 にエルボ 1 のみをシェル要素でモデリングしたモデルを示す．モデリングには 3 次元 8 節点構造シェルを用い，要素数は 1720，節点数は 5192 である．片方の端を全自由度拘束し，もう片方の端に強制変位を与えた．

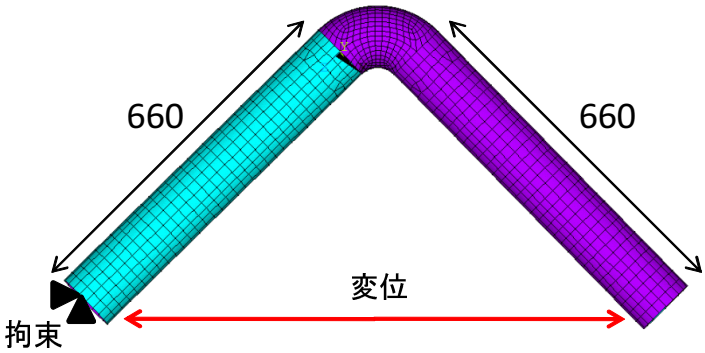

Fig. 3.2: Elbow's shell model

配管の設計パラメータの値を表 3.1 に示す．

Table 3.1: Design Parameters

外径 (mm)	76.3,114.3,139.8
板厚 (mm)	5.2,6.0,7.0
内圧 (MPa)	0,5,10
開口変位 (mm)	1〜2.5

また，エルボ部の曲率は JIS 規格 [11] に規定されている値とした．JIS 規格ではショートエルボとロングエルボと呼ばれる 2 種類の曲率が規定されており，曲率の値は各外径ごとに異なる値が与えられる．

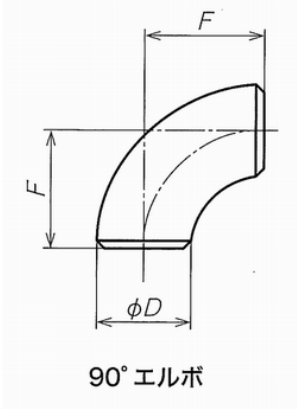

Fig. 3.3: Elbow(90 degrees)

図 3.3 における外径 (D) と曲率 (F) の関係を表 3.2 に示す

Table 3.2: Curvature of elbow

外径	ロングエルボ	ショートエルボ
76.3	95.3	63.5
114.3	152.4	101.6
139.8	190.5	127.0

3.2 限界状態関数の作成

第 2 章で示した通り，確率論的信頼性手法を適用するには限界状態関数を用いて破壊モードを定式化する必要がある．しかし，系が複雑になると限界状態関数を解析的に与えることが出来なくなってしまうという問題がある．例えば，棒の引張のような簡単な例では，棒の引張強さを σ_u，断面積を A，荷重を F とすると，限界状態関数は

$$g = \sigma_u - \frac{F}{A} \tag{3.1}$$

のように解析的に定義することが可能であるが，本章で対象としているエルボを持つ配管の塑性変形については，限界状態関数を解析的に与えることが不可能である．

この問題を解決するために，複雑な系に対しても応答曲面法を用いることで限界状態関数を数値的に与える手法が研究されてきた [12]．応答曲面法では，有限要素法を用いて複数個のサンプリング点での限界状態関数の値を計算し，それらを多項式でフィッティングすることで限界状態関数を近似的に与える．この手法を用いることで，複雑な系に対しても確率論的信頼性手法が適用可能となる

が，サンプリング点の選び方によって信頼性指標や破壊確率に違いが生じてしまうことが知られており [13]，この点に注意しなければならない．

ANSYS11.0 には応答曲面法の機能が搭載されており，本研究では Box-Behnken Matrix 法 [14] によってサンプリング点を求め，線形項と全ての 2 次項を持つ回帰モデルによって多項式近似を行い，近似的な限界状態関数を作成した．塑性変形に対する安全裕度を求めるにあたり，降伏応力 σ_y，配管モデル中に発生する最大応力 σ_{max} を用いて限界状態関数を以下のように定義する．

$$g = \sigma_y - \sigma_{max} \tag{3.2}$$

この手法によって求められた実際の限界状態関数は，以下のような形となる．

$$g = \sum_{i=1}^{N}\sum_{j=i}^{N} a_{ij}x_i x_j + \sum_{i=1}^{N} b_i x_i + c \tag{3.3}$$

ただし，R は限界状態に対応する値 (降伏応力など)，a_{ij}, b_i, c は回帰分析によって得られた定数である．

3.3 設計パラメータの違いが安全裕度に与える影響

3.3.1 外径の違いによる影響

本節では，外径の平均値の違いが安全裕度に与える影響について計算を行った．配管モデルの設計パラメータの平均値，COV，分布形状を表 3.3 に示す．ただし，COV(coefficient of variance) は標準偏差を平均値で割ったものである．エルボの曲率は，表 3.2 で示されるロングエルボの値を用いた．なお，内圧は作用させていない．

Table 3.3: Design parameters (Variable : Outer diameter)

変数名	平均値	COV	分布形状
外径 (mm)	76.3,114.3,139.8	0.05	正規分布
板厚 (mm)	6.0	0.05	正規分布
降伏応力 (MPa)	215	0.05	ワイブル分布
開口変位 (mm)	1〜2.5	0.1	正規分布

図 3.4 に開口変位と信頼性指標の関係を，図 3.5 に開口変位と破壊確率の関係を示す.

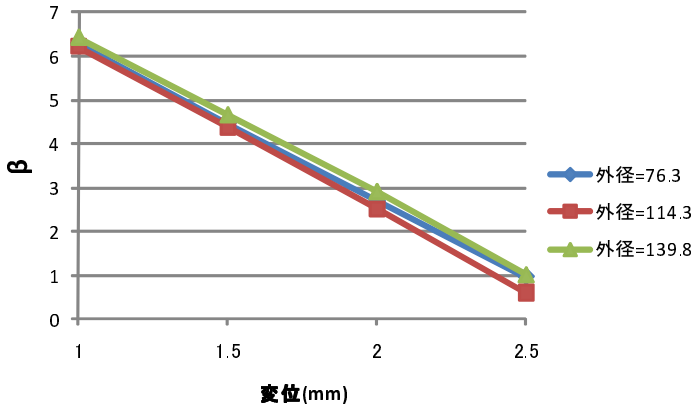

Fig. 3.4: Reliability index for different outer diameter

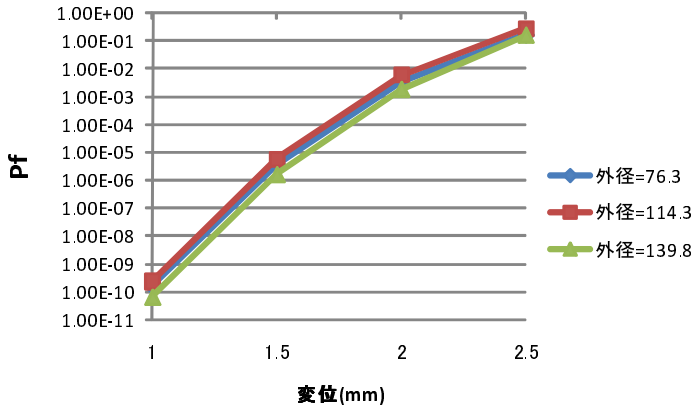

Fig. 3.5: Probability of failure for different diameter

外径 76.3mm，114.3mm，139.8mm の 3 種類のケースに対して計算を行ったが，外径の違いによって信頼性指標や破壊確率は殆ど変化せず，外径の違いが安全裕度に対して与える影響が小さいことが分かった.

次に，信頼性指標と部分安全係数の関係を示す．図 3.6 は外径が 76.3mm，図 3.7 は外径が 114.3mm，図 3.8 は外径が 139.8mm の配管に対する信頼性指標と部分安全係数の関係を示している．

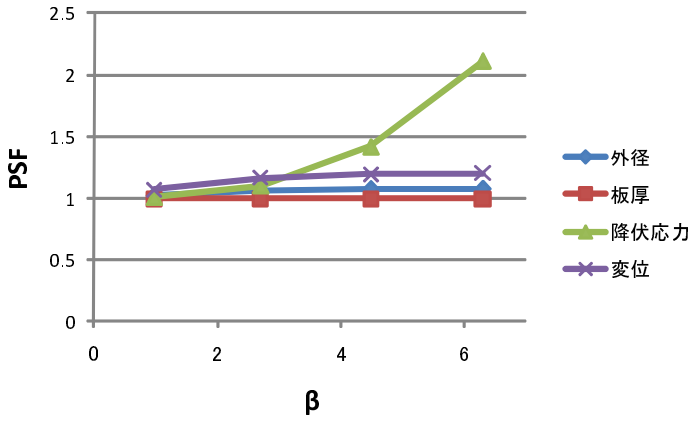

Fig. 3.6: Partial safert factor (Outer diameter : 76.3mm)

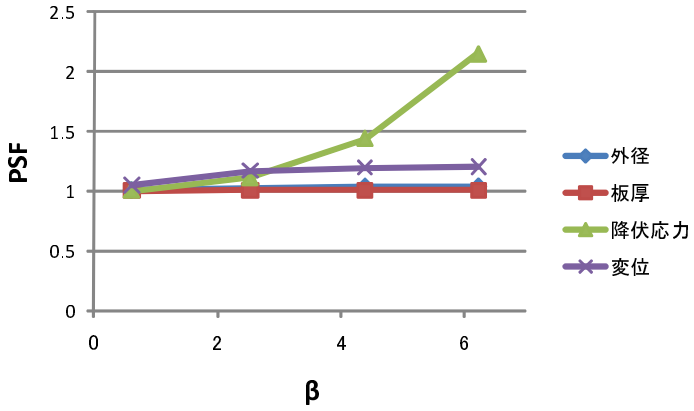

Fig. 3.7: Partial safert factor (Outer diameter : 114.3mm)

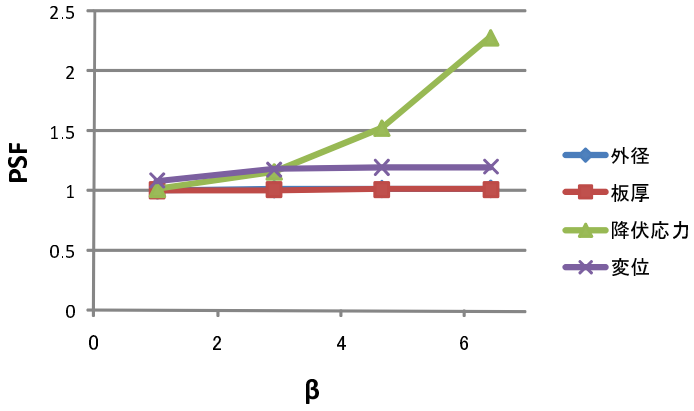

Fig. 3.8: Partial safert factor (Outer diameter : 139.8mm)

図 3.6，図 3.7，図 3.8 は，ある信頼性指標に対応する部分安全係数の値をグラフで示したものである．例えば図 3.6 において，$\beta = 6.0$ に対応する部分安全係数は，外径が 1.1，板厚が約 1.0，降伏応力が約 2.0，変位が約 1.2 となっている．

いずれの場合においても，信頼性指標と部分安全係数の関係を表すグラフの形状に違いはみられなかった．

3.3.2 板厚の違いによる影響

本節では，板厚の平均値の違いが安全裕度に与える影響について計算を行った．配管モデルの設計パラメータの平均値，COV，分布形状を表 3.4 に示す．エルボの曲率は，表 3.2 で示されるロングエルボの値を用いた．なお，内圧は作用させていない．

Table 3.4: Design parameters (Variable : Thickness)

変数名	平均値	COV	分布形状
外径 (mm)	76.3	0.05	正規分布
板厚 (mm)	5.2,6.0,7.0	0.05	正規分布
降伏応力 (MPa)	215	0.05	ワイブル分布
開口変位 (mm)	1〜2.5	0.1	正規分布

図 3.9 に開口変位と信頼性指標の関係を，図 3.10 に開口変位と破壊確率の関係を示す．

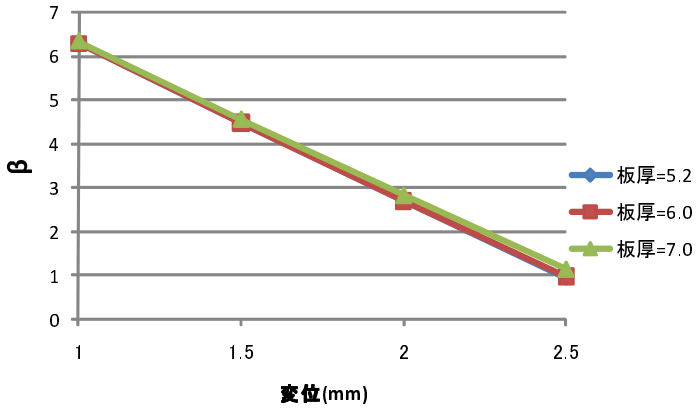

Fig. 3.9: Reliability index for different thickness

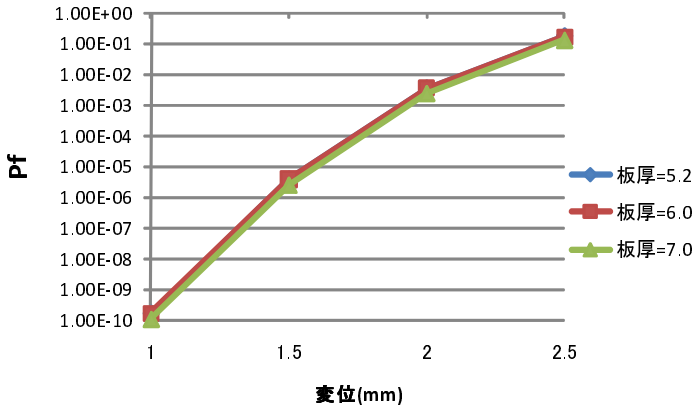

Fig. 3.10: Probability of failure for different thickness

板厚 5.2mm，6.0mm，7.0mm のいずれの場合においても信頼性指標や破壊確率の値に殆ど違いが見られず，板厚の違いが安全裕度に対して与える影響が小さいという結果になった．

次に，信頼性指標と部分安全係数の関係を示す．図 3.11 は板厚が 5.2mm，図 3.12 は板厚が 6.0mm，図 3.13 は板厚が 7.0mm の配管に対する信頼性指標と部分安全係数の関係を示している．

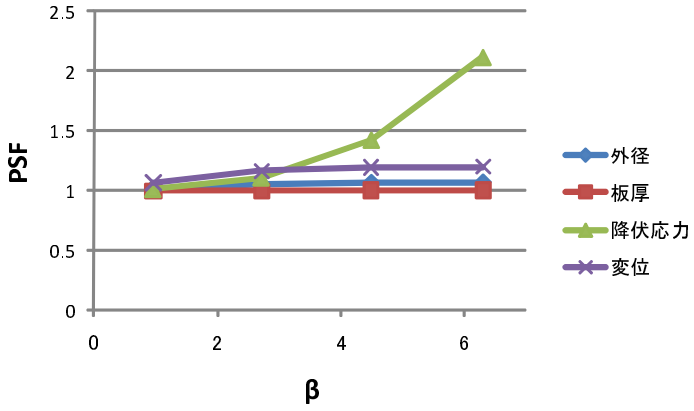

Fig. 3.11: Partial safert factor (Thickness : 5.2mm)

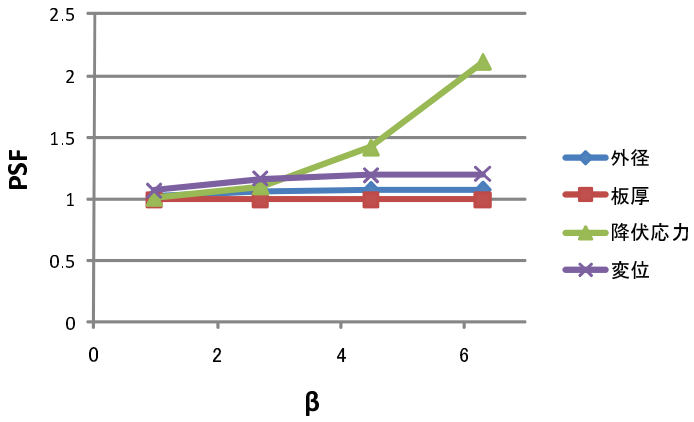

Fig. 3.12: Partial safert factor (Thickness : 6.0mm)

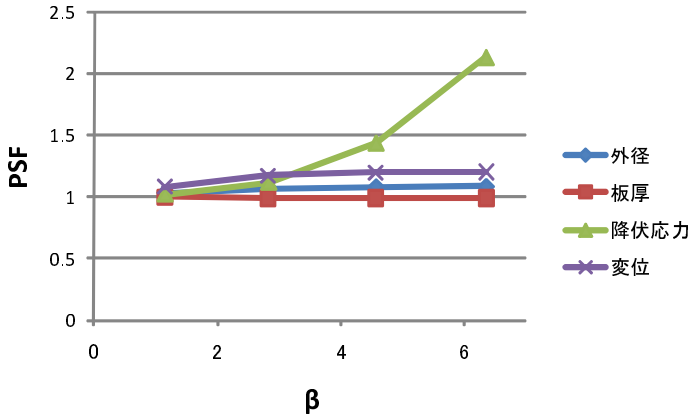

Fig. 3.13: Partial safert factor (Thickness : 7.0mm)

いずれの場合においても，信頼性指標と部分安全係数の関係を表すグラフの形状に違いはみられなかった．

3.3.3 内圧の違いによる影響

本節では，内圧の平均値の違いが安全裕度に与える影響について計算を行った．配管モデルの設計パラメータの平均値，COV，分布形状を表 3.5 に示す．エルボの曲率は，表 3.2 で示されるロングエルボの値を用いた．

Table 3.5: Design parameters (Variable : Pressure)

変数名	平均値	COV	分布形状
外径 (mm)	76.3	0.05	正規分布
板厚 (mm)	6.0	0.05	正規分布
内圧 (MPa)	0,5,10	0.05	正規分布
降伏応力 (MPa)	215	0.05	ワイブル分布
開口変位 (mm)	1〜2.5	0.1	正規分布

