

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	地震力に対する機器・配管系の弾塑性設計法に関する研究
Title(English)	
著者(和文)	田村伊知郎
Author(English)	Ichiro Tamura
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第10881号, 授与年月日:2018年3月26日, 学位の種別:課程博士, 審査員:木村 康治,天谷 賢治,宮崎 祐介,中尾 裕也,高原 弘樹
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第10881号, Conferred date:2018/3/26, Degree Type:Course doctor, Examiner:,,,,,
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

平成 29 年度 学位論文

地震力に対する機器・配管系の弾塑性設計法に関する研究

指導教員 木村康治 教授

工学院 システム制御コース

田村伊知郎

目 次

記号表

第 1 章 序論

1・1	研究の背景	1
1・2	原子炉施設の機器・配管系の重要度分類と耐震設計法の概要	3
1・3	機器・配管系の動的解析法の研究と課題	4
1・4	機器・配管系の弾塑性応答特性の研究と課題	5
1・5	機器・配管系の耐震設計における許容基準と課題	6
1・6	機器・配管系の耐震設計法と課題	10
1・6・1	動的解析による設計と課題	10
1・6・2	静的解析による設計と課題	13
1・7	本論文の目的と構成	14

第 2 章 一定塑性率応答スペクトルと非線形系の応答スペクトル解析法

2・1	一自由度系と塑性率指標の運動方程式	17
2・2	一定塑性率応答スペクトル	19
2・3	非線形多自由度系の応答スペクトル解析法の提案	22
2・3・1	弾塑性応答スペクトル解析法による一自由度系の応答計算	23
2・3・2	非線形多自由度系のモード展開	24
2・3・3	モード間の相互作用のない非線形多自由度系の運動方程式	26
2・3・4	多自由度系の弾塑性応答スペクトル解析法	28
2・3・5	弾塑性応答スペクトル解析法による多自由度系の応答計算	30
2・4	提案した解析法の非線形二自由度系の動的解析による検証	32
2・4・1	解析モデルと条件	32
2・4・2	解析結果	33
2・4・3	弾塑性応答スペクトル解析法の有効性	34
2・5	結言	40

第 3 章 地震床応答に対する非線形系の応答特性

3・1	地震動に対する非線形一自由度系の応答特性と降伏耐力低減度	41
3・2	正弦波に対する非線形一自由度系の応答特性	42
3・3	地震床応答の観測記録と特徴	47
3・4	地震床応答に対する非線形一自由度系の応答特性	48
3・4・1	支持構造物周期帯	49
3・4・2	支持構造物超過周期帯	55
3・4・3	塑性変形を許容する系に必要な降伏耐力と降伏耐力低減度	56

3・5	地震床応答に対する非線形多自由度系の応答特性の考察	56
3・6	結言	57

第4章 機器・配管系の弾塑性設計における許容基準

4・1	強度指標と許容限界	59
4・2	延性破壊・塑性崩壊に対する許容基準	61
4・2・1	現行の弾性解析を用いた設計における許容限界	62
4・2・2	現行の弾性解析を用いた設計において許容限界にある系の塑性率	63
4・2・2・1	非線形系の塑性率の計算	63
4・2・2・2	正弦波による非線形系の塑性率	64
4・2・2・3	地震床応答による非線形系の塑性率	69
4・2・3	弾塑性解析を用いた設計における許容限界の提案	71
4・2・3・1	各部材の塑性率	72
4・2・3・2	供用状態 D_s の許容限界	72
4・2・3・3	提案した許容限界において必要な系の降伏耐力	74
4・3	結言	76

第5章 機器・配管系の弾塑性設計法

5・1	動的解析による設計	78
5・1・1	多自由度系の塑性率設計法の提案	78
5・1・2	一自由度系の簡易化必要降伏耐力設計法の提案	82
5・2	静的解析による設計	84
5・2・1	地震床応答の最大加速度を用いる方法の考察	84
5・2・2	静的震度法の考察と改良の提案	85
5・3	結言	87

第6章 結 論 88

謝 辞 92

文 献 93

記号表

本文中で用いる主な記号は以下の通りである.

- A : 最大応答加速度
- A_r : r 次モードの最大応答加速度
- A_0 : 外力の変動成分による最大加速度.
- a^y : 非線形一自由度系または対応する線形一自由度系の降伏加速度
- a^e : 一自由度系が弾性に止まるために必要な降伏加速度
- a_r^e : r 次モードが弾性に止まるために必要な降伏加速度
- a_r^y : r 次モードの降伏加速度
- CI : 設計震度
- c : 減衰係数
- D : 非線形一自由度系または対応する線形一自由度系の時間依存塑性率
- D_S : 非線形一自由度系または対応する線形一自由度系の降伏耐力低減度
($= f^y / f^e$)
- $F(t)$: 外力の変動成分. ただし, 第2章2.2以降および第3章では $F_c = 0$ であるため外力と表記する.
- F_c : 外力の定常成分
- F_0 : 最大外力 ($= \max\{F(t) + F_c\}$)
- f^y : 非線形一自由度系または対応する線形一自由度系の降伏耐力
- f_0^y : 十分固有振動数の高い非線形一自由度系または対応する線形一自由度系の降伏耐力
- $f_{0,u}$: 十分固有振動数の高い非線形一自由度系または対応する線形一自由度系の最大耐力
- f_u^n : 非線形一自由度系の最大耐力
- f^e : 線形弾性一自由度系の耐力. 一自由度系が弾性に止まるために必要な降伏耐力と等しい.
- f_{\max} : 一自由度系の最大復元力
- f_{\max}^l : 対応する線形一自由度系の最大復元力
- f_{\max}^n : 非線形一自由度系の最大復元力
- h : 減衰比
- h_r : r 次モードの減衰比
- i, j : 質点の番号($1 \cdots N$)
- k' : 非線形一自由度系または対応する線形一自由度系の二次剛性
- k : 一自由度系の初期剛性

- m : 質量
 R_L : 応答係数 ($= f^y / f_0^y$)
 r : モード次数(1... N)
 $SUM_r()$: モード重ね合わせ則
 T_n : 一自由度系の固有周期 (初期剛性で定義)
 T_r : r 次モードの固有周期
 T_s : 支持構造物の一次固有周期
 t : 時間
 x : 一自由度系の変形
 x_i^r : r 次モードでの質点 i の変位
 x^{\max} : 一自由度系の最大変形
 x^e : 線形弾性一自由度系の最大変形
 x_{ij}^{\max} : ばね $i-j$ の最大変形
 x_0 : 最大外力による線形弾性一自由度系の変形
 x^y : 非線形一自由度系または対応する線形一自由度系の降伏変形
 x_{ij}^y : ばね $i-j$ の降伏変形
 \ddot{x}_E : 外力の変動成分による加速度. ただし, 第2章2.2以降および第3章では $F_c = 0$ であるため外力による加速度と表記する.
 α : 一定荷重係数. 一自由度系の降伏耐力に対する外力の定常成分の大きさを表す ($= F_c / f^y$).
 β_r : r 次モードの刺激係数
 ω_n : 固有角振動数
 ω_n' : 二次剛性に対応した固有角振動数
 ω_r : r 次モードの固有角振動数
 ω_{wane} : 正弦波の固有角振動数
 μ : 非線形一自由度系または対応する線形一自由度系の塑性率
 μ_r : r 次モードの塑性率
 μ_r^{ij} : r 次モードでのばね $i-j$ の塑性率
 μ_{ij} : ばね $i-j$ の塑性率
 γ : 剛性比
 γ_r : r 次モードの剛性比
 χ : 非線形一自由度系または対応する線形一自由度系の降伏変形の外力基準化降伏耐力 (外力の定常成分なし)
 χ_0 : 十分に振動数が高い非線形一自由度系または対応する線形一自由度系の外力基準化降伏耐力 (外力の定常成分なし)
 χ^e : 線形弾性一自由度系の外力基準化耐力 (外力の定常成分なし)

$\eta_r^{y(i)}$: ばね $i-j$ が降伏する r 次モードの変位

$\{\phi_r\}$: r 次モードのモードベクトル

\bar{X} : X のスペクトル

第1章 序論

1.1 研究の背景

我々の生活する日本列島は4つの大陸・海洋プレートの境界付近に位置し、世界でも有数の地震地帯である。物体に作用する地震力の特徴は、重力と同じく、質量に比例して作用する外力であること、また、重力と異なり、鉛直方向だけでなく水平方向にも作用すること、そして不規則波として表されることである。我が国に作る何れの施設も、地震力に対する設計が必要であり、高い安全性が求められる代表的な施設として原子炉施設が挙げられる。