図 3.14 に開口変位と信頼性指標の関係を，図 3.15 に開口変位と破壊確率の関係を示す．

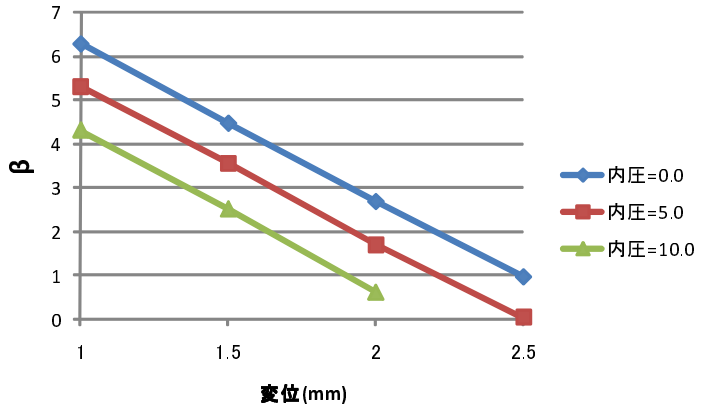

Fig. 3.14: Reliability index for different pressure

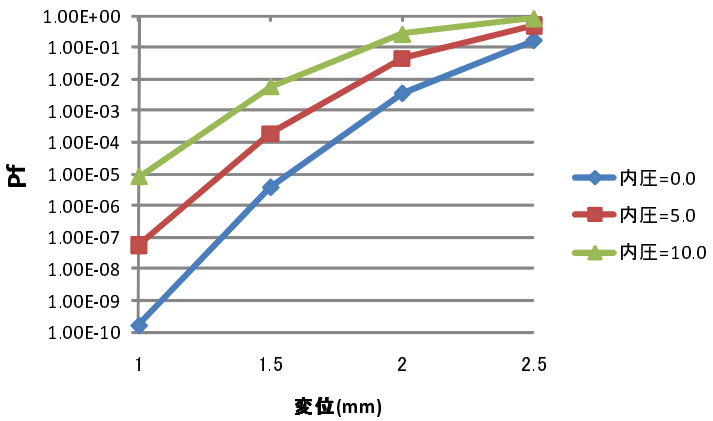

Fig. 3.15: Probability of failure for different pressure

外径や板厚と比較し，内圧の違いが配管の信頼性に大きな影響を与えるという結果になった．この傾向は，開口変位が小さい領域について特に顕著に表れている．従って，開口変位が小さい領域では内圧が破壊に対する支配的な要因であり，開口変位が大きい領域では開口変位が破壊に対する支配的な要因であると考えられる．

なお，図 3.14 において内圧=10MPa，開口変位=2.5mm の β の値をプロットしていないが，これは限界状態関数に対してモンテカルロシミュレーションを実行して求めた破壊確率が 0.5 を上回ったからである．本来，確率論的信頼性手法は破壊確率が小さな現象に対して用いるものであり，上記のような破壊確率が 0.5 を上回る場合については，式 (2.6) によれば β が負となるが，これは式 (2.5) による β の定義と矛盾する．

次に，信頼性指標と部分安全係数の関係を示す．図 3.16 は内圧が 0MPa，図 3.17 は内圧が 5MPa，図 3.18 は内圧が 10MPa の配管に対する信頼性指標と部分安全係数の関係を示している．

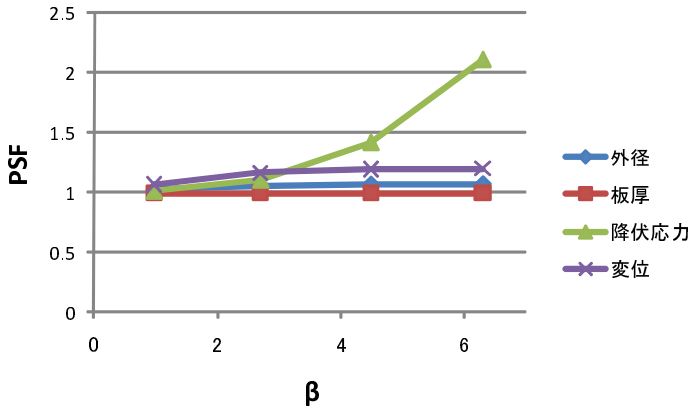

Fig. 3.16: Partial safert factor (Pressure : 0MPa)

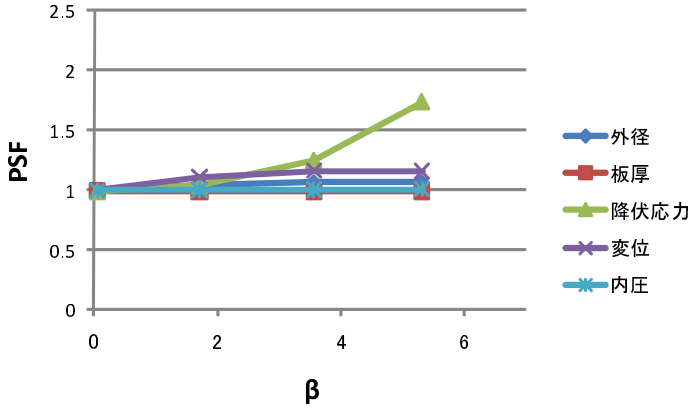

Fig. 3.17: Partial safert factor (Pressure : 5MPa)

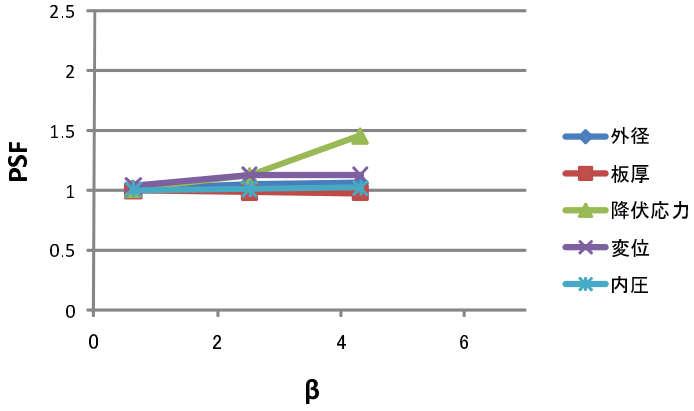

Fig. 3.18: Partial safert factor (Pressure : 10MPa)

図 3.16，図 3.17，図 3.18 を比較すると β の取りうる範囲こそ違うが，各設計変数のグラフの形状について着目すると，3 つの図でほぼ同じ形をしている．このことは，各設計変数のばらつきが安全裕度に対して与える影響の大きさは，内圧の大きさに関係が無いことを示している．例として，内圧が異なる場合の信頼性指標と降伏応力の部分安全係数の関係を図 3.19 に示す．

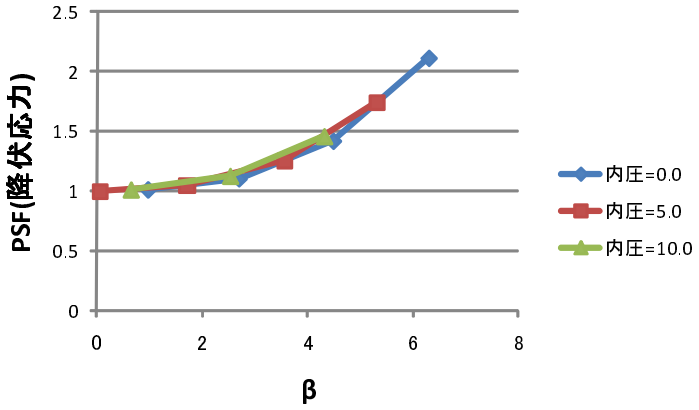

Fig. 3.19: Relationship between beta and PSF of yield stress (Variable : pressure)

3.3.4 曲率の違いによる影響

本節では，曲率の違いが安全裕度に与える影響について計算を行った．配管モデルの設計パラメータの平均値，COV，分布形状を表 3.6 に示す．曲率の値としては，表 3.2 に示すショートエルボ，ロングエルボ，曲率=2.0 ×外径の 3 種類を用いた．なお，内圧は作用させていない．

Table 3.6: Design parameters (Variable : Curvature)

変数名	平均値	COV	分布形状
外径 (mm)	76.3	0.05	正規分布
板厚 (mm)	6.0	0.05	正規分布
降伏応力 (MPa)	215	0.05	ワイブル分布
開口変位 (mm)	1〜2.5	0.1	正規分布

図 3.20 に開口変位と信頼性指標の関係を，図 3.21 に開口変位と破壊確率の関係を示す.

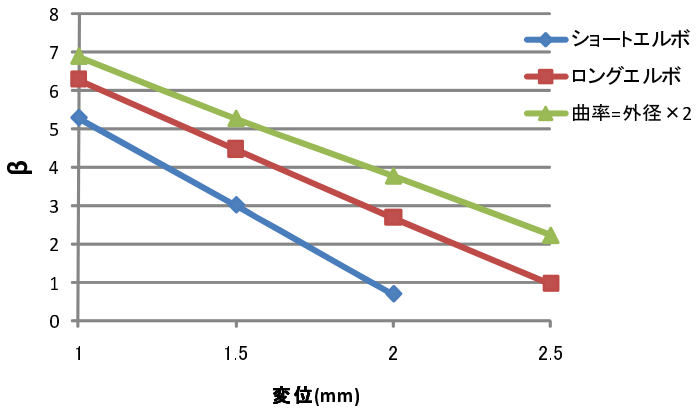

Fig. 3.20: Reliability index for different curvature

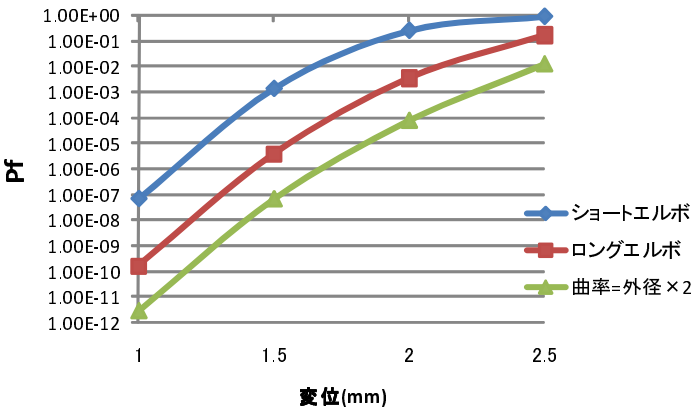

Fig. 3.21: Probability of failure for different curvature

内圧を変化させた時と同様，曲率の違いが配管の信頼性に大きな影響を与えるという結果になった．

次に，信頼性指標と部分安全係数の関係を示す．図 3.22 はショートエルボ，図 3.23 はロングエルボ，図 3.24 は曲率=2.0 ×外径の配管に対する信頼性指標と部分安全係数の関係を示している．

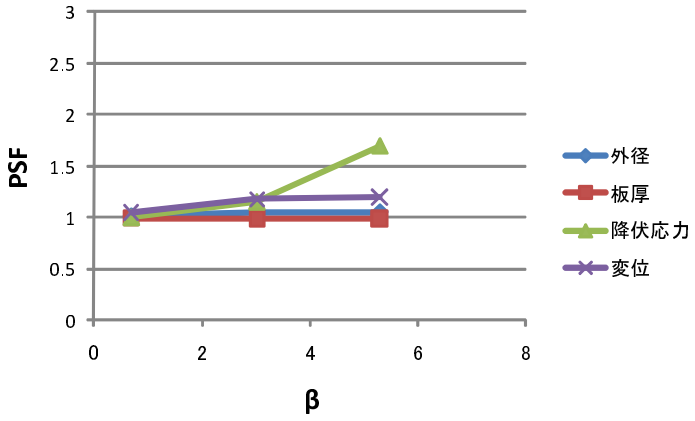

Fig. 3.22: Partial safert factor (Short elbow)

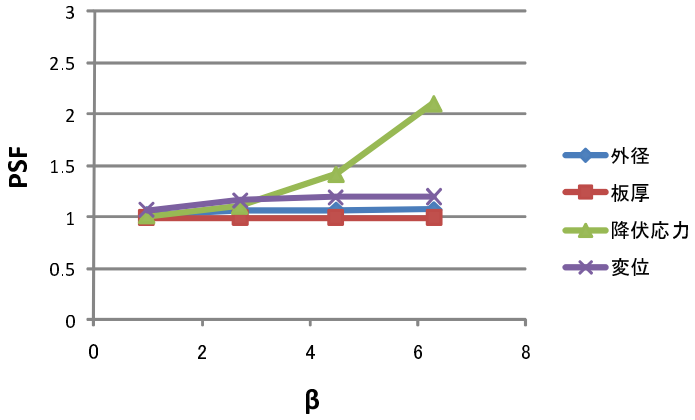

Fig. 3.23: Partial safert factor (Long elbow)

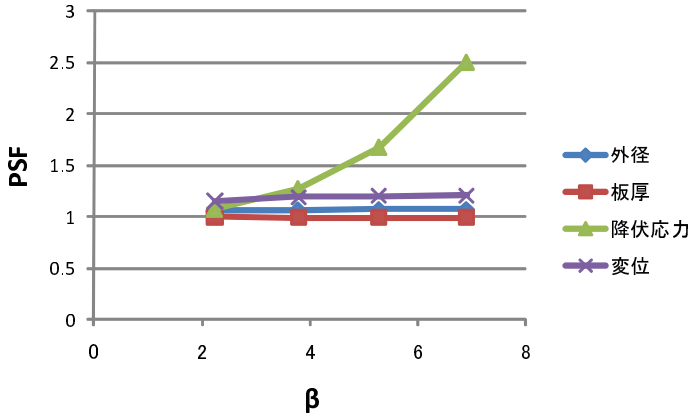

Fig. 3.24: Partial safert factor (Curvature=2×outer diameter)

内圧を変化させた時と同様，図 3.22，図 3.23，図 3.24 を比較すると β の取りうる範囲こそ違うが，各設計変数のグラフの形状について着目すると，3 つの図でほぼ同じ形をしている．例として，曲率が異なる場合の信頼性指標と降伏応力の部分安全係数の関係を図 3.25 に示す．

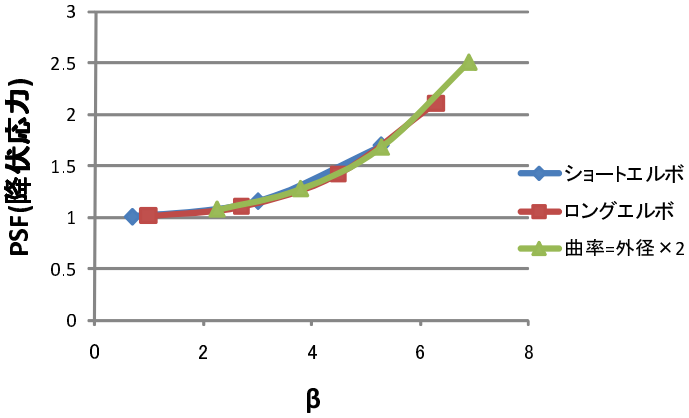

Fig. 3.25: Relationship between beta and PSF of yield stress (Variable : curvature)

3.3.5 結果のまとめ

各設計変数が配管系の安全裕度に与える影響について以下のことが分かった.

- 外径，板厚の大きさの違いは配管の安全裕度に対してほとんど影響を与えない
- 内圧，曲率の大きさの違いは配管の安全裕度に大きな影響を与える
- 降伏応力の部分安全係数の大きさは，β が大きくなるのに伴って大きくなる
- その他の設計変数の部分安全係数の大きさは，β の値によらずほぼ一定である．特に，外径，板厚，内圧に対する部分安全係数は，信頼性指標の値によらずほぼ 1.0 である

部分安全係数の大きさは，設計パラメータのばらつきが構造物の破壊に対して与える影響の大きさを示すものである．従って，降伏応力のばらつきが配管の安全裕度に対して大きな影響を与える一方，外径，板厚，内圧のばらつきは安全裕度に対してほとんど影響を与えないという性質を示している．また，部分安全係数が 1.0 であるという事は，そのパラメータのばらつきを無視してしまっても安全裕度にほとんど影響を与えないことを示している．内圧を例にあげると，内圧が作用する事自体は配管の信頼性に対して大きな影響を与えるが，内圧のばらつきは信頼性に対してほとんど影響を与えないという性質を持つ.

3.4 考察

3.4.1 各設計変数の大きさが安全裕度に与える影響の検討

外径の大きさが配管の安全裕度に対して影響を与えないという結果になったのは，JIS の設計規格が原因であると考えられる．表 3.2 で示したように，JIS 規格では曲率の大きさと外径の大きさが対応関係にある．各場合について，曲率を外径で割った値をまとめると以下のようになる.

Table 3.7: Ratio of curvature/outer diameter

外径	ロングエルボ	ショートエルボ
76.3	1.25	0.83
114.3	1.33	0.89
139.8	1.36	0.91

表 3.7 から分かるように，ショートエルボの場合は (曲率/外径) の値がほぼ 0.9 となっており，ロングエルボの場合は (曲率/外径) の値がほぼ 1.3 となっている．従って，ショートエルボ同士もしくはロングエルボ同士で見た場合，全ての配管はほぼ相似形になっていると考えることができ，その結果エルボ部の応力集中の度合いもほぼ同じになると考えられる．実際に，3.3.1 で用いたモデル (外

径 76.3mm，114.3mm，139.8mm，いずれもロングエルボ) に対し，開口変位 1mm を与えて静的解析を行った時の Mises 相当応力の分布を示す.

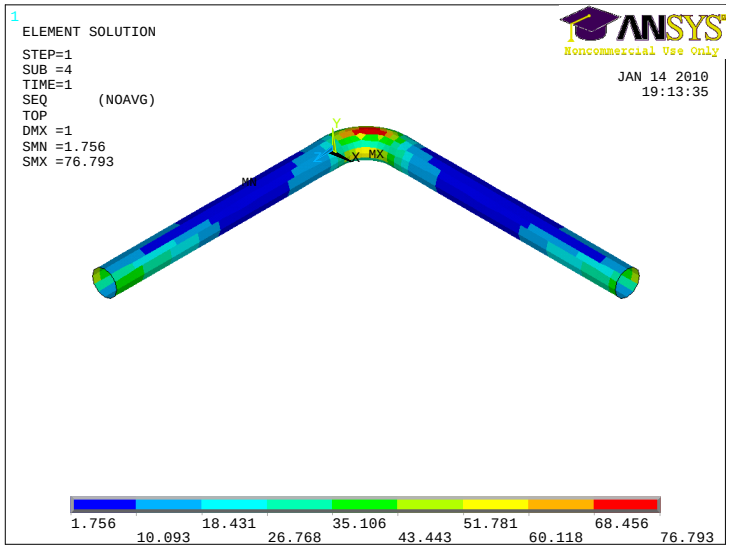

Fig. 3.26: Stress distribution (Outer diameter : 76.3mm)

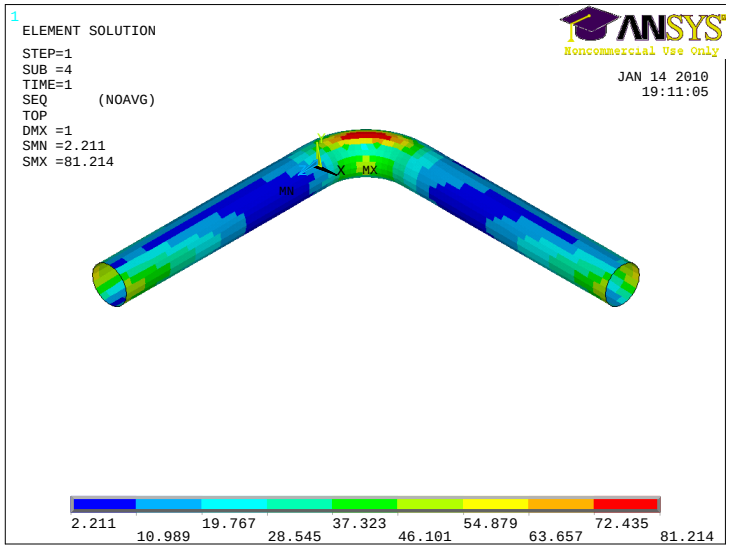

Fig. 3.27: Stress distribution (Outer diameter : 114.3mm)