原子炉施設の機器・配管系は、地震によって生ずるおそれがある、安全機能の喪失による公衆への影響の程度に応じて、S、B、Cクラスの重要度に分類される。動的な力である地震力に対する設計としては、動的解析による設計が適していると考えられるが、原子炉施設には多数の機器・配管系があるため、すべての機器・配管系に対して動的解析による設計を行うことは現実的ではなく、機器・配管系はその重要度等に応じて動的解析による設計と静的解析による設計の両者または一方により設計を行う[1, 2-a]。

静的解析による設計は、全ての機器・配管系に対して静的震度法により行う[2-b]。これは、重要度に応じて設定した設計震度に対して弾性であるよう設計を行うものである。ここで、設計震度とは、設計の際にある部分へ静的に作用すると想定する力を、その部分の重量を単位として表したものである[3]。近年の原子力発電所の震災事例における原子炉建物基礎版上の地震観測記録[4~8]の加速度応答スペクトルと機器・配管系の設計震度を図1.1に示す。

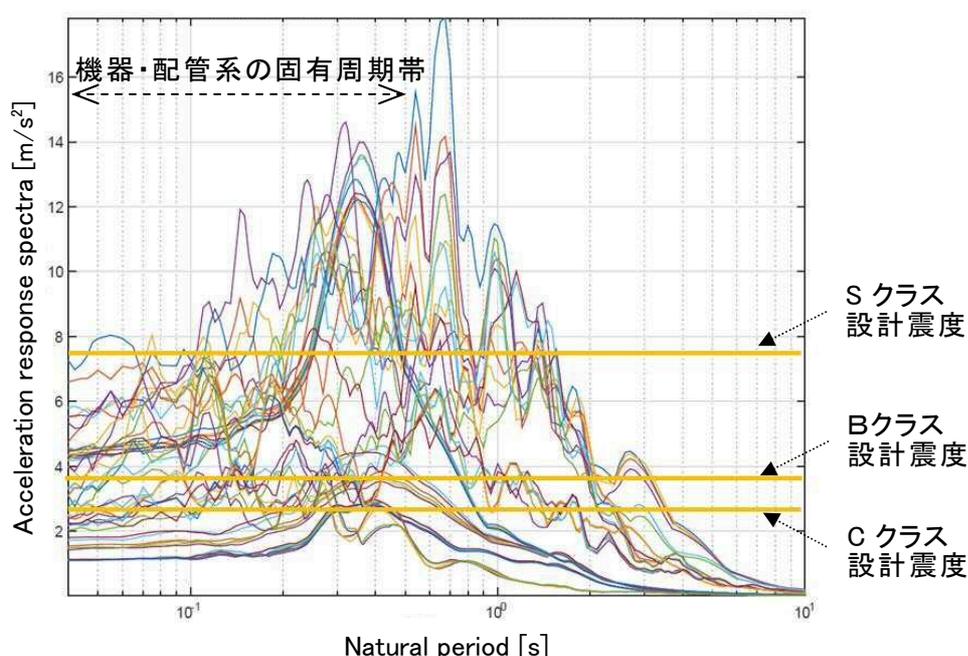


図 1.1 原子炉建物基礎版上の観測記録（東西方向）の加速度応答スペクトルと機器・配管系の設計震度

図の横軸は線形一自由度系の固有周期である。また、縦軸はその系の最大応答加速度であり、これは地震応答により系に生じる復元力を質量で除した値と等しい。また、図に示す3本の横線は、上からS、B、Cクラスの設計震度を加速度の単位で表したものである。図より、多くの地震で最大応答加速度が設計震度を超過しており、重要度の低いB、Cクラスの多くの機器・配管系が弾塑性応答したと推定される。しかし、これらの地震においても、B、Cクラスの機器・配管系の機能低下・喪失レベルの損傷は少ないことが確認されている[9~11]。この結果は、静的震度法による設計が有効に機能したことを示していると推定されるが、その定量的な理解には至っていない。

基準地震動を用いた動的解析による設計は、安全上重要なSクラスの機器・配管系（十分に剛性の高いものを除く）に対して行う。その許容基準は一定の塑性変形を許容するものであるが「弾性解析を用いた設計」を基本としている[2-c]。これは機器・配管系を降伏後も剛性が低下しない仮想的な系、即ち、線形系として動的解析を行い、得られた応答値から各部材が弾性体であるとして応力等を求め、これが許容限界の範囲内にあることを確認するものである。弾性解析を用いた設計には、弾塑性応答による応答低減効果が考慮されない等、様々な課題がある[12, 13]。