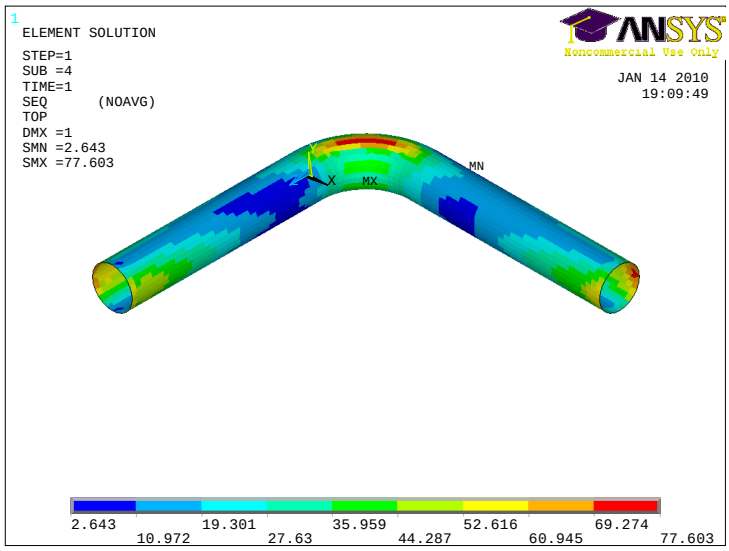

Fig. 3.28: Stress distribution (Outer diameter : 139.8mm)

外径が 76.3mm の場合の最大応力は 76.793MPa，114.3mm の場合は 81.214MPa，139.8mm の場合は 77.603MPa であり，いずれの場合も最大応力の値がほぼ等しいという結果になった．

参考として，曲率を 100mm で固定した場合の配管の信頼性を図 3.29，図 3.30 に示す．曲率以外の設計パラメータの値は表 3.3 に示す通りである．

外径が小さい配管の方が信頼性が高くなるという結果になったが，これは変位制御で解析を行っているからである．ある大きさの開口変位が与えられたとき，外径が小さい方が配管の曲げ剛性が小さいので，配管内部に発生する応力は小さくなり，その結果同じ大きさの開口変位を与えた場合は外径が小さいほど信頼性が高くなる．

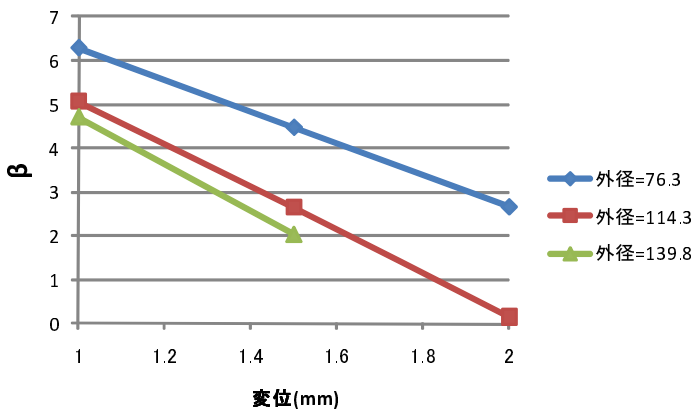

Fig. 3.29: Reliability index for different outer diameter (Curvature : 100mm)

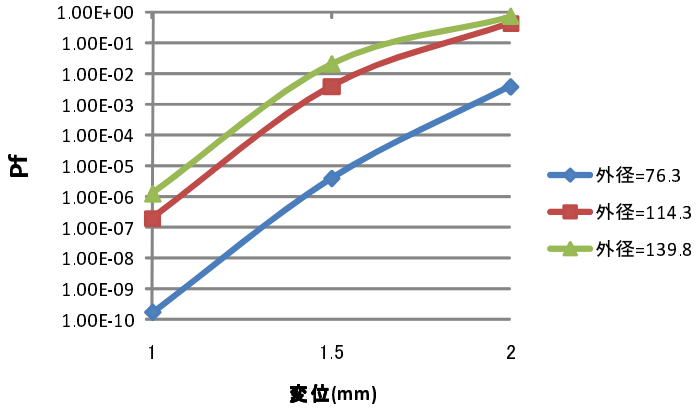

Fig. 3.30: Probability of failure for different outer diameter (Curvature : 100mm)

板厚が配管の安全裕度に対して影響を与えないのは，板厚が変化しても曲げ剛性にほとんど違いが生じないことが原因であると考えられる．配管のような中空円筒の断面二次モーメントは，外径を d_o，内径を d_i とすると以下の式で与えられる．

$$I = \frac{1}{64}\pi(d_o^4 - d_i^4) \tag{3.4}$$

本研究では外径と板厚をパラメータとしているので，式 (3.4) を外径と板厚で表すと

$$I = \frac{1}{64}\pi\{d_o^4 - (d_o - t)^4\} \tag{3.5}$$

となり，$t \ll d_o$ であるので $(1-x)^n \approx 1 - nx$ の近似を用いると，断面二次モーメントは以下の式で近似される．

$$I = \frac{\pi}{16}d_o^3 t \tag{3.6}$$

式 (3.6) によれば，板厚が外径に対して充分小さい場合は外径が 3 乗のオーダーで影響するのに対し，板厚は 1 乗のオーダーなので，板厚の影響が小さいことが分かる．実際に式 (3.4) に数値を代入して計算すると，板厚が 5.2mm の配管の断面二次モーメントは 4.09×10^{-7}，板厚が 6.0mm の断面二次モーメントは 4.65×10^{-7}，板厚が 7.0mm の断面二次モーメントは 5.32×10^{-7} であり，板厚が断面二次モーメントの大きさにほとんど影響を与えないという結果になった．曲げ剛性は，ヤング率 E と断面二次モーメント I を用いて EI で表されるので，板厚の違いによって曲げ剛性はほとんど変化しない事が分かる．

3.3.1 や 3.3.2 で行った解析では内圧を 0 としている．配管に内圧が作用していない場合，配管に発生する応力の大きさは配管の曲げ剛性と開口変位によって決定される．しかし，配管に内圧が作用す

る場合は，内圧によって以下の式で示される応力が発生する．

$$\sigma_1 = \frac{pr}{t} \text{：周方向}$$
$$\sigma_2 = \frac{pr}{2t} \text{：軸方向} \tag{3.7}$$

式 (3.7) によれば，配管の外径や板厚の違いによって配管内部に発生する応力が異なることになる．従って，3.3.1 や 3.3.2 では外径や板厚の大きさの違いによって安全裕度に違いが生じないという結果になったが，内圧が作用することで安全裕度に違いが生じることが予想される．そこで本項では，内圧を作用させて 3.3.1 や 3.3.2 と同等の解析を実行し，内圧が作用している場合に外径や板厚の大きさの違いが安全裕度に与える影響を評価した．

まず，板厚を 6.0mm に固定し，外径を 76.3mm,114.3mm と変化させた時の信頼性指標や破壊確率を求めた．内圧以外の各設計変数の平均値や COV は表 3.3 の通りである．内圧は，平均値が 10MPa, COV が 0.05 の正規分布とした．また，エルボの曲率はロングエルボである．

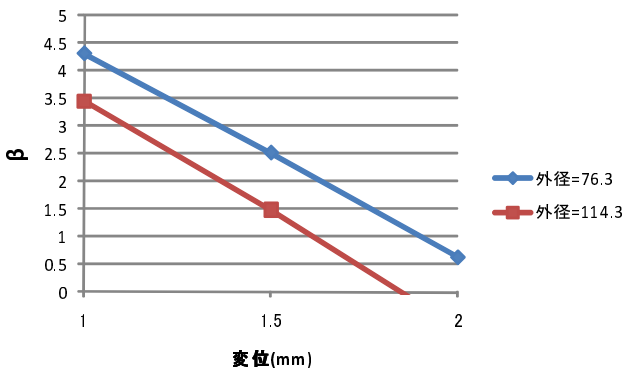

Fig. 3.31: Reliability index for different outer diameter (Pressure : 10MPa)

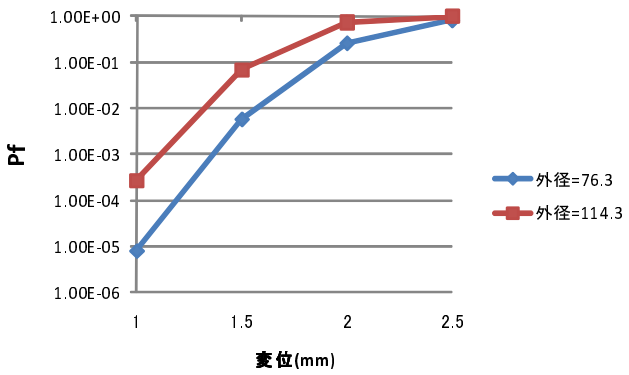

Fig. 3.32: Probability of failure for different outer diameter (Pressure : 10MPa)

次に，外径を 76.3mm に固定し，板厚を 5.2mm，6.0mm，7.0mm と変化させた時の信頼性指標や破壊確率を求めた．内圧以外の各設計変数の平均値や COV は表 3.4 の通りである．内圧は，平均値が 10MPa，COV が 0.05 の正規分布とした．また，エルボの曲率はロングエルボである．

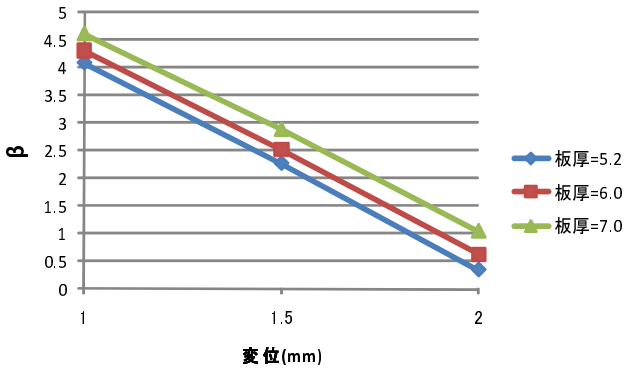

Fig. 3.33: Reliability index for different thickness (Pressure : 10MPa)

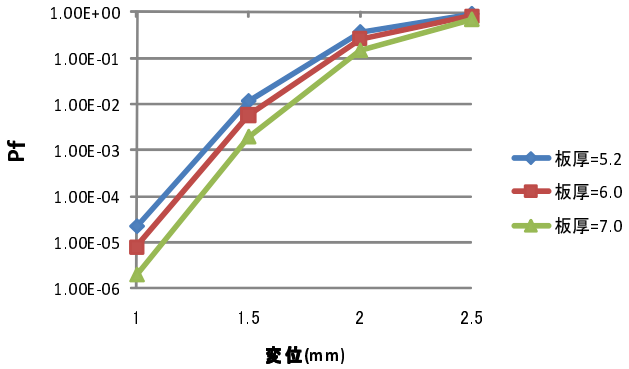

Fig. 3.34: Probability of failure for different thickness (Pressure : 10MPa)

3.3.1 や 3.3.2 の結果とは異なり，外径や板厚の違いが安全裕度に影響を与えるという結果になった．この傾向は，開口変位が小さな領域で特に顕著である．開口変位が小さな領域では，内圧によって発生する応力が全応力に対して支配的であり，開口変位が大きい領域では，強制変位によって発生する応力が支配的である．また，外径や板厚の大きさの違いは，式 (3.7) から分かるように内圧によって発生する応力値に対して影響を与えるが，強制変位によって発生する応力にはほとんど影響を与えない．従って，開口部分が小さな領域では外径や板厚の大きさの違いによって安全裕度に差が生じるが，変位が大きな領域では安全裕度に差が生じないと考えられる．

3.4.2 各設計変数のばらつきが安全裕度に与える影響の検討

本章で行った静的解析では，信頼性指標 β の大きさの変化に伴って降伏応力の部分安全係数が大きく変化し，その他の設計変数の部分安全係数は β の値によらずほぼ一定の値になるという結果になった．このような結果になった原因として，各設計変数の確率分布関数の形状が影響していると考えられる．

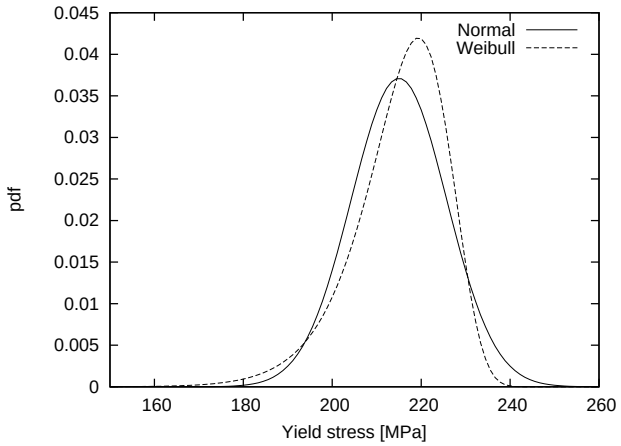

Fig. 3.35: Distribution profiles of normal distribution and Weibull distribution

降伏応力 (平均値 215，COV0.05) を例とし，正規分布とワイブル分布を仮定した場合の分布形状を図 3.35 に示す．ワイブル分布は最弱リンクモデルとも呼ばれ，材料の強度分布を表現するモデルとして用いられるが，正規分布と比較して左側の裾野が広いという特徴を持つ．このことは，正規分布と比較して平均値よりも小さな値をとりやすいことを示しているが，非常に小さな確率を取り扱う確率論的信頼性手法では，この性質が非常に重要となる．例えば，降伏応力が 182.75MPa(正規分布の 3σ 相当) となる確率は，ワイブル分布では 9.83×10^{-3} なのに対し正規分布では 1.35×10^{-3} である．また，降伏応力が 172MPa(正規分布の 4σ 相当) となる確率は，ワイブル分布では 2.16×10^{-3} なのに対し正規分布では 3.17×10^{-5} である．この様に，値が小さくなればなるほど両者の確率に大きな差が生じることが分かる．

本章で行った静的解析では，降伏応力のみワイブル分布とし，その他の設計変数は全て正規分布とした．降伏応力の設計点は平均値より小さな値となるが，上記の性質より降伏応力の値は他の設計変数より大きく変動しやすいので，降伏応力の部分安全係数のみ大きく変動すると考えられる．

その検証のため，降伏応力も正規分布として確率論的信頼性手法を適用した例を示す．配管のパラメータは，外径 76.3mm，板厚 6.0mm，内圧 10MPa，降伏応力 215MPa，開口変位 1mm である．COV は開口変位のみ 0.1 であり，その他は 0.05 である．

表 3.8 に結果を示す．全て正規分布と仮定すると，破壊確率は 2 オーダーほど小さくなり，部分安全係数の傾向も異なることが分かる．降伏応力のみワイブル分布とした場合は，降伏応力の部分安全係数が一番大きく，次に変位の部分安全係数が大きくなるという結果になったが，全て正規分布と仮

定すると変位の部分安全係数が一番大きくなった．

Table 3.8: Partial Safety Factors for different distribution type

	降伏応力のみワイブル分布	全て正規分布
破壊確率	8.00×10^{-6}	1.30×10^{-8}
外径 PSF	1.06	1.13
板厚 PSF	1.02	1.04
内圧 PSF	1.02	1.05
降伏応力 PSF	1.46	1.22
変位 PSF	1.13	1.30

3.4.3 モンテカルロシミュレーションによる結果の検証

設計点の探索は HL-RF 法によって行ったが，HL-RF 法では設計点と異なる点に解が収束してしまう可能性がある．また，求めた設計点に対して FORM を用いて破壊確率を求めているが，FORM は限界状態曲面を直線で近似する手法であるので，求まった破壊確率は実際の破壊確率と異なる可能性がある．そこで，限界状態関数に対してモンテカルロシミュレーションを行い，数値実験的に破壊確率を求めることで，正しい設計点が求められているか，FORM の近似によって破壊確率が大きく変わってしまっていないかを検証した．

モンテカルロシミュレーションのフローチャートを図 3.36 に示す．設計パラメータの平均値や標準偏差，限界状態関数などをあらかじめ入力しておき，(0,1) 区間の一様乱数 p を発生させる．p は確率分布関数 $F(x)$ の値に対応しており，$p = F(x)$ となる．この $F(x)$ の逆関数を用いることで，任意の確率分布に従う確率変数 x を一様乱数 p から得る．これを式で表すと以下のようになる．

$$x = F^{-1}(p) \tag{3.8}$$

本研究では，降伏応力の分布モデルとして Weibull 分布を用い，その他の分布モデルとして正規分布を用いているが，正規分布の逆関数は解析的に求められないので，正規分布の逆関数を計算するサブルーチンを別途用意するか，式 (3.9) に示すボックス・ミュラー法を用いて正規分布に従う確率変数を作成する．

$$\begin{aligned} x &= \sqrt{-2\ln\alpha}\sin(2\pi\beta) \quad \text{または} \\ x &= \sqrt{-2\ln\alpha}\cos(2\pi\beta) \end{aligned} \tag{3.9}$$

ただし，α，β は (0,1) 区間の一様乱数である．一方，Weibull 分布の逆関数は解析的に求めることができ，以下の式で与えられる．

$$F^{-1}(x) = \beta\{-\ln(1-x)\}^{\frac{1}{\alpha}} \tag{3.10}$$

ただし，α は形状母数，β は尺度母数である．

また，対象とする構造物の破壊確率が非常に小さいので，モンテカルロシミュレーションの試行回数が多くならざるを得ない．これに従って必要となる一様乱数 p の数も非常に多くなってしまうため，一様乱数を生成する際はその周期性に注意する必要がある．そこで，本研究では $2^{19937}-1$ という非常に長い周期をもつ擬似乱数生成手法であるメルセンヌ・ツイスタ法 [15] を用いて一様乱数を生成した．

上記の手法によって生成した確率変数を用いて限界状態関数の値を計算し，全試行回数 K に対して $g \leq 0$ となる回数を k とすると，破壊確率は以下のように計算される．

$$P_f = \frac{k}{K} \tag{3.11}$$

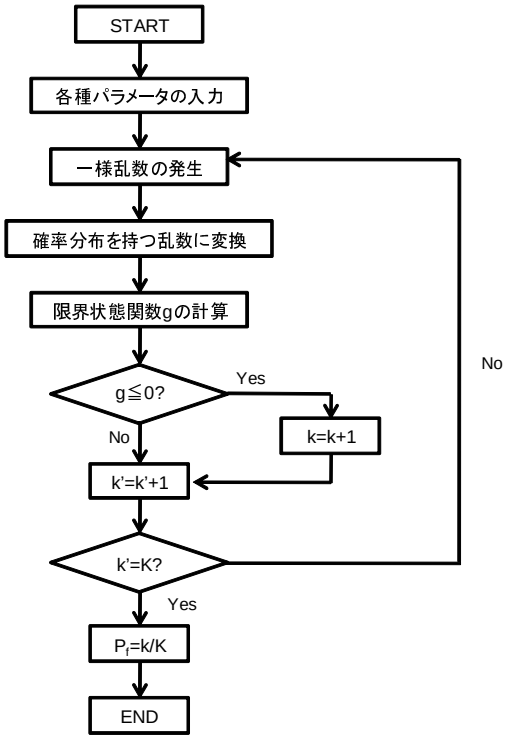

Fig. 3.36: Flowchart of Monte Carlo Simulation

モンテカルロシミュレーションと FORM によって算出した破壊確率の一例を図 3.37 に示す．図 3.37 は外径 76.3mm，板厚 6.0mm，内圧 5MPa の配管に対して 2.0mm の開口変位が発生した時の破壊確率を示したものである．試行回数 10^4 回あたりから解の収束がみられ，その値は 4.79×10^{-2} であった．3.3.3 で行った計算によると，FORM によって算出した破壊確率は 4.39×10^{-2} であり，若干の差はあるもののモンテカルロシミュレーションの結果とほぼ一致しており，HL-RF 法によって正しい設計点の値が求められていると考えられる．

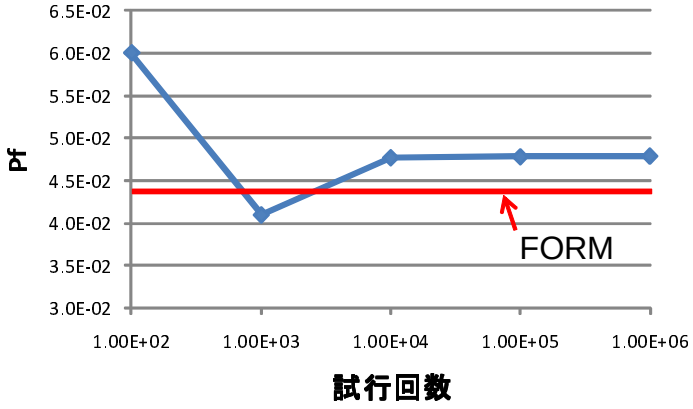

Fig. 3.37: Result of Monte Carlo Simulation

次に，外径，板厚，内圧は上記と同じ条件で，開口変位を 1mm から 2.5mm まで変化させた場合の結果を図 3.38 に示す．いずれの場合も FORM の結果とモンテカルロシミュレーションの結果にほとんど違いは見られず，HL-RF 法の結果が妥当であったことがいえる．

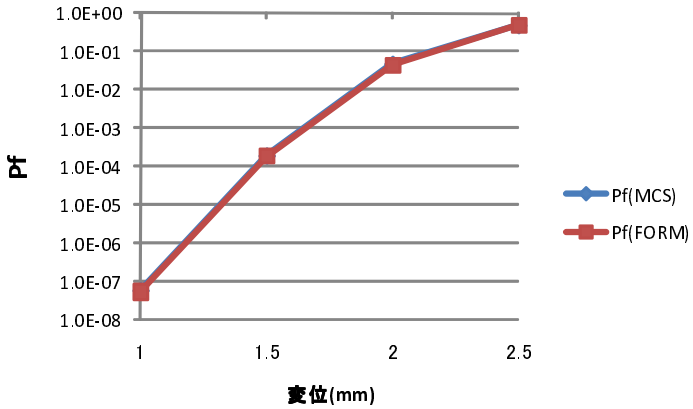

Fig. 3.38: Result of FORM and Monte Carlo Simulation

3.4.4 ASME 規格との比較

降伏応力の部分安全係数のみ値が大きく変化し，その他の部分安全係数がほぼ 1.0 であるという結果は，強度側にのみ安全率を掛ける従来の設計法の妥当性を示している．本章で行った解析結果を基に，実際の設計規格で定められている安全率に対する安全裕度を評価する．

ASME の規格では，許容引張応力を求める際に，設計引張り強さに対して設計裕度 3.5 を定めている．本研究で対象とした STPT370 鋼の設計引張り強さは 370MPa であるので，許容引張応力は

106MPa であり，降伏応力の部分安全係数に換算すると $215/106 = 2.02\cdots \approx 2.0$ となる．降伏応力以外の部分安全係数を 1.0 とし，降伏応力の部分安全係数の大きさのみで安全裕度を評価すると仮定した場合，図 3.19 や図 3.25 より，降伏応力の部分安全係数 2.0 に対応する β の値は約 6.0 になる．表 2.2 によれば，$\beta = 6.0$ に対応する確率は 10^{-9} であるので，ASME で規定されている安全率 3.5 を用いた場合に塑性変形が生じる確率は 10^{-9} となり，過剰裕度であることが分かる．

3.4.5 一次応力制限を満たす配管の塑性変形に対する安全裕度評価

原子力機器の設計規格では，機器に作用する圧力荷重および機械的荷重の負荷状態によって，供用状態 A から供用状態 D までの 4 種類の運転状態が規定されている．各供用状態の定義は以下の通りである [16].

- 「供用状態 A」とは，対象とする機器等がその主たる機能を満たすべき運転状態において設計仕様等で規定された圧力および機械的荷重が負荷された条件下にある状態をいう.
- 「供用状態 B」とは,「対象とする機器等が損傷を受けることなく，健全性を維持しなければならない」と設計仕様書等で規定された圧力および機械的荷重が負荷された条件下にある状態をいう.
- 「供用状態 C」とは,「対象とする機器等が構造不連続部等においては大変形を生じてもよい」と設計仕様書等で規定された圧力および機械的荷重が負荷された条件下にある状態をいう.
- 「供用状態 D」とは,「対象とする機器等が全断面にわたって大変形を生じてもよい」と設計仕様書等で規定された圧力および機械的荷重が負荷された条件下にある状態をいう.

上記 4 つの供用状態のうち供用状態 A，B については，一切の損傷が発生してはならないと規定されている．従って，配管に関しては「塑性変形が生じてはならない」と考えることができる．実際に，設計規格では供用状態 A，B における一次応力制限は以下のように表されており，降伏応力以下に抑えられている．

$$S_{prm} \leq 1.5S_m \tag{3.12}$$

上式における S_m とは設計応力強さを表し，STPT370 鋼の場合は 125MPa である．$1.5S_m = 187.5$MPa であり，これは STPT370 鋼の降伏応力 215MPa を下回っている．

もし，配管の寸法や材料の物性値に一切のばらつきが無いならば，配管に発生する最大応力が $1.5S_m$ 以下になると想定された条件下では，供用状態 A，B において塑性変形を生じない．しかし，実際には配管の寸法や材料の物性値といったパラメータはばらつきを持ち，これらの組み合わせによっては，配管に発生する一次応力の最大値が $1.5S_m$ 以下になると想定された場合であっても，供用状態 A，B において塑性変形を生じる可能性がある．

そこで本節では，確率論的信頼性手法を用い，パラメータのばらつきが無ければ最大応力が $1.5S_m$ となる場合で，パラメータのばらつきによって降伏応力を超えてしまう確率を求めた．

スケジュール 40 の配管

実際の配管設計においては，外径や板厚の値を設計者が任意に設定することは稀であり，ほとんどの場合は「スケジュール」とよばれる方式に従って配管の寸法を決定する．この方式では，外径の値と板厚の値が一組になって与えられており，本節で計算を行ったスケジュール 40 の配管では以下のようになっている．

Table 3.9: Outer diameter and thickness for Sch40 pipe

外径 (mm)	板厚 (mm)
76.3	5.2
114.3	6.0

外径，板厚が上記の値のエルボを持つ配管に対し，内圧，開口変位を与えて $1.5S_m(= 187.5\text{MPa})$ の最大応力が発生するようにした．その時の各設計パラメータの値を表 3.10 示す．

Table 3.10: Parameters for max stress $1.5Sm$ (Sch : 40)

No.	外径 (mm)	板厚 (mm)	内圧 (MPa)	開口変位 (mm)
1	76.3	5.2	0	2.45
2	76.3	5.2	5	2.09
3	76.3	5.2	10	1.72
4	114.3	6.0	0	2.31
5	114.3	6.0	5	1.91
6	114.3	6.0	10	1.47

例えば，No.3 では供用状態 A，B において 1.72mm までの開口変位が許容されることになる．

各設計パラメータの平均値を表 3.10 の値とし，ばらつきを考慮した場合に塑性変形が生じる確率を計算した．各パラメータの分布形状はと COV は表 3.11 の通りである．なお，降伏応力の平均値は 215MPa である．

Table 3.11: Distribution type and COV

	COV	分布形状
外径	0.05	正規分布
板厚	0.05	正規分布
内圧	0.05	正規分布
開口変位	0.1	正規分布
降伏応力	0.05	ワイブル分布

これらの条件のもと計算を行い，求めた破壊確率を図 3.39 に示す．図 3.39 によれば，全パラメータが平均値をとった時に配管に発生する最大応力が $1.5Sm$(=187.5MPa) であっても，パラメータのばらつきを考慮すると約 10% の確率で降伏応力 (=215MPa) に達するという結果になった．

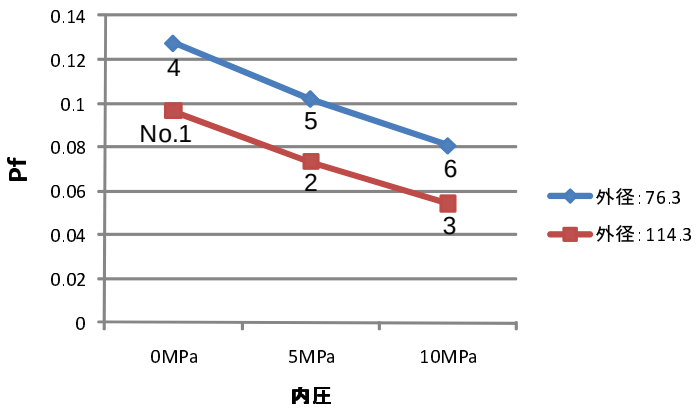

Fig. 3.39: Probability of failure (Sch : 40)

スケジュール 80 の配管

スケジュール 80 の配管に対しても同様の計算を行った．スケジュール 80 の配管の寸法は以下の通りである．

Table 3.12: Outer diameter and thickness for Sch80 pipe

外径 (mm)	板厚 (mm)
76.3	7.0
114.3	8.6

外径，板厚が上記の値のエルボを持つ配管に対し，内圧，開口変位を与えて $1.5S_m(= 187.5\text{MPa})$ の最大応力が発生するようにした．その時の各設計パラメータの値を表 3.13 示す．

Table 3.13: Parameters for max stress $1.5S_m$ (Sch : 80)

No.	外径 (mm)	板厚 (mm)	内圧 (MPa)	開口変位 (mm)
1	76.3	7.0	0	2.53
2	76.3	7.0	5	2.23
3	76.3	7.0	10	1.93
4	114.3	8.6	0	2.25
5	114.3	8.6	5	1.96
6	114.3	8.6	10	1.65

これらの条件のもと計算を行い，求めた破壊確率を図 3.40 に示す．なお，各パラメータの COV，分布形状については表 3.11 と同じである．

スケジュール 80 の配管についても，スケジュール 40 の配管と同様，最大応力が $1.5S_m$ となる状況下においてもパラメータのばらつきを考慮すると約 10% の確率で降伏応力 (=215MPa) に達するという結果になった．

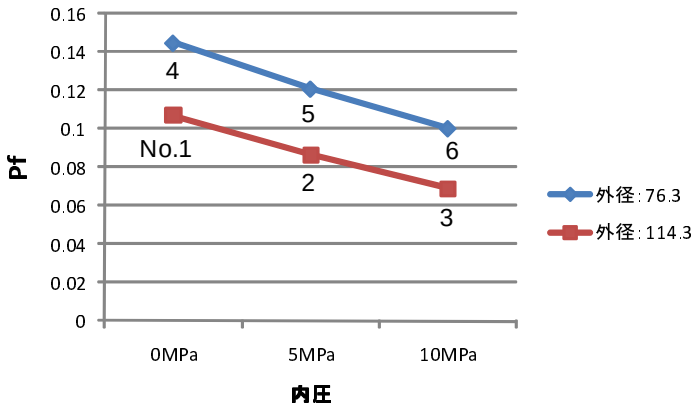

Fig. 3.40: Probability of failure (Sch : 80)

結果のまとめ

供用状態 A，B で規定されている一次応力制限 $1.5S_m$ を満たすと想定されている状態であっても，設計パラメータのばらつきを考慮した場合，これらのばらつきによって 10% 前後の確率で塑性変形

が生じるという結果になった．また，スケジュール，外径，内圧の違いによる破壊確率の違いについては次のようになった．

- 同じスケジュール，内圧の配管同士で比較した場合，外径が小さい方が破壊確率が大きい
- 同じ外径，内圧の配管同士で比較した場合，スケジュールが大きい方が破壊確率が大きい
- 同じスケジュール，外径の配管同士で比較した場合，内圧が小さい方が破壊確率が大きい

3.5 結言

本章では，配管の外径や板厚，配管に作用する内圧をパラメータとし，配管のエルボ部に開口変位が加わった際の塑性変形に対する安全裕度を定量的に評価した．以下に，得られた知見を示す

- 内圧，曲率の大きさの違いは，安全裕度に対して大きな影響を与えるという結果になった．また，外径，板厚の大きさの違いが安全裕度に対して与える影響は，内圧に依存することが分かった．内圧が 0 の時は，外径，板厚の大きさの違いは安全裕度に対して殆ど影響を与えない．しかし，内圧が作用すると，特に開口変位が小さい領域で外径，板厚の大きさによって安全裕度に差が生じるという結果になった．
- 降伏応力の部分安全係数の大きさは，信頼性指標 β が大きくなるのに伴って大きくなり，その他の設計変数の部分安全係数の大きさは，信頼性指標の値によらずほぼ一定である．特に，外径，板厚，内圧の部分安全係数はほぼ 1.0 であり，変位の部分安全係数も約 1.2 である．部分安全係数の大きさは，設計変数のばらつきが安全裕度に与える影響の大きさと相関関係にあるため，降伏応力のばらつきが安全裕度に一番大きな影響を与えることが分かる．また，このことは強度側のみに部分安全係数を掛ける従来の設計法が妥当であったことを示している．

第4章　地震荷重を受ける配管の安全裕度評価

本章では，地震荷重を受ける配管系の安全裕度を定量的に評価する．地震荷重については，大崎スペクトルを満たす模擬地震動とし，この加速度時刻歴を配管系の入力加速度とした．地震荷重を受ける配管系において最大応力が発生するのはエルボ部分である．そこで本章では，限界状態関数を用いた確率論的信頼性手法を配管系のエルボ部に適用し，安全裕度の定量的評価を行う．

4.1　地震応答スペクトル

4.1.1　概念

構造物に地震動が加わった際の応答は，時刻 t，系の固有周期 T，減衰定数 h の関数として表すことができ，時刻 t と共に時々刻々に変わる．構造物の設計という立場からは，応答の時間的な変化より，地震動に対する速度応答や加速度応答が最大どんな値になるか，あるいは最大の応答変位はどのくらいか，などといったことに関心がある．いま，減衰定数 h，固有周期 T を持つ 1 質点減衰系に，ある地震動が作用した際の最大変位応答，最大速度応答，最大加速度応答をそれぞれ S_d，S_v，S_a とすれば，これらは減衰定数と固有周期の関数として表される．これらの関数 $S_d(h,T)$，$S_v(h,T)$，$S_a(h,T)$ を，減衰定数 h をパラメータとして，固有周期 T に対して描いた図を，それぞれ変位応答スペクトル，速度応答スペクトル，加速度応答スペクトルと呼び，これらを総称して地震応答スペクトル (earthquake response spectrum) あるいは応答スペクトル (response spectrum) と呼ぶ [17,18].

その概念を図 4.1 を用いて説明する．減衰定数が h で共通であり，固有周期が T_1 と T_2 の振り子に対して，地盤に加速度を入力する．それぞれの振り子に対して応答加速度の時刻歴を求め，最大加速度応答値を S_1，S_2 とする．図 4.1 の例では，固有周期が異なる 2 つの振り子について示しているが，同様の操作を様々な固有周期の振り子に対して行えば，固有周期と最大加速度応答の関係を求めることが出来る．この結果をもとに，固有周期と最大加速度応答の関係をプロットして求められた曲線が応答スペクトルとなる．さらに，減衰定数を変化させることで，様々な減衰定数に対する曲線群を得ることが出来る．

この例では加速度応答スペクトルを求めているが，速度時刻歴を求めてプロットすれば速度応答スペクトルとなり，変位時刻歴を求めれば変位応答スペクトルとなる．

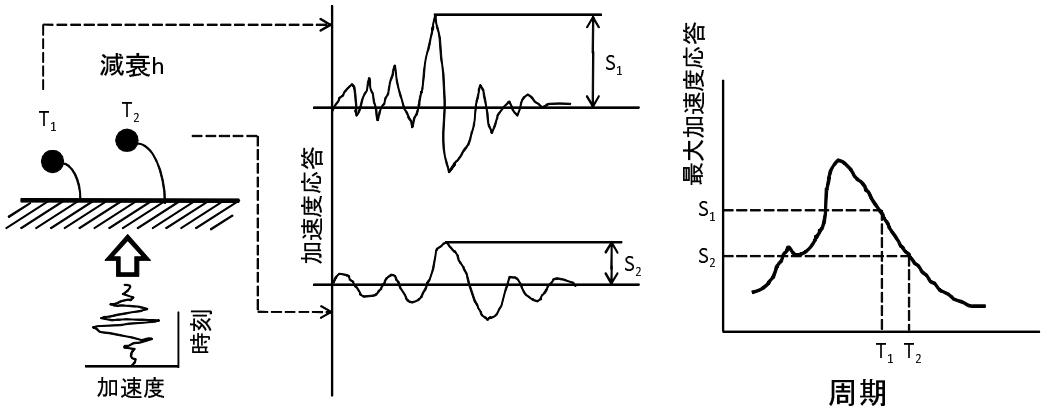

Fig. 4.1: Idea of earthquake response spectrum

4.1.2 大崎スペクトル

大崎スペクトル (Ohsaki's spectrum) は，過去の多数の加速度記録をもとに算出した，減衰定数 5% の速度応答スペクトルの平均的な形状を与えるものであり，耐震設計に良く用いられるスペクトルである．そのスペクトル形状はマグニチュード M と震央距離 R に応じて与えられ，基盤上の地震動の周波数特性を表す．

大崎スペクトルは，図 4.2 に示したように，コントロール・ポイントと呼ばれる座標平面上の 5 点 A，B，C，D，E の位置を与え，2 曲線 AB，BC と 2 直線 CD，DE によってスペクトルの形状が決定される．

表 4.1 に，最大地動速度を 10kine とした時の，近距離地震に分類される大崎スペクトルのコントロール・ポイントの座標を示す．表中の M は地震のマグニチュードを表し，R は震央距離を意味する．また，コントロール・ポイントの値 T_k の単位は kine(=cm/s) である．

Table 4.1: Control points for Ohsaki's spectrum

地震動特性		A		B		C		D		E	
M	R(km)	T_A	S_A	T_B	S_B	T_C	S_C	T_D	S_D	T_E	S_E
6.0	5.0	0.02	1.22	0.10	15	0.14	21	0.80	21	2.0	9
7.0	10.0	0.02	0.52	0.20	12	0.40	25	1.20	25	2.0	20
8.0	25.0	0.02	0.28	0.35	4	0.60	30	1.50	30	2.0	28

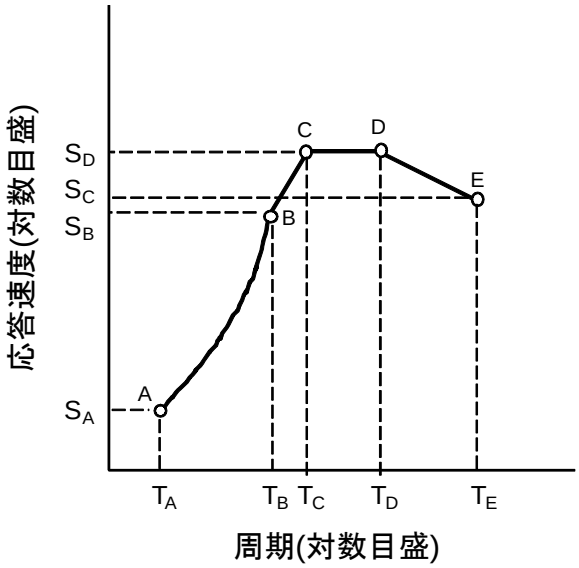

Fig. 4.2: Shape of Ohsaki's spectrum

4.2 模擬地震動の作成

本節では，大崎スペクトルに従う模擬地震動の作成手法について説明する．なお，詳細は「新・地震動のスペクトル解析入門」(大崎順彦著，鹿島出版会) に掲載されているので，本節ではその概要のみを示す．