弾塑性応答する機器・配管系の耐震設計を高度化するためには、機器・配管系を現実に即して非線形系として動的解析を行い、得られた応答値が許容限界の範囲内にあることを確認する「弾塑性解析を用いた設計」を用いる必要がある[2-c]。弾塑性解析を用いた設計は、超高層ビルを代表に土木・建築関係の構築物に広く用いられており[14~16]、また、機器・配管系関係においても高圧ガス施設の屋外塔槽類の設計に用いられている[17, 18]。しかし、原子炉施設の機器・配管系では、設計基準の作成が進められているが[2-g,h, 19]、主要な機器・配管系での設計事例はない。

これは、原子炉施設の機器・配管系が多種多様であり、これらを非線形多自由度系として扱い、動的な外力に対して設計することの困難さに起因し、さらに、原子炉施設の設計には、高い信頼性が求められるためであると考えられる。一方、既にNewmarkの1977年の論文で、多数の不確定因子によって影響される地震動及び施設の応答に対して、塑性領域が十分な安全裕度を与えること、そして、地震動に対して原子炉施設の弾塑性設計が必要であることが指摘されている[12]。

本章では、原子炉施設の機器・配管系の耐震設計法の概要を述べた後、以下の4つの観点で既往の研究および耐震設計法を概括して、その課題を明らかにし、本論文の目的を述べる。

- 機器・配管系の動的解析法
- 機器・配管系の弾塑性応答特性
- 機器・配管系の耐震設計における許容基準
- 機器・配管系の耐震設計法

1・2 原子炉施設の機器・配管系の重要度分類と耐震設計法の概要

原子炉施設の機器・配管系は、地震の発生によって生ずるおそれがある設計基準対象施設の安全機能の喪失に起因する放射線による公衆への影響の程度に応じて S, B, C クラスの3つの重要度に分類され、表 1.1 に示す通り、重要度に応じた地震力および許容基準を用いて設計される[1]。その具体的な設計法は、原子力発電所耐震設計技術規程（以下、JEAC4601 という）に規定されている[2-a]。

S, B, C クラスの機器・配管系は、静的震度法を用いて静的解析による設計がなされる。静的震度法は、機器・配管系に重要度に応じて設定した設計震度 C_i を静的に作用させ、弾性状態であるよう設計するものである。

S クラスの機器・配管系は、弾性状態を許容基準として弾性設計用地震動を用いた動的解析による設計、さらに機能維持を許容基準として基準地震動を用いた動的解析による設計がなされる。

機能維持の許容基準とは、地震時または地震後に当該機器に要求される機能を維持することである。静的な機能（静的機能）であるバウンダリ機能（内包物を保持する機能）または支持機能が要求される機器・配管系に対しては、一定の塑性変形に止まりその静的機能を維持することであり、また、動作する機能（動的機能）が要求される機器に対しては、その動的機能を維持することである。

表 1.1 原子炉施設の機器・配管系の設計地震力と許容基準

耐震 クラス	静的地震力（設計震度 C_i ）		許容基準	動的地震力		許容基準
	水平震度	鉛直震度		水平地震力	鉛直地震力	
S	$3.6C_i^{*1}$	$1.2C_v^{*2}$	弾性	基準地震動 S_s		機能維持
				弾性設計用地震動 S_d		弾性
B	$1.8C_i$	—	弾性	— ^{*3}		弾性
C	$1.2C_i$	—	弾性	—		弾性

*1 水平震度 C_i は、標準せん断力係数($C_0=0.2$)に対して建物・構築物の振動特性、地盤の種類等を考慮して求められる地震層せん断力係数を震度とした値、または地下部分の水平震度。

*2 鉛直震度 C_v は、震度 0.3 を基準とし、建物・構築物の振動特性、地盤の種類等を考慮して求められる値。

*3 支持構造物の振動と共振のおそれのあるものは、弾性設計用地震動 S_d の 1/2 の地震力を考慮する。

1・3 機器・配管系の動的解析法の研究と課題

(1) 従来の研究

耐震設計に用いる動的解析法には、適切な解析精度を有することが求められるとともに、地震入力や解析モデルの不確実さに対応するため、地震入力や解析モデルの変化が解析結果に及ぼす影響程度を予見できる解析法が望まれる。