模擬地震動の加速度履歴 $x_m(m = 1, 2, \ldots, N)$ は，以下の式で表されるフーリエ逆変換によって作成する．

$$x_m = \sum_{k=0}^{N-1} C_k e^{i(2\pi km/N)} \tag{4.1}$$

C_k は複素フーリエ係数であり，フーリエ振幅スペクトル F_k，地震動の継続時間 T_d を用い，以下の式で計算される．

$$C_k = \frac{F_k}{T_d}(\cos\phi_k + i\sin\phi_k) \tag{4.2}$$

従って，地震動の持つべき性質から F_k，T_d，ϕ_k を求めれば，模擬地震動を作成できることになる．

図 4.3 に模擬地震動作成のフローチャートを示す．位相角 ϕ_k，地震動の継続時間 T_d については 1 回の計算で求めることが可能であるが，フーリエ振幅スペクトルについては，目標となる大崎スペクトルとの誤差が一定以下になるまで繰り返し計算を行う．

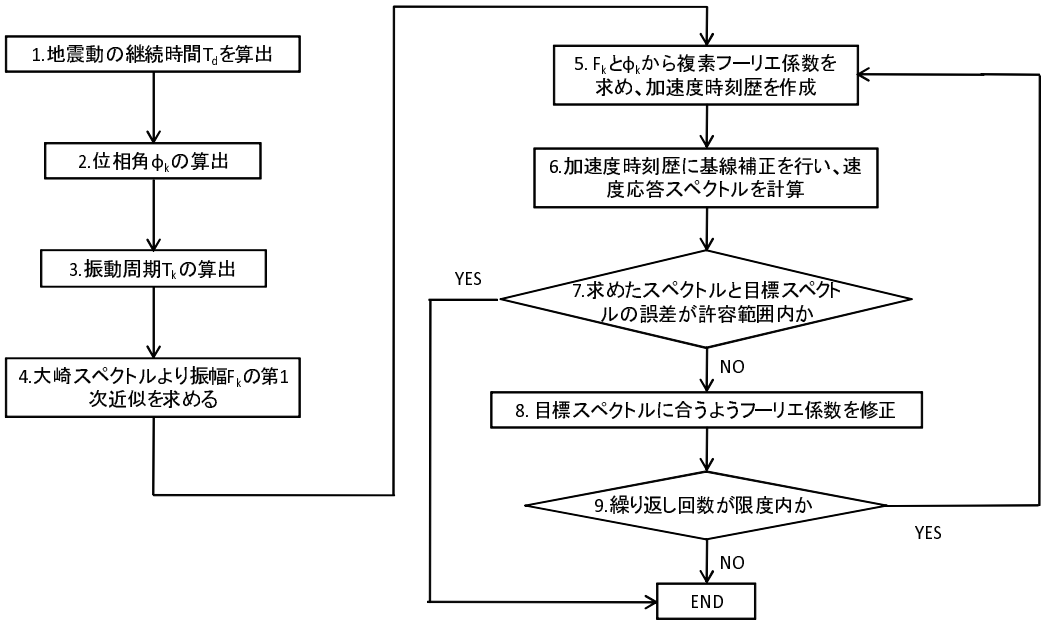

Fig. 4.3: Flowchart of seismic wave formation

手順 1 の詳細

地震動の継続時間 T_d は，久保田式と呼ばれる式によりマグニチュード M の関数として表される．

$$T_d = 10^{0.31M} - 0.774 \tag{4.3}$$

上式によって求められた継続時間を用い，地震動の包絡曲線 $E(t)$ を以下のように定める．

$$\begin{aligned} 0 \le t \le T_b &: E(t) = (t/T_b)^2 \\ T_b \le t \le T_c &: E(t) = 1 \\ T_c \le t \le T_d &: E(t) = e^{-a(t-T_c)} \end{aligned} \tag{4.4}$$

ただし，

$$\begin{aligned} T_b &= [0.12 - 0.04(M-7)]T_d \\ T_c &= [0.50 - 0.04(M-7)]T_d \\ a &= -\ln\{0.1(T_d - T_c)\} \end{aligned} \tag{4.5}$$

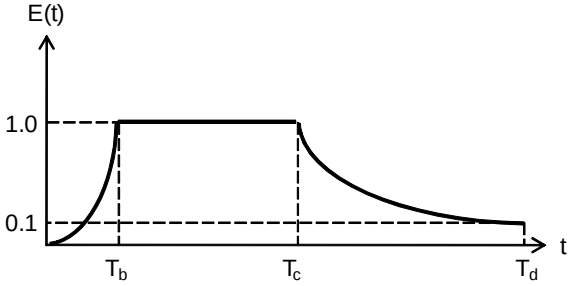

Fig. 4.4: Envelope curve of seismic wave

手順 2 の詳細

フーリエ係数 C_k の位相角 ϕ_k は，0〜2π 間の一様乱数として与える．

手順 3 の詳細

手順 1 で求めた継続時間 T_d を用い，応答スペクトルを計算する地震動の周期 T_k を計算する．

$$T_k = \frac{T_d}{k} \qquad (k = 2, 3, \dots) \tag{4.6}$$

ただし，大崎スペクトルは周期 0.02 秒から 2 秒の範囲内で定義されるものなので，この範囲内の T_k のみを用いる．この操作によって求めた T_k に対し，手順 6 で速度応答スペクトルの値を計算する．

手順 4，5 の詳細

手順 4 では，第 1 回目の加速度時刻歴を求めるにあたり必要となる F_k の初期値を与える．加速度時刻歴のフーリエ振幅スペクトルと非減衰速度応答スペクトルとは，近似的に等しいとみなせる．そこで，F_k の初期値として非減衰の大崎スペクトルの値を用いる．

$$F_k = (S_v)_k^{h=0} \tag{4.7}$$

手順 5 では，手順 4 で求めたフーリエ振幅スペクトルの初期値を用い，式 (4.1)，式 (4.2) によって加速度時刻歴を作成する．

手順 6 の詳細

手順 5 によって作成した加速度時刻歴を積分して速度の時刻歴を求めると，最終速度が 0 にならないことがある．これでは模擬地震動として適切では無いので，最終速度が 0 となるように加速度の基線 (加速度と時刻のグラフにおいて加速度=0 となる線) を修正する．

この操作によって加速度時刻歴データの値が変化するので，新しい加速度時刻歴データに対してフーリエ変換を行い，フーリエ振幅スペクトル F_k を再度計算する．また，補正後の速度時刻歴データに対して速度応答スペクトル $(S_v)_k$ を計算する．

手順 7，8 の詳細

手順 6 により求めた速度応答スペクトル $(S_v)_k$ の値と，目標となる減衰定数 5% の大崎スペクトルの値 $(S_v)_k^{h=0.05}$ の比率 r_k を次式で定義する．

$$r_k = \frac{(S_v)_k^{h=0.05}}{(S_v)_k} \tag{4.8}$$

r_k を用いて目標スペクトルとの誤差を以下のように計算する．

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{\sum_{k=k_{min}}^{k_{max}} (1 - r_k)^2}{k_{max} - k_{min} + 1}} \tag{4.9}$$

ただし，k_{min}，k_{max} は，手順 3 で求めた周期 T_k の最大値と最小値に対応する k の値である．

式 (4.9) で求めた ε がある一定以下の値になったら計算を打ち切り，そうでなかったら $r_k F_k$ を新しい F_k として再び手順 5 から計算をやり直す．

模擬地震動の作成例

以上の手順により作成した模擬地震動の例を示す．図 4.5 は，マグニチュード 7.3，震央距離 25.0km の模擬地震動の加速度時刻歴であり，図 4.6 は図 4.5 で表される模擬地震動の速度応答スペクトルである．図 4.6 により，目標スペクトルに近いスペクトル形状を持つ模擬地震動が作成出来ていることが分かる．

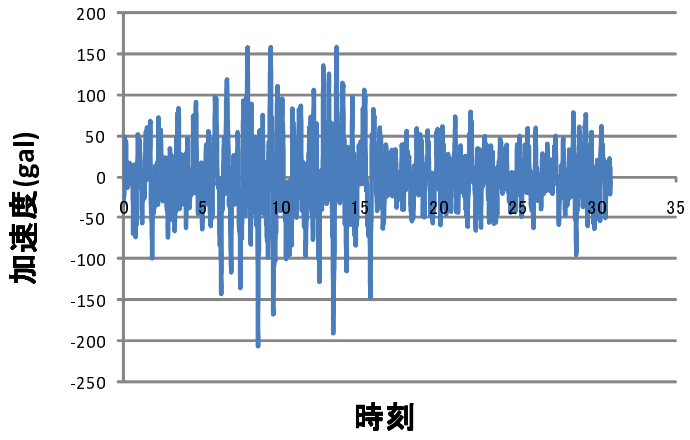

Fig. 4.5: Expample of simulated seismic wave

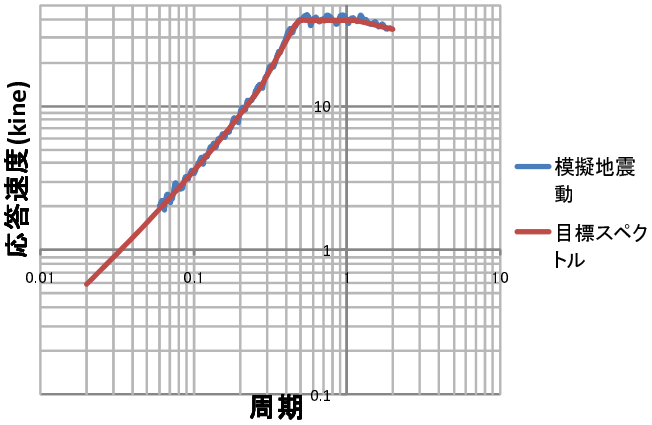

Fig. 4.6: Response spectrm of simulated seismic wave

4.3 模擬地震動による時刻歴応答解析

4.3.1 解析条件

配管モデル

本章で対象とする動的解析のモデルは，第 3 章で行った静的解析のモデルと同一のものとする．配管系の形状及び寸法については，図 3.1 の通りである．その他の配管設計パラメータの値については，以下の表 4.2 に示す．なお，エルボの曲率はロングエルボとし，外径 76.3mm の配管の曲率は 95.3mm，外径 114.3mm の配管の曲率は 152.4mm である．材料は STPT370 鋼であり，ヤング率 200GPa，降伏応力 215MPa，密度 7.86g/cm^3 である．

Table 4.2: Parameters for dynamic analysis

外径 (mm)	76.3	114.3
板厚 (mm)	5.2	6.0
内圧 (MPa)	0,5,10	
減衰定数	0.01,0.05	

第 3 章では，配管系全体の中で最も高い応力が発生する Elbow1 に着目し，Elbow1 のみをシェル要素でモデリングしたが，動的解析では配管系全体をパイプ要素でモデリングし，配管系全体の変位時刻歴応答を計算する．

図 4.7 にパイプ要素でモデリングした配管系全体のモデルを示す．モデリングには構造塑性直管，構造塑性曲管を用い，節点数は 303，要素数は 123 である．配管系の両端を全自由度拘束し，模擬地震動の加速度履歴を入力した．

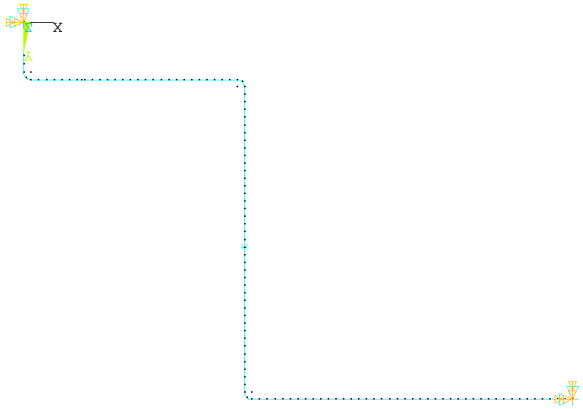

Fig. 4.7: Piping model by pipe element

模擬地震動データ

本章で行った動的解析では，表 4.1 で示した 3 種類の地震波を対象とする．マグニチュード 6，震央距離 5km の地震動の地震波形を図 4.8 に，マグニチュード 7，震央距離 10km の地震動の地震波形を図 4.8 に，マグニチュード 8，震央距離 25km の地震動の地震波形を図 4.8 に示す．なお，実際の原子力発電プラントでは建屋によって地震動が増幅されるので，その効果を考慮し，模擬地震動の加速度時刻歴の値を 2 倍したものを配管系に入力した．

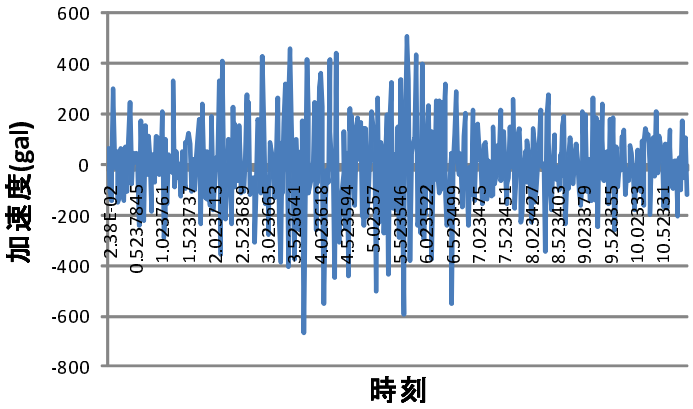

Fig. 4.8: Seismic wave (Magnitude : 6 , Epicenter distance : 5km)

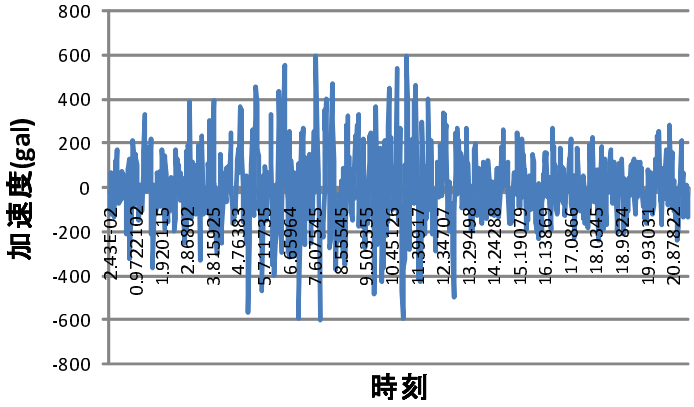

Fig. 4.9: Seismic wave (Magnitude : 7 , Epicenter distance : 10km)

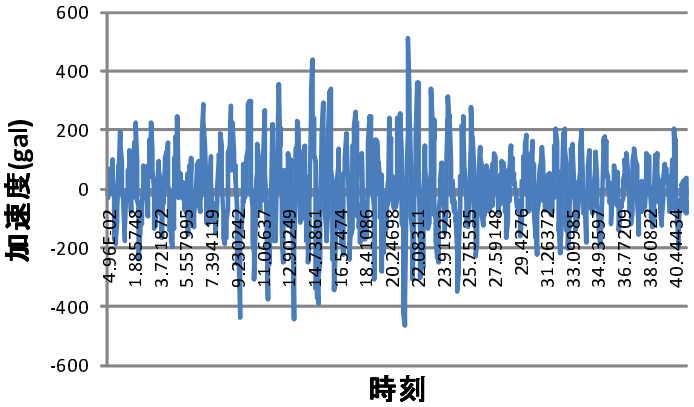

Fig. 4.10: Seismic wave (Magnitude : 8 , Epicenter distance : 25km)

4.3.2　解析結果

地震荷重によって配管系に変位が生じたとき，一番大きな応力が発生するのは図 3.1 の Elbow1 である．従って，本章の動的解析では Elbow1 の開口変位 (図 4.11 参照) に着目することとする．

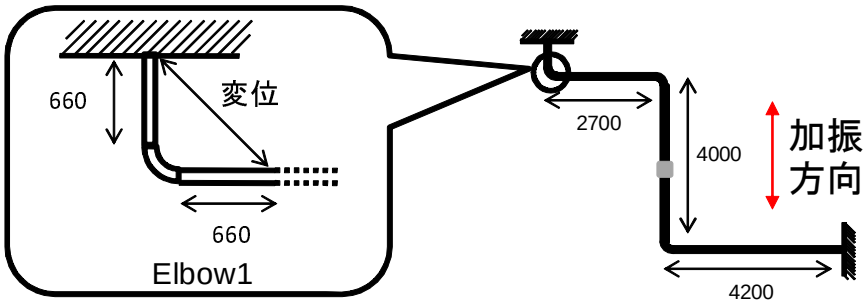

Fig. 4.11: Elbow displacement measurement position

マグニチュード 6，震央距離 5km の地震動を入力した時の変位が時刻歴を図 4.12 に示す．

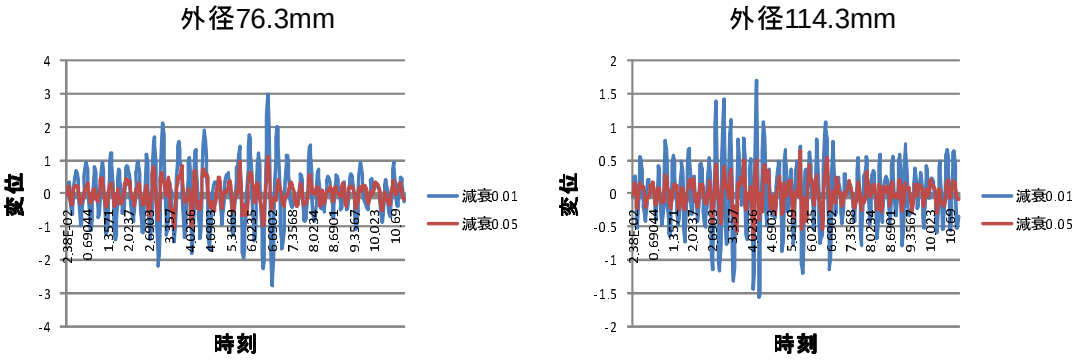

Fig. 4.12: Displacement time history (Magnitude : 6 , Epicenter distance : 5km)

マグニチュード 7，震央距離 10km の地震動を入力した時の変位が時刻歴を図 4.13 に示す．

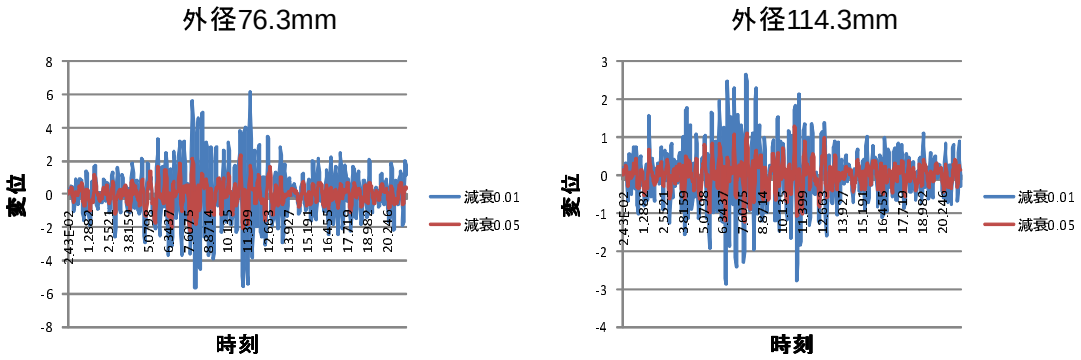

Fig. 4.13: Displacement time history (Magnitude : 7 , Epicenter distance : 10km)