現行の耐震設計において、機器・配管系は降伏後も剛性が低下しない仮想的な系、即ち、線形系としてモデル化し、その応答を線形応答解析により求めることが一般的である。多自由度系の線形応答解析法には、時刻歴応答解析法と応答スペクトル解析法がある[2-k]。前者は系の最大応答の厳密解が得られるが、地震入力や解析モデルの変化が解析結果に及ぼす影響程度の予見性がない。後者は各モードの最大応答の同時性について仮定し、モード重ね合わせ則を用いることにより系の最大応答が得られるため、厳密解は得られないが、地震入力を表す加速度応答スペクトルから各モードの最大応答が把握でき、地震入力や解析モデルの変化が解析結果に及ぼす影響程度の予見性に優れている。また、加速度応答スペクトルへの保守性の付与も容易であり、機器・配管系の耐震設計においては、応答スペクトル解析法が広く用いられている。

弾塑性応答する機器・配管系を線形系として扱うと解析は容易になるが、系に生じる履歴減衰や塑性変形による固有周期の変化が考慮できない等の課題がある。弾塑性応答する機器・配管系を実現象に即して降伏後に剛性が低下する系、即ち非線形系としてモデル化すると、その応答を非線形応答解析により求める必要がある。多自由度系の非線形応答解析法にも、時刻歴応答解析法と応答スペクトル解析法があるが、次に述べる課題がある。

前者は系の最大応答の厳密解が得られるが、線形系と同じく地震入力や解析モデルの変化が解析結果に及ぼす影響程度の予見性がない。後者の代表例に等価線形化法を用いた応答スペクトル解析法がある。この解析法は、系の弾塑性応答による剛性の低下と履歴減衰を等価な線形剛性と線形減衰で表すことで、非線形多自由度系を等価な線形多自由度系に置き換え、加速度応答スペクトルを用いて応答スペクトル解析を行う方法である。等価な線形剛性と線形減衰の与え方は幾つかの提案がなされているが、厳密解を与える時刻歴応答解析法との理論的な関係は明らかでない[20～23]。また、等価な線形剛性と線形減衰を用いて収束計算により応答を求める方法も提案されているが[24, 25]、収束計算の結果は予見できないため、地震入力や解析モデルの変化が解析結果に及ぼす影響程度を予見することは難しい。ただし、応答スペクトル解析法であり、解析に用いる加速度応答スペクトルへの保守性の付与は容易である。

(2) 課題

地震入力や解析モデルの変化が解析結果に及ぼす影響程度の予見性に優れ、また、設計上の保守性の付与が容易である非線形多自由度系の応答スペクトル解析法が求められる。

1・4 機器・配管系の弾塑性応答特性の研究と課題

(1) 従来の研究

1960年の論文で A.S.Veletsos と N.M.Newmark は、地震動による塑性率 μ をある特定の値に止めるために必要な系の降伏耐力 f_y （または降伏変位 x_y ）が簡単に得られる弾完全塑性型の一自由度系の応答スペクトル（以下、弾塑性型の一自由度系の応答スペクトルも含め一定塑性率応答スペクトルという）を開発した[26]。ここで、塑性率 μ は一自由度系の最大変形を降伏変形で除した値である。このスペクトルを用いて、地震動に対する弾完全塑性型の一自由度系の応答特性が、以下の通り明らかにされている[26～29]。

- ・ 塑性変形を許容する一自由度系に必要な降伏耐力 f_y は、一自由度系が弾性に止まるために必要な最小の降伏耐力より小さい。系に必要な降伏耐力 f_y は塑性率 μ を増加させるほど低減する。
- ・ たとえ $\mu=1.5$ に対応する程度の小さな塑性変形でも、必要な降伏耐力はかなり小さくなる。塑性率 μ の値を増加させると、さらに低減することができるが、その割合はゆっくりとなる。
- ・ ある特定の塑性率 μ に対し必要な降伏耐力 f_y は減衰比にも依存するが、その程度は大きくない。

以上は、地震動に対する一般的な弾塑性応答特性であるが、(社)日本機械学会で実施された「中越沖地震の柏崎刈羽原子力発電所への影響評価」において、原子炉建物基礎版上の観測波に対する弾塑性型の一自由度系の一定塑性率応答スペクトルの分析により、機器・配管系の弾塑性応答特性が検討され、地震荷重の特徴が評価されている[30]。この中で、機器・配管系の降伏後の剛性が耐震裕度に対して影響を及ぼすことが指摘されている。また、菊池らの評価を踏まえて、許容状態と地震荷重の評価精度を向上させていくことの必要性が提言されている[31]。