マグニチュード 8，震央距離 25km の地震動を入力した時の変位が時刻歴を図 4.14 に示す．

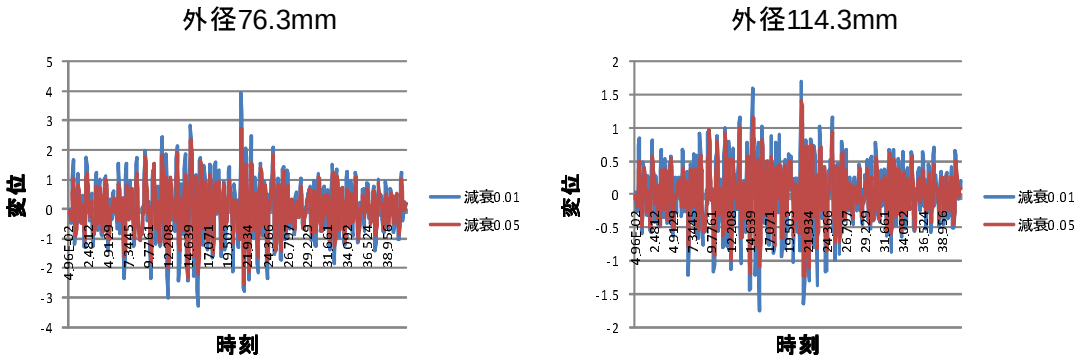

Fig. 4.14: Displacement time history (Magnitude : 8 , Epicenter distance : 25km)

配管系の塑性変形に対する安全裕度を求める際は，これらの変位時刻歴の最大値が重要である．表 4.3 に，各条件で時刻歴応答解析を行った際の最大変位の一覧を示す．

Table 4.3: Maximum displacement of dynamic analysis

	減衰 0.01		減衰 0.05	
マグニチュード	外径 76.3	外径 114.3	外径 76.3	外径 114.3
6.0	2.77	1.56	1.12	0.67
7.0	5.64	2.87	2.40	1.30
8.0	3.94	1.74	2.73	1.41

4.4 限界状態関数を用いた安全裕度の定量的評価

4.4.1 塑性変形に対する安全裕度

本項では，表 4.3 に示す最大変位が配管エルボに加わった場合の，塑性変形に対する安全裕度を定量的に評価する．安全裕度は，第 3 章と同様の静的解析により評価する．用いるエルボのモデルは図 3.2 のシェル要素で作成したモデルとし，3.2 節で示した応答曲面法を用いて限界状態関数を作成する．求めた限界状態関数に対し，HL-RF 法を適用して破壊確率を計算する．

ある外径，板厚，減衰定数，地震動といった条件に対する安全裕度評価の流れは以下のようになる．

1. パイプ要素でモデリングした配管全体のモデルに対して模擬地震動を入力し，時刻歴応答解析を実施する．この時，設計変数はばらつきを持たない量として扱う．
2. Elbow1 の開口変位の最大値を求める．
3. シェル要素で作成したエルボのモデルに変位を入力し，応答曲面法を用いて多項式近似された限界状態関数を作成する．
4. 限界状態関数に対して HL-RF 法を適用し，破壊確率を求める．

応答曲面法を用いて限界状態関数を作成する際の，各設計変数の平均値，COV，分布形状は以下の表 4.4 の通りである．なお，変位は定数として扱う．

Table 4.4: Statistical parameters for dynamic analysis (Failure mode : yielding)

変数名	平均値		COV	分布形状
外径 (mm)	76.3	114.3	0.05	正規分布
板厚 (mm)	5.2	6.0	0.05	正規分布
内圧 (MPa)	0,5,10		0.05	正規分布
降伏応力 (MPa)	215		0.05	ワイブル分布

以上の条件で計算を行い，塑性変形に対する安全裕度を計算した結果を示す．図 4.15 は減衰定数を 0.01 としたものであり，図 4.16 は減衰定数を 0.05 としたものである．

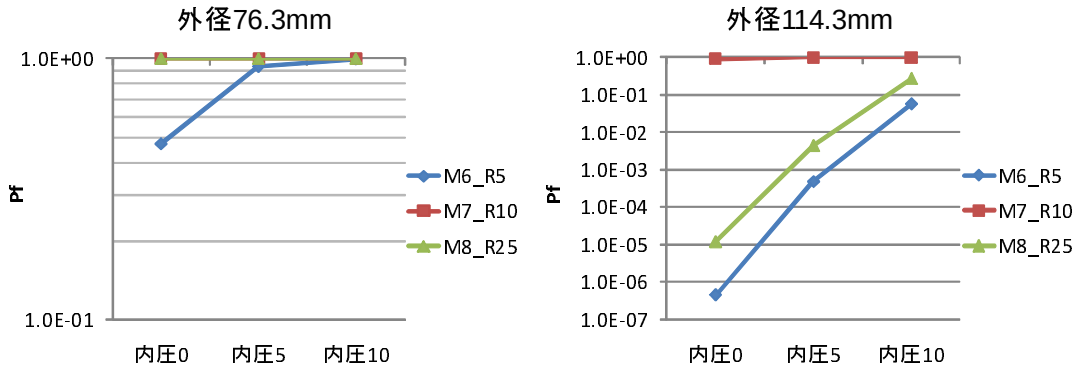

Fig. 4.15: Probability of Failure for yielding (Damping : 0.01)

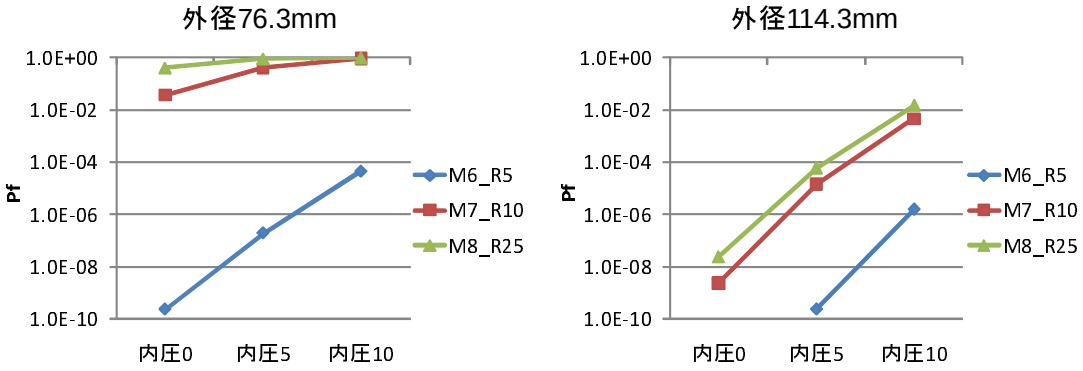

Fig. 4.16: Probability of Failure for yielding (Damping : 0.05)

破壊確率が 0.5 以上であるものは，全ての確率変数が平均値をとった時に塑性変形が生じることを示している．図 4.15，図 4.16 の結果によれば約半数の条件で塑性変形が生じており，大崎スペクトルで近距離地震に分類されている地震動が配管に作用した場合，エルボ部が比較的塑性変形を起こしやすいことが分かる．

表 4.5，表 4.6 に各条件で計算を行った時の破壊確率一覧を示す．表 4.5 が減衰定数 0.01 に対するものであり，表 4.6 が減衰定数 0.05 に対するものである．なお，全ての確率変数が平均値をとった時に塑性変形が生じるものについては,「塑性」と記す．また，表 4.6 の※ 1 は破壊確率が非常に小さくて計算が収束しなかったものである．

Table 4.5: Table of Probability of Failure for yielding (Damping : 0.01)

マグニチュード	外径 76.3mm			外径 114.3mm		
	内圧 0	内圧 5	内圧 10	内圧 0	内圧 5	内圧 10
6.0	4.74×10^{-1}	塑性	塑性	4.55×10^{-7}	4.73×10^{-4}	5.65×10^{-2}
7.0	塑性	塑性	塑性	塑性	塑性	塑性
8.0	塑性	塑性	塑性	1.22×10^{-5}	4.44×10^{-3}	2.75×10^{-1}

Table 4.6: Table of Probability of Failure for yielding (Damping : 0.05)

マグニチュード	外径 76.3mm			外径 114.3mm		
	内圧 0	内圧 5	内圧 10	内圧 0	内圧 5	内圧 10
6.0	2.31×10^{-10}	1.92×10^{-7}	4.48×10^{-5}	※ 1	2.44×10^{-10}	1.57×10^{-6}
7.0	3.82×10^{-2}	4.05×10^{-1}	塑性	2.28×10^{-9}	1.46×10^{-5}	4.68×10^{-3}
8.0	4.00×10^{-1}	塑性	塑性	2.43×10^{-8}	6.08×10^{-5}	1.48×10^{-2}

4.4.2 シェイクダウンに対する安全裕度

前節では塑性変形に対する安全裕度を定量的に評価した．しかし，塑性変形が生じることは 3.4.5 で示した供用状態 A，B に対応するものであり，配管系の安全性を脅かす致命的な損傷を引き起こす故障モードではない．また，実際の配管の故障モードとして想定されるのは，供用状態 D で許容されている変形量を超えるような大変形 (塑性崩壊) ではなく，疲労破壊であることが知られている [1].

疲労は大きく分けて高サイクル疲労と低サイクル疲労の 2 種類に分類されるが，地震動の継続時間は高々数十秒であるので，地震荷重を受ける配管では低サイクル疲労が発生するか否かが特に重要である．そこで本項では，低サイクル疲労の発生と関わりがあるシェイクダウン限界を限界状態と定義し，配管エルボの安全裕度を定量的に評価する．

シェイクダウンとは，材料を弾完全塑性体と仮定したときに，応力集中部での繰り返し応力が弾性計算の見かけ上 $2\sigma_y$ 以下なら塑性ひずみサイクルを伴わない弾性変位サイクルであるとするものである [19,20]．ただし，シェイクダウンは構造物全体としては余裕を持って弾性域内に収まるという仮定のもとに成立する．

図 4.17 にシェイクダウンの概念を示す．もし，構造物の応力集中部に弾性計算の見かけ上 $2\sigma_y$ の応力が作用したとすると，荷重を取り除いてまわりの弾性域の応力が 0 となる時に，応力集中部には圧縮応力 $-\sigma_y$ が生じる (図 4.17 の E)．次の荷重サイクルでは応力値が $-\sigma_y$ から出発するので，荷重

の大きさが $2\sigma_y$ 以下なら応力は図 4.17 の E-D-C の間を弾性的に変動するだけである．しかし，$2\sigma_y$ を超える応力 σ_1 が発生すると G までひずみが広がり，以後の荷重サイクルでは E → C → G → I → E なるヒステリシスループを描くことになる．

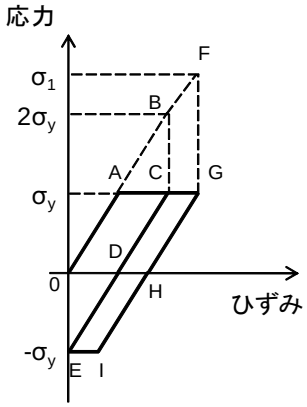

Fig. 4.17: Idea of shakedown

本研究では，材料を弾完全塑性体としているので，限界状態をシェイクダウン基準 $2\sigma_y$ に相当するひずみ $2\sigma_y/E$ とする．従って，構造体に発生する最大 Mises 相当ひずみを ε_{max} とすると，限界状態関数は $g = 2\sigma_y/E - \varepsilon_{max}$ と定義される．限界状態関数は，前項と同様応答曲面法を用いて多項式近似することで与える．

表 4.7 に各設計変数の平均値，COV，分布形状を示す．変位については前項と同様，定数として扱う．

Table 4.7: Statistical parameters for dynamic analysis (Failure mode : shakedown)

変数名	平均値		COV	分布形状
板厚 (mm)	5.2	6.0	0.05	正規分布
内圧 (MPa)	0,5,10		0.05	正規分布
降伏応力 (MPa)	215		0.05	ワイブル分布
ヤング率 (GPa)	200		0.05	正規分布

以上の条件で計算を行い，シェイクダウンに対する安全裕度を計算した結果を示す．なお，前項の計算結果のうち，全設計変数が平均値の時に塑性変形が発生しない (塑性変形が発生する確率が 0.5 以下) ものについては，破壊確率が非常に小さくなるため計算対象とはしていない．図 4.18 は減衰定数を 0.01 としたものであり，図 4.19 は減衰定数を 0.05 としたものである．

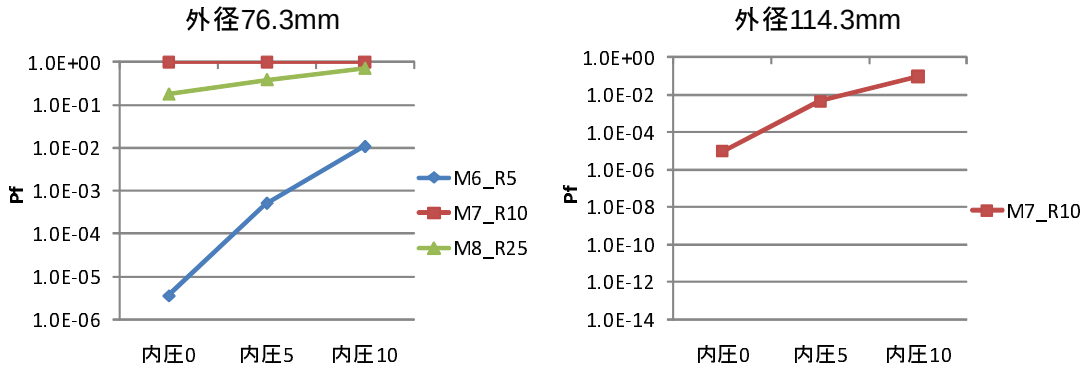

Fig. 4.18: Probability of Failure for shakedown (Damping : 0.01)

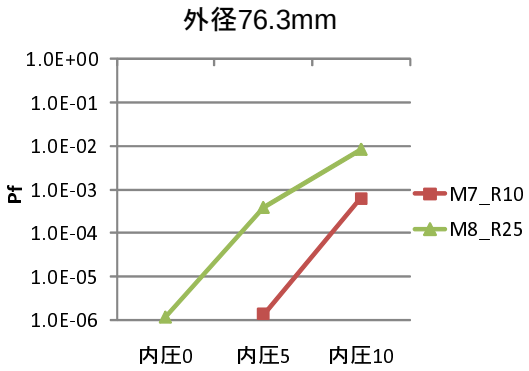

Fig. 4.19: Probability of Failure for shakedown (Damping : 0.05)

図 4.19 より，減衰定数が 0.05 の場合は破壊確率が高々10^{-2} 以下であるので，シェイクダウンに対して大きな安全裕度を持っていることが分かる．また，外径が 114.3mm の場合は減衰定数によらず大きな安全裕度を持っているという結果になった．これは，外径が大きくなるに従って配管系の共振周波数が高くなり，地震動の周波数成分として最も大きな成分である 2〜3Hz の領域から外れることが原因であると考えられる．

一方，外径 76.3mm，減衰定数 0.01 の場合はマグニチュード 7，8 の地震動でシェイクダウン基準を超える確率が高くなっている．しかし，応力の時刻歴を見た場合，シェイクダウン基準を超えるのはわずか数回であり，低サイクル疲労は殆ど進行しない．従って，例えシェイクダウン基準を超えたとしても，構造物の破壊という観点で考えれば充分に安全が保たれることになる．一例として，マグニチュード 7 の地震動を入力とした際に，一番高い応力が発生する節点の応力時刻歴を図 4.20 に示す．

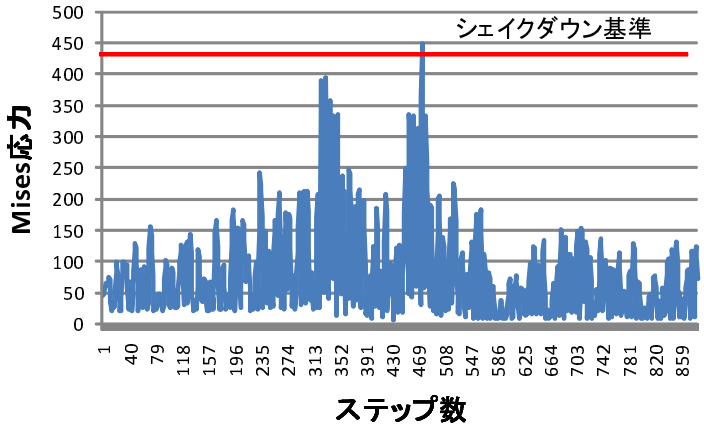

Fig. 4.20: Time history of Mises stress

表 4.8，表 4.9 に各条件で計算を行った時の破壊確率一覧を示す．表 4.8 が減衰定数 0.01 に対するものであり，表 4.9 が減衰定数 0.05 に対するものである．なお，表中の×は塑性変形が生じなかったため計算の対象外となった条件である．

Table 4.8: Table of Probability of Failure for shakedown (Damping : 0.01)

	外径 76.3mm			外径 114.3mm		
マグニチュード	内圧 0	内圧 5	内圧 10	内圧 0	内圧 5	内圧 10
6.0	3.60×10^{-6}	5.25×10^{-4}	1.11×10^{-2}	×	×	×
7.0	1.0	1.0	1.0	1.01×10^{-5}	4.62×10^{-3}	9.71×10^{-2}
8.0	1.82×10^{-1}	3.87×10^{-1}	7.06×10^{-1}	×	×	×

Table 4.9: Table of Probability of Failure for shakedown (Damping : 0.05)

	外径 76.3mm			外径 114.3mm		
マグニチュード	内圧 0	内圧 5	内圧 10	内圧 0	内圧 5	内圧 10
6.0	×	×	×	×	×	×
7.0	×	1.39×10^{-6}	6.31×10^{-4}	×	×	×
8.0	1.20×10^{-6}	3.94×10^{-4}	8.54×10^{-3}	×	×	×

4.5　疲労損傷評価

4.4 節では，4.3.2 で行った動的解析の結果より得られた応答変位の最大値のみに着目し，塑性変形やシェイクダウンに対する安全裕度を定量的に評価した．これらの解析結果では，低サイクル疲労が進行するか否かの判断を行うことは出来るが，どの程度疲労が進行するかを評価することが出来ない．そこで，本節では地震荷重の時刻歴を基に，配管エルボ部の累積疲労損傷度を評価する．

4.5.1　評価手順

動的荷重による疲労損傷度と，同じ荷重を準静的に与えた場合の疲労損傷度に大きな違いが無いことが Yoshino らの研究により報告されている [21]．そこで本項では，静的解析によってエルボ部の疲労損傷度を評価した．解析の手順を以下に示す．

1. 図 4.7 に示す配管系全体のモデルに対して時刻歴応答解析を実行し，Elbow1 の開口変位時刻歴を求める．
2. シェル要素で作成したエルボ部のモデルに変位履歴を入力し，静的解析を行う．
3. 一番大きなひずみが発生する節点のひずみ履歴を基に，応力履歴を作成する．
4. 応力履歴に対してヒステリシスループ計数法を適用し，マイナー則により疲労損傷度を評価する．

なお，疲労曲線としては原子力設計規格に掲載されている炭素鋼用の設計疲労曲線を用いる [22]．ただし，設計疲労曲線には応力に対して 2 倍の，破損繰り返し回数に対して 20 倍の裕度が設定されているため，設計疲労曲線を修正して実際の炭素鋼の疲労曲線に対する疲労損傷度を評価した．図 4.21 に，本節の疲労損傷評価で用いた疲労曲線を示す．

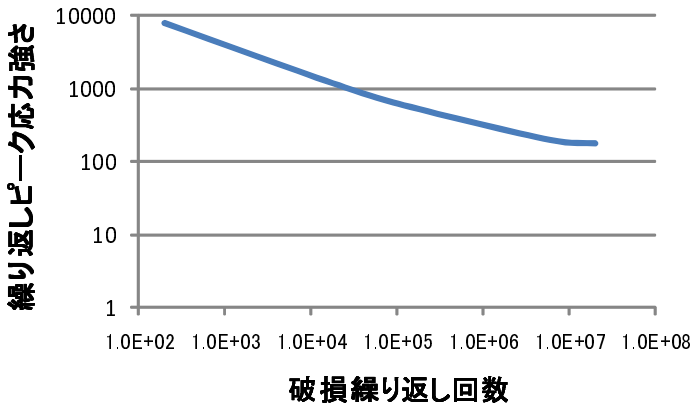

Fig. 4.21: S-N Curve

地震荷重のようなランダム荷重にマイナー則を適用するにあたっては，その波形をどのような基本波の集まりとみて計数するかが問題となる．計数法については様々なものが提案さてているが，その中で最も合理的とされているのがレインフロー法とレンジペア法である．本研究では，この両者の特色を生かした実用的で簡便な計数法であるヒステリシスループ法を用いて波数を計数する．

ヒステリシスループ法の波数計数法は,「相次ぐ 2 個のレンジ r_{ij}，r_{jk} の大きさを比較し，$r_{ij} \leq r_{jk}$ の場合のみに r_{ij} を閉じるループとして計数する」という単純なものである [23]．なお，r_{ij} は i 番目のピーク値と j 番目のピーク値の差の絶対値である．

上記に示すヒステリシスループ計数法により波数を計数し，マイナー則を用いて疲労損傷度を評価した．マイナー則では，疲労損傷度 D を下記の式で計算し，$D = 1$ の時に破壊が起こるとされている．

$$D = \sum_i \left(\frac{n_i}{N_i} \right) \tag{4.10}$$

なお，N_i は種々の応力レベル σ_i における破損繰り返し回数であり，n_i は繰り返し応力が作用する回数である．

4.5.2 解析条件

4.4.2 で行った解析より，マグニチュード 7，震央距離 10km の地震動が外径 76.3mm，板厚 5.2mm，減衰定数 0.01 の配管に作用するときにシェイクダウン基準を超えるという結果になった．本節では，エルボ部に一番大きな変位が発生する条件である上記の条件に対して疲労損傷度の評価を行った．配管に作用する内圧は 0,5,10MPa とした．

静的解析に使用したモデルを図 4.22 に示す．これは，計算コスト低減の為に図 3.2 に示すシェル要素のモデルを一部パイプ要素で簡略化したものである．このモデルの節点数は 1370，要素数は 454 である．

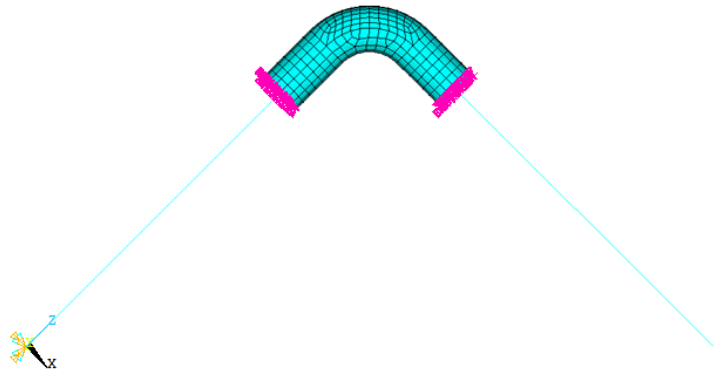

Fig. 4.22: Model for fatigue analysis

4.5.3 解析結果

表 4.10 に，様々な内圧に対して疲労損傷度を計算した結果を示す．表 4.10 から分かるように，エルボに最も大きな変位が生じる条件であっても疲労損傷度は非常に小さくなっており，配管が地震荷重に対して過大な安全裕度を持っていることが分かる．

Table 4.10: Cumulative damage

	内圧 0MPa	内圧 5MPa	内圧 10MPa
最大ピーク応力	464	457	449
疲労損傷度	1.22×10^{-5}	1.17×10^{-5}	1.05×10^{-5}

疲労損傷度を破壊確率に相当するものと見なし，擬似的な β を計算すると以下のようになる．

Table 4.11: Pseudo beta for fatigue

	内圧 0MPa	内圧 5MPa	内圧 10MPa
擬似的な β	4.22	4.23	4.25

なお，疲労損傷度 D に対して β を以下のように計算した．これは，式 (2.6) を β について解き，破壊確率 P_f を疲労損傷度 D に置き換えたものである．

$$\beta = -\Phi^{-1}(D) \tag{4.11}$$

4.6 考察

4.6.1 動的解析の結果に関する検討

4.3.2 で行った動的解析により，配管エルボに発生する開口変位の大きさは，配管の寸法や減衰定数，地震動の性質によって大きく変化することが分かった．今回行った解析のうち，減衰定数が 0.01 の場合では，マグニチュードの大きい地震ほど配管エルボに大きな変化が生じる，という結果にはなっていない．これは，配管系の共振周波数と地震動に含まれる周波数成分の大きさが関係していると考えられる．

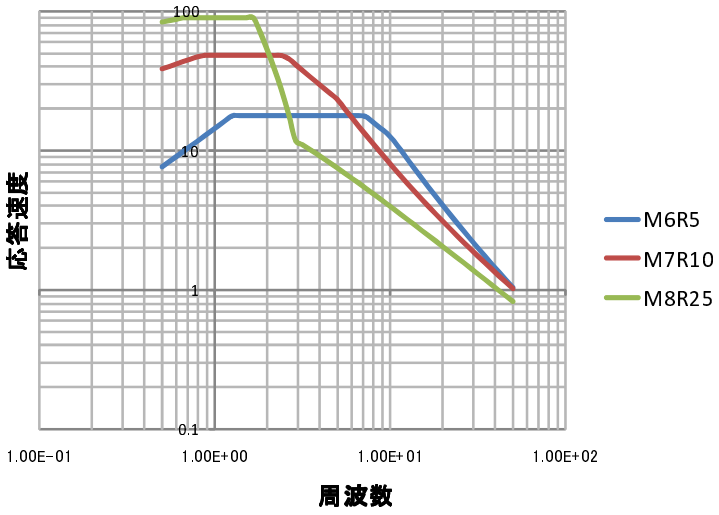

Fig. 4.23: Response spectrum for simulated seismic wave

図 4.23 は動的解析で用いた模擬地震動の速度応答スペクトルである．周波数が 2Hz 以下の領域では，マグニチュードが大きくなるにつれて応答速度が大きくなっていることが分かる．しかし，マグニチュードが大きな地震動は周波数が高くなるに従って急激に応答速度が小さくなっており，10Hz 付近の領域ではマグニチュードが小さいほど応答速度が大きくなっている．

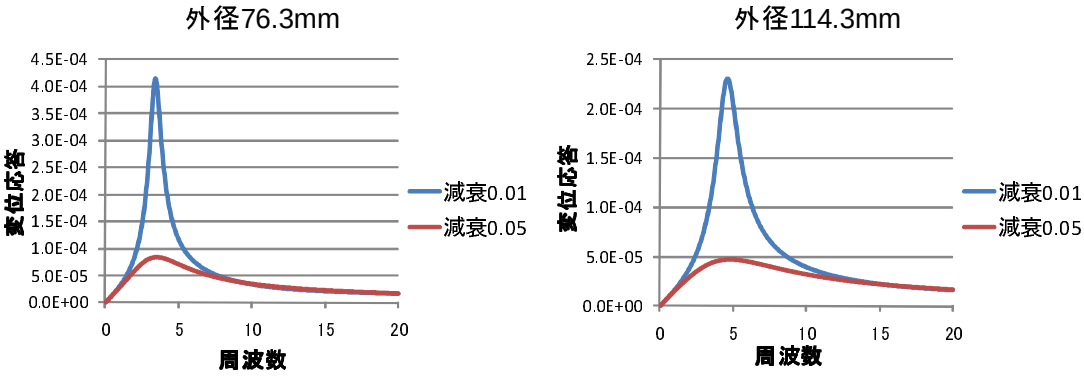

Fig. 4.24: Result of frequency response analysis

次に，配管系に対して周波数応答解析を行った結果を図 4.24 に示す．これは，動的解析で加速度を入力した方向と同じ方向に振幅 1m/s^2 の正弦波状の加速度を入力した際の，Elbow1 の開口変位応答をプロットしたものである．

いずれの場合も，減衰定数が 0.01 の場合に共振周波数付近に高いピークが見られる．外径 76.3mm の配管の共振周波数は 3.3Hz，外径 114.3mm の配管の共振周波数は 4.6Hz であるが，これらの周波

数において図 4.23 の応答値が一番大きいのはマグニチュードが 7 の地震動である．従って，共振周波数付近で周波数応答に高いピークを持つ減衰定数 0.01 の場合は，マグニチュード 7 の地震動を入力した時に一番大きい変位応答が得られることになる．減衰定数 0.05 の場合は，周波数応答のピークが減衰定数 0.01 の場合と比較してそれ程高くないため共振の影響をあまり受けず，図 4.23 のスペクトルで速度応答の値が大きいマグニチュード 8 の地震動を入力した時に一番大きい変位応答が得られることになる．

この様に，地震動を入力した時の配管の変位応答値は，地震動の速度応答スペクトルの形状や配管の固有振動数，配管の減衰定数といった複数の要因によって決まるため，マグニチュードが大きいほど配管に大きな変位が生ずるとは一概に言えないと考えられる．

4.6.2　地震波形のばらつきが与える影響に関する検討

本章の動的解析では，大崎スペクトルを満たす模擬地震動波形を作成し，それに対する配管の安全裕度評価を行った．しかし，ある大崎スペクトルを満たす地震波形は無限に存在するため，地震波形のばらつきによって安全裕度にばらつきが生じる可能性が考えられる．そこで本項では，ある大崎スペクトルを満たす地震波形を複数個発生させ，それぞれに対して 4.5 節で行った疲労解析を実施することで，地震波形のばらつきによる疲労損傷度のばらつきを評価した．

対象とした条件は，配管のパラメータが外径 76.3mm，板厚 5.2mm，内圧 10MPa，減衰定数 0.01，地震動のパラメータがマグニチュード 7，震央距離 10km であり，試行回数は 10 回である．

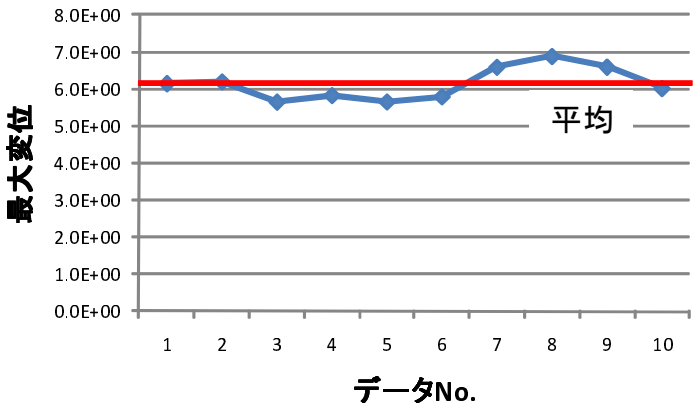

Fig. 4.25: Variety of maximum displacement

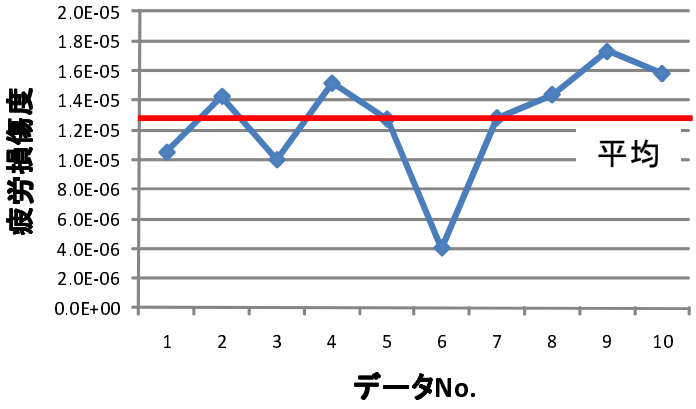

Fig. 4.26: Variety of damage

図 4.25 は各試行で行った動的解析におけるエルボ部の開口変位の最大値を示しており，図 4.26 は各試行で行った疲労解析によって得られた疲労損傷度を示したものである．また，10 回の試行の平均値，標準偏差，COV は以下のようになる．

Table 4.12: Average and standard deviation of maximum displacement and damage

	最大変位	疲労損傷度
平均値	6.14	1.27×10^{-5}
標準偏差	0.43	3.80×10^{-6}
COV	7.03×10^{-2}	0.299

10 回の試行を行って平均値と標準偏差を求めたところ，最大変位のばらつきに比べて疲労損傷度のばらつきは大きくなるという結果になった．また，最大変位の大きさと疲労損傷度の大きさにはっきりとした相関関係は見られないことから，地震波形のばらつきが疲労損傷度に影響を与えていると考えられる．しかし，地震波形のばらつきによって疲労損傷度が 1 オーダーもずれることは無く，マグニチュードや震央距離などのパラメータから疲労損傷度をある程度見積もることは可能である．

4.7 結言

本章では，模擬地震動を入力とした時刻歴応答解析や疲労解析を行い，様々な故障モードに対する安全裕度を評価した．以下に，得られた知見を示す．

- 外径，板厚，減衰定数をパラメータとする配管モデルに対して，大崎スペクトルを満たす模擬地震動を入力とした時刻歴応答解析を行った．配管系の変位応答の大きさは，配管系の共振周波数や減衰定数，模擬地震動のスペクトル形状といった要因が相互に作用することで求められるため，マグニチュードの大きさと変位応答量の大きさに相関関係があるとは限らないという結果になった．

- エルボ部の開口変位時刻歴データを基に，エルボ部の塑性変形やシェイクダウン基準に対する安全裕度を定量的に評価した．塑性変形に対する安全裕度は比較的低く，特に減衰定数が 0.01 の場合は多くのケースで塑性変形が生じることが分かった．一方シェイクダウン基準については，外径 114.3mm の配管はシェイクダウンに対して大きな安全裕度を持つが，外径 76.3mm の配管はシェイクダウン基準を超える確率が比較的高くなるという結果になった．しかし，シェイクダウン基準を超える条件についても，配管に地震荷重が作用した際にシェイクダウン基準を超える応力が発生するのは 1，2 回程度であり，低サイクル疲労に対して非常に大きな裕度を持つことが分かった．

- 時刻歴応答解析で変位応答が最も大きくなる条件に対し，ヒステリシスループ計数法とマイナー則を用いて疲労損傷度を評価した．その結果，疲労損傷度は 10^{-5} 程度のオーダーになり，疲労破壊に対して非常に大きな安全裕度を持つことが分かった．また，マグニチュード 7，震央距離 10km の大崎スペクトルを満たす模擬地震動を複数個作成し，地震波形のばらつきが疲労損傷度に与える影響を評価した結果，疲労損傷度のばらつきは 1 オーダー以内に収まることが分かった．

第5章　結論

本研究では，エルボを持つ配管に対して確率論的信頼性手法を適用し，地震荷重を受ける配管の塑性変形や疲労破壊に対する安全裕度を，静的解析，動的解析の両面から評価した．以下に，本研究で得られた結論を示す．

配管の設計変数が安全裕度に対して与える影響

配管の設計変数である外径，板厚，内圧，曲率をパラメータとし，各パラメータの値の違いが塑性変形に対する安全裕度に与える影響を評価した．その結果，安全裕度に対して大きな影響を与えるのは，内圧と曲率であることが分かった．また，外径や板厚が安全裕度に対して与える影響は，内圧に依存することが分かった．内圧が作用しない場合は，外径や板厚の大きさが安全裕度に殆ど影響を与えない一方，内圧が作用する場合は，特にエルボの開口変位が小さい領域で外径や板厚の大きさが安全裕度に影響を与えることが分かった．しかしこれらの影響は，内圧や曲率の大きさの違いが安全裕度に対して与える影響に比較すれば小さい．

設計変数のばらつきが安全裕度に対して与える影響

降伏応力の部分安全係数の大きさは，信頼性指標 β が大きくなるのに伴なって大きくなり，その他の設計変数の部分安全係数は，信頼性指標の大きさによらずほぼ一定である．特に，外径，板厚，内圧の部分安全係数はほぼ 1.0 である．部分安全係数は，設計変数のばらつきが安全裕度に対して与える影響の大きさを与える指標であり，上記の結果から，降伏応力のばらつきが安全裕度に対して一番大きな影響を与えることが分かる．

地震荷重に対する配管系の安全裕度

配管系の変位応答の大きさは，配管系の共振周波数や減衰定数，地震動のスペクトル形状といった要因が相互に作用することで求まるため，マグニチュードの大きさと配管系の変位応答の大きさの間に相関関係があるとは限らない．

地震荷重を受ける配管エルボ部の塑性変形に対する安全裕度は比較的低く，減衰定数が 0.01 の配管では多くの条件で塑性変形が生じることが分かった．しかし，シェイクダウン基準に対する安全裕度は比較的高く，配管系の共振周波数が地震動の応答スペクトルのピークから外れていれば，シェイ

クダウン基準を超える確率は低いことが分かった．また，シェイクダウン基準を超えるような条件についても，配管に地震荷重が作用した際にシェイクダウン基準を超える応力が発生するのは 1，2 回程度であり，低サイクル疲労に対して非常に大きな裕度を持つことが分かった．

疲労破壊に対する安全裕度

時刻歴応答解析の結果シェイクダウン基準を超えることが分かった条件に対し，疲労損傷度の評価を行った．その結果，疲労損傷度は 10^{-5} 程度のオーダーになり，疲労破壊に対して非常に大きな安全裕度を持つことが分かった．また，同一の大崎スペクトルから生成された地震波形のばらつきによって疲労損傷度がどの程度ばらつくかを評価したところ，疲労損傷度のばらつきは 1 オーダー以内に収まることが分かった．従って，マグニチュードや震央距離の大きさから，配管の疲労損傷度を大まかに見積もることが可能であると考えられる．

謝辞

本論文は，著者が酒井・泉研究室でお世話になった 2 年間の研究をまとめたものです．本研究を進めるにあたり，研究室内外の多くの方にお世話になりました．

酒井信介教授には，指導教員として大変お世話になりました．お忙しい中 2 週間に 1 回のペースで勉強会を開催してくださり，毎回鋭いご指摘や適切なアドバイスを頂きました．本論文は，酒井先生のご助力無しには完成しなかったと思います．また，就職活動の際には原子力関連の業界についてのアドバイスを頂き，進路決定の参考になりました．この場で深くお礼申し上げます．

泉聡志准教授には主に有限要素法に関するアドバイスを頂き，ありがとうございました．また，研究以外にも神戸工業試験場への見学旅行をセッティングして頂いたり，研究室の環境を整えて頂いたりして，非常に楽しい研究室生活を送ることが出来ました．

助教の原祥太郎先生には研究テーマこそ違いましたが，分子動力学関連の授業の課題の際には大変お世話になりました．原先生のおかげで何とか分子動力学関連の授業の単位を取得することができ，無事卒業することが出来ました．また，研究を進めるのに必要だった計算機の環境を整えてくださり，ありがとうございました．

本研究を進めるにあたっては，外部の様々な方にもお世話になりました．

東芝原子力事業部の平山浩様には大変お世話になりました．お忙しい中，何度も本研究室までお越し頂き，貴重なアドバイスをして下さいました．本研究では，原子力設計規格に対する理解を深めることが重要であったため，実際に設計の現場で活躍されている平山様のご意見は非常に参考になりました．この場で深くお礼申し上げます．また，来年度以降は上司としてお世話になることと思いますが，今後ともよろしくお願いいたします．

防災科学技術研究所の中村いずみ様にもお世話になりました．中村様の研究資料は，本研究の土台として何度も参考にさせて頂きました．また，つくばの防災科学技術研究所をお伺いした際は，貴重なアドバイスを頂いたり実際の加振台を見せて頂き，ありがとうございました．

本研究とは直接関係はありませんが，昨年度 JR 関連のテーマを担当していた際は，群馬大学の岩崎篤准教授や JR 東日本研究開発センターの皆様にお世話になりました．何度か研究開発センターで実験をする機会がありましたが，普段何気なく利用している鉄道の設備を使って実験をするのは非常に楽しかったです．

技官の浅川さん，秘書の入口さんにもお世話になりました．浅川さんとは研究室の飲み会で何度かお話しする機会がありましたが，人柄の良さが伝わってくる穏やかな話し振りが印象的でした．入口さんには，物品購入の際にはお世話になりました．あと，度々差し入れてくださる鳩サブレが美味し

かったです．ありがとうございました．

横山さんには，ANSYS の使い方でお世話になりました．自分が数日悩んでも解決出来ないようなトラブルでも，横山さんに相談すればあっさりと解決してしまうことも多く，何度も助けて頂きました．ご自身の研究が忙しい中，親身に相談に乗って頂きありがとうございました．

ハサンさんとは研究に関する話をしたことは殆どありませんでしたが，飲み会では普段の真面目な研究姿勢からは想像も出来ないような話が聞けて面白かったです．

孫さんは僕が修士 1 年の秋頃に研究室に加わりましたが，日本語の上達が非常に早く，途中からは僕が拙い英語で話しかけるより日本語で喋った方がスムーズなコミュニケーションをとれることに気づきました．

修士以下の人とは研究に関する話よりも雑談がメインでしたが，みんなのおかげで楽しい研究生活を送る事が出来ました．同期には優秀な人が多く，授業の課題の際は何度もお世話になりました．特に，MD 関連の課題では島君や伊藤君に頼りっきりでした．片岡君は同期の中で一番真面目であり，就活の時には色々な会社の情報を教えてもらいました．岡野君はノリが良く，僕が研究室のイベント役だった時は僕以上に飲み会を盛り上げてくれました．中井君には何度かスポーツやその他のイベントに誘ってもらい，楽しかったです．M2 になってからは突如全員筋トレに目覚め始め，週 2〜3 回のペースで御殿下のジムに通ったりプロテインを飲んだりと筋トレ中心の生活を送っていましたが，多分一番最初に脱落したのは僕でした．

当研究室には野球好きな人が多く，特にセ・リーグ球団のファンが多かったこともあり，毎日野球談義に花を咲かせることが出来ました．その中でも，原さんと自分の好きなチーム (横浜と阪神) の暗黒時代自慢やダメ外人自慢 (?) をし合ったのは良い思い出です．

後輩の小吹君には毎回 F1 速報を読ませてもらい，感謝しています．研究室内では数少ない F1 好きであり，F1 トークが出来たのは楽しかったです．小吹君は特にフェラーリが好きらしく，その点でも僕とは気が合いました．これからは横浜市民らしくベイスターズを応援して下さい．

4 年生は賑やかな人が多く，研究室のムードを常に明るくしてくれました．また，前田君は研究テーマが近かったこともあり，勉強会の際には有用な情報を提供してくれました．

以上をもちまして謝辞とさせて頂きます．皆様 2 年間ありがとうございました．

参考文献

[1] Electric Power Research Institute (EPRI). Piping and fitting dynamic reliability program, 1994.

[2] Halder A. and Mahadevan S. *Probability, Reliability and Statistical Methods in Engineering Design.* John Wiley & Sons Inc., 1999.

[3] 星谷勝, 石井清. 構造物の信頼性設計法. 鹿島出版会, 1986.

[4] Thomas A.Cruse. *Reliability-Based Mechanical Design.* Marcel Dekker, Inc., 1997.

[5] Rackwitz R. and Fiessler B. Structural reliability under combined random load sequences. *Computers and Structures*, Vol. 9, pp. 489–494, 1978.

[6] 市川昌弘. 信頼性工学. 裳華房, 1990.

[7] 酒井信介. 機械構造物の設計維持における安全裕度. 検査技術, Vol. 13, No. 12, 2008.

[8] David A.Osage and Kraig S.Shipley. Application of partial safety factors for pressure containing equipment.

[9] 中村いずみ, 大谷章仁, 白鳥正樹. 機器・配管系の経年劣化に伴なう耐震安全裕度評価手法の研究. 防災科学技術研究所研究資料, Vol. 220, , 2001.

[10] 中村いずみ, 大谷章仁, 白鳥正樹. 地震荷重を受ける減肉配管の破壊過程解明に関する研究報告書. 防災科学技術研究所研究資料, Vol. 306, , 2007.

[11] JIS B2312(配管用鋼製突き合わせ溶接式管継手).

[12] Jorge E. Hurtado. An examination of methods for approximating implicit limit state functions from the viewpoint of statistical learning theory. *Structural Safety*, Vol. 26, pp. 271–293, 2004.

[13] R.E. Melchers X.L. Guan. Effect of response surface parameter variation on structural reliability estimates. *Structural Safety*, Vol. 23, pp. 429–444, 2001.

[14] ANSYS リリース 11.0 ドキュメント (21.3.4. 応答曲面法).

[15] Matsumoto M. and Nishimura T. A 623-dimensionally equidistributed uniform pseudo-random number generator. *Structural Safety*, 1998.

[16] 日本機械学会. 発電用原子力設備規格　設計・建設規格＜第　編　軽水炉規格＞, 2005. 第 1 章 総則.

[17] 大崎順彦. 新・地震動のスペクトル解析入門. 鹿島出版会, 1994.

[18] Anil K.Chopra 著, 渡部丹, 石山祐二監訳. チョプラ　構造物の動的解析〜その基礎から応用まで〜. 科学技術出版, 2001.

[19] 岡村弘之, 板垣浩. 強度の統計的取り扱い. 培風館, 1979.

[20] 林喬雄. 原子力発電プラントの構造設計. 日刊工業新聞社, 1984.

[21] Yoshino Kouichi et al. Study on seismic design of nuclear power plant piping in japan (part3 ; component tests results). *Pressure Vessel and Piping Codes and Standards*, Vol. 407, pp. 131–137, 2000.

[22] 日本機械学会. 発電用原子力設備規格　設計・建設規格＜第　編　軽水炉規格＞, 2005. 付録材料図表.

[23] 薄一平, 岡村弘之. 定常ランダム荷重下の疲労き裂進展. 機械学会論文集, Vol. 44, pp. 3322–3332, 1978.

付 録 A　プログラム概要

本研究では，設計点の探索，モンテカルロシミュレーション，疲労損傷度評価を行ったが，本章ではこれらに使用した Fortran プログラムの詳細について記述する．なお，模擬地震動の作成プログラムについては「新・地震動のスペクトル解析入門」(大崎順彦著，鹿島出版会) に詳細が記述されているので，本章では説明を省略する．

A.1　設計点探索用プログラム

第 2 章で説明した HL-RF 法によって設計点を求めるプログラムの各サブルーチンについて説明する．使用者が入力する必要があるのは，サブルーチン INUT 内の mean,sigm,type，サブルーチン LSF 内の限界状態関数，サブルーチン GLSF 内の限界状態関数の偏導関数である．

サブルーチン：INPUT

目的

各変数の平均値，標準偏差，分布形状を入力する．

使用法

call input(u1,u2,u3,u4,mean,sigm,type,N,NMAX)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
u1	実数 (配列)	0	平均値
u2	実数 (配列)	0	標準偏差
u3	実数 (配列)	0	最小値
u4	実数 (配列)	0	COV
mean	実数 (配列)	0	平均値
sigm	実数 (配列)	0	標準偏差
type	文字列 (配列)	空	分布形状
N	整数	0	設計変数の数
NMAX	整数	変数の数の最大値	不変

必要なサブルーチン：calc_param

サブルーチン：CALC_PARAM

目的

各確率変数の平均値，標準偏差から，各分布のパラメータ pm1〜pm4 を決定する．正規分布，対数正規分布，グンベル分布，ワイブル分布に対応．各分布に対する pm1〜pm4 は，以下のとおりである．

	pm1	pm2	pm3	pm4
正規分布	μ	σ	0	COV
対数正規分布	λ	ζ	0	COV
グンベル分布	u	α	0	COV
ワイブル分布	尺度パラメータ β	形状パラメータ α	最小値	COV

使用法

call calc_param(N,pm1,pm2,pm3,pm4,mean,sigm,type)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
N	整数	設計変数の数	不変
pm1〜pm4	実数 (配列)	input の出力内容	分布形状パラメータ
mean	実数 (配列)	平均値	不変
sigm	実数 (配列)	標準偏差	不変
type	文字列 (配列)	分布形状	不変

サブルーチン：INIT

目的

設計点の初期値として，各変数の初期値を入力する．

使用法

call init(x,mean,N)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
x	実数 (配列)	0	平均値
mean	実数 (配列)	平均値	不変
N	整数	設計変数の数	不変

サブルーチン：CALC

目的

設計点を探索するメインループ．信頼性指標 β と限界状態関数の値が式 (2.27) を満たすか，繰り返し数が一定以上を超えたら計算を終了する．

使用法

call calc(N,x,mean,sigm,type,u1,u2,u3,u4)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
N	整数	設計変数の数	不変
x	実数 (配列)	設計点の初期値	設計点の値
mean	実数 (配列)	平均値	裾野近似後の平均値
sigm	実数 (配列)	標準偏差	裾野近似後の標準偏差
type	文字列 (配列)	分布形状	不変
u1〜u4	実数 (配列)	分布形状パラメータ	不変

必要なサブルーチン：susonokinji,LSF,GLSF,HLRF,ndtr

サブルーチン：SUSONOKINJI

目的

正規分布でない確率変数に対して正規裾野近似を行う．対数正規分布，グンベル分布，ワイブル分布に対応.

使用法

call susonokinji(N,x,mean,sigm,type,u1,u2,u3)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
N	整数	設計変数の数	不変
x	実数 (配列)	設計点の値	不変
mean	実数 (配列)	平均値	裾野近似後の平均値
sigm	実数 (配列)	標準偏差	裾野近似後の標準偏差
type	文字列 (配列)	分布形状	不変
u1〜u4	実数 (配列)	分布形状パラメータ	不変

必要なサブルーチン：lognor,gumbel,weibul

サブルーチン：LOGNOR

目的

対数正規分布に従う確率変数に対して正規裾野近似を行う.

使用法

call lognor(x,lambda,zeta,mean,sigm)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
x	実数	設計点の値	不変
lambda	実数	対数正規分布の λ	不変
zeta	実数	対数正規分布の ζ	不変
mean	実数	平均値	裾野近似後の平均値
sigm	実数	平均値	裾野近似後の標準偏差

サブルーチン：GUMBEL

目的

グンベル分布に従う確率変数に対して正規裾野近似を行う.

使用法

call gumbel(x,u,alpha,mean,sigm)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
x	実数	設計点の値	不変
u	実数	グンベル分布の u	不変
alpha	実数	グンベル分布の α	不変
mean	実数	平均値	裾野近似後の平均値
sigm	実数	平均値	裾野近似後の標準偏差

必要なサブルーチン：ndtrinv

サブルーチン：WEIBUL

目的

ワイブル分布に従う確率変数に対して正規裾野近似を行う.

使用法

call weibul(x,w1,k1,yl,mean,sigm,i)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
x	実数	設計点の値	不変
w1	実数	尺度パラメータ	不変
k1	実数	形状パラメータ	不変
yl	実数	最小値	不変
mean	実数	平均値	裾野近似後の平均値
sigm	実数	平均値	裾野近似後の標準偏差
i	整数	0	エラー発生時：-1

必要なサブルーチン：ndtrinv

サブルーチン：LSF

目的

限界状態関数の値を計算する.

使用法

call LSF(N,xx,fval)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
N	整数	設計変数の数	不変
xx	実数 (配列)	設計点の値	不変
fval	実数	0	限界状態関数の値

サブルーチン：GLSF

目的

限界状態関数の値を計算する.

使用法

call GLSF(N,xx,gval)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
N	整数	設計変数の数	不変
xx	実数 (配列)	設計点の値	不変
gval	実数 (配列)	0	限界状態関数の偏導関数の値

サブルーチン：HLRF

目的

HL-RF 法の公式 (式 (2.7)) に従って設計点の更新を行う.

使用法

call HLRF(N,pdi,xi,fval)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
N	整数	設計変数の数	不変
pdi	実数 (配列)	標準正規空間上での限界状態関数の勾配	不変
xi	実数 (配列)	標準正規空間上での更新前の設計点	標準正規空間上での更新後の設計点
fval	実数	限界状態関数の値	不変

サブルーチン ndtr は標準正規確率分布関数の値を計算するものであり，ndtrinv は標準正規確率分布関数の逆関数の値を計算するものである.

A.2 モンテカルロシミュレーション用プログラム

3.4.3 で行ったモンテカルロシミュレーション用プログラムの各サブルーチンの概要を示す．使用者が入力する必要があるのは，サブルーチン INUT 内の mean,sigm,type，サブルーチン LSF 内の限界状態関数である.

なお，本プログラムでは一様乱数の生成においてメルセンヌ･ツイスタ法を用いている．一様乱数の生成にあたっては，松本眞教授 (広島大学理学研究科数学専攻) のホームページ (http://www.math.sci.hiroshima-u.ac.jp/ m-mat/index.html) で公開されているコードを利用した.

サブルーチン：INPUT

目的

各変数の平均値，標準偏差，分布形状を入力する．内容は A.1 のサブルーチン INPUT とほぼ同じなので詳細は割愛する.

サブルーチン：DIST

目的

(0,1) 間の一様乱数 u から，指定された確率分布に従う確率変数 x を作成．各分布のパラメータについては，A.1 のサブルーチン CALC_PARAM の項を参照.

使用法

call dist(N,u,x,u1,u2,type)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
N	整数	設計変数の数	不変
u	実数 (配列)	(0,1) 間の一様乱数	不変
x	実数 (配列)	0	確率変数の値
u1,u2	実数 (配列)	0	各分布のパラメータ
type	文字列 (配列)	分布形状	不変

必要なサブルーチン：calc_param，normal_dist,gumbel_dist,weibul_dist
サブルーチン calc_param については，A.1 のサブルーチン CALC_PARAM とほぼ同じ内容なので，説明は割愛する．

サブルーチン：NORMAL_DIST

目的

標準正規分布の逆関数から，標準正規分布分布に従う確率変数を生成する．標準正規分布の逆関数の値は，サブルーチン NDTRI によって計算する．

使用法

call normal_dist(p,x)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
p	実数	確率分布関数の値	不変
x	実数	0	正規分布に従う確率変数の値

必要なサブルーチン：NDTRI

サブルーチン：GUMBEL_DIST

目的

グンベル分布の逆関数

$$x = F^{-1}(p) = u - \frac{\ln(-\ln p)}{\alpha} \tag{A.1}$$

から，グンベル分布に従う確率変数を生成する．

使用法

call gumbel_dist(p,x,u,alpha)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
p	実数	確率分布関数の値	不変
x	実数	0	グンベル分布に従う確率変数の値
u	実数	グンベル分布の u	不変
alpha	実数	グンベル分布の α	不変

サブルーチン：WEIBUL_DIST

目的

ワイブル分布の逆関数

$$x = F^{-1}(p) = \beta\{-\ln(1-p)\} \tag{A.2}$$

から，ワイブル分布に従う確率変数を生成する．

使用法

call weibul_dist(p,x,alpha,beta)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
p	実数	確率分布関数の値	不変
x	実数	0	ワイブル分布に従う確率変数の値
alpha	実数	ワイブル分布の α	不変
beta	実数	ワイブル分布の β	不変

サブルーチン：LSF

目的

限界状態関数の値を計算する．内容は A.1 のサブルーチン LSF と同じなので詳細は割愛する．

A.3 疲労損傷評価プログラム

本節では，4.5 節で行った疲労損傷評価に用いたプログラムの各サブルーチンの概要を示す．本プログラムでは，外部からひずみ (または応力) 時刻歴データを読み込み，ヒステリシスループのレンジ ZR，平均 ZM，閉じないヒステリシスループ P を計算する．その後，得られたデータを基にマイナー則を用いて疲労損傷度を評価する．

サブルーチン：GET_PEAK

目的

ひずみまたは応力の時刻歴からピーク値のみを取得する．

使用法

call get_peak(N,M,strain,peak)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
N	整数	時刻歴データ数	不変
M	整数	0	ピーク値の数
strain	実数 (配列)	ひずみ時刻歴データ	不変
peak	実数 (配列)	0	ピーク値

サブルーチン：HLOOP

目的

ヒステリシスループのレンジと平均値を計算する.

使用法

call hloop(zr,zm,p,np,peak,j,k)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
zr	実数 (配列)	0	ヒステリシスループのレンジ
zm	実数 (配列)	0	ヒステリシスループの平均値
p	実数 (配列)	0	閉じないヒステリシスのピーク値
np	整数	ピーク値の数	不変
peak	実数 (配列)	ピーク値	不変
j	整数	0	閉じないヒステリシスのピーク値の数
k	整数	0	ヒステリシスループの数

サブルーチン：FATIGUE

目的

マイナー則により疲労損傷度を評価する.

使用法

call fatigue(eta,zr,zm,p,j,k)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
eta	実数	0	疲労損傷度
zr	実数 (配列)	ヒステリシスループのレンジ	不変
zm	実数 (配列)	ヒステリシスループの平均値	不変
p	実数 (配列)	閉じないヒステリシスのピーク値	0
j	整数	閉じないヒステリシスのピーク値の数	不変
k	整数	ヒステリシスループの数	不変

必要なサブルーチン：SN_curve

サブルーチン：SN_CURVE

目的

疲労曲線を用い，ひずみまたは応力値から破損繰り返し回数を計算する．ひずみを入力とする場合は，サブルーチン内でヤング率を掛けて応力に変換する．

使用法

call SN_curve(nf,e,young)

引数	型	呼び出し前の内容	呼び出し後の内容
nf	実数	0	破損繰り返し回数
e	実数	ひずみ (応力) の値	不変
young	実数	ヤング率	不変

以上

修士論文

1p ～ 89p完

平成22年2月12日提出

86215　長谷川圭介