(2) 課題

機器・配管系の入力となる地震床応答は、機器・配管系を支持する建物等の構造物（以下、支持構造物という）の応答により増幅しており、地震動と異なる特徴を持つ。ここで、地震床応答とは、支持構造物への地震動入力による機器・配管系が設置された床の応答振動をいう。

地震動に対する一自由度系の弾塑性応答特性は体系的に把握されているが、機器・配管系の弾塑性応答を理解する上で重要である。地震床応答に対する一自由度系の弾塑性応答特性は体系的に把握されていない。また、弾塑性応答特性への系の降伏後の剛性の影響も体系的には把握されていない。地震力により弾塑性応答する機器・配管系を、非線形系としてモデル化し、適切に設計するためには、地震床応答に対する一自由度系の弾塑性応答特性の体系的な理解が求められる。

また、配管系等の多自由度系は直接その応答特性を理解することが困難である。非線形多自由度系の応答特性を把握するためには、線形多自由度系と同様に、モード概念を用いる等

により非線形多自由度系を一自由度系に展開し，その応答の重ね合わせとして多自由度系の応答を理解する必要がある。

1.5 機器・配管系の耐震設計における許容基準と課題

最初に，原子炉施設の機器・配管系の一般的な構造設計において考慮する必要がある荷重とその性質を概括する．次に，原子炉施設を中心に，機器・配管系の耐震設計における既往の許容基準を概括する．機器・配管系の耐震設計には，弾性解析を用いた設計と弾塑性解析を用いた設計があるので，順に述べる．これらを踏まえて，弾塑性解析を用いた設計における許容基準の課題を明らかにする．

(1) 考慮する荷重とその性質

原子炉施設の機器・配管系で考慮する必要がある主な荷重として，表 1.2 のように内圧，自重，熱応力および地震などがあげられる．これらは破損への影響の観点から，それぞれ異なる性質を有し，その性質は作用する荷重により生じる応力により以下のように説明される[32]．

主として外力とのつりあいを満たすために構造内部に発生する応力を一次応力(Primary stress)という．これに対して，二次応力(Secondary stress)とは，主として変形の適合条件を満足するために構造内部に発生する応力の成分である．このような応力の性質に基づき，一次応力及び一次応力を生じさせる圧力，自重などの荷重は荷重制御型，二次応力及び二次応力を生じさせる熱膨張などの荷重は変位制御型と呼ばれる．これらの一次応力と二次応力の他に，ピーク応力(Peak stress)がある．ピーク応力は，応力集中または局部熱応力により，一次応力または二次応力に付加される応力の増加分であり，これも変位制御型である．

原子炉施設の機器・配管に想定される破損様式には，延性破壊・塑性崩壊，過大な変形，座屈および疲労破損がある．応力分類と構造物の破損様式との間には結びつきがあり表 1.3

表 1.2 荷重の分類[32]

荷重の種類	荷重の性質	繰返し数	持続時間
内 圧	荷重制御	少	長
自 重	荷重制御	無	長
熱応力	変位制御	多	短
地 震	荷重/変位制御*	多	短

*条件に依存する．

表 1.3 応力分類と破損様式との関連[33]

	延性破壊，塑性崩壊	過大な塑性変形，座屈	疲労破損
一次応力	○	○	○
二次応力		○	○
ピーク応力			○

のようにまとめられる[33]. 応力分類が異なると、構造の健全性に及ぼす影響と、その結果として後述する許容限界が大きく異なるため、この分類は重要である[34].

従来、地震慣性力による負荷は荷重制御型として扱われてきたが、表 1.2 の地震の欄に示すように、近年の試験研究から地震慣性力による破損は、通常の条件では荷重制御型ではなく変位制御型の破損様式となることがわかってきている[32, 34, 35]. 条件により地震慣性力による負荷が荷重制御型、変位制御型又はこれらの混合型となると考えられるが、この条件は明らかにされていない. 現行の原子炉施設の機器・配管系の耐震設計法を規定する JEAC4601 では、従来通り地震慣性力による負荷を荷重制御型として扱っている.

(2) 既往の弾性解析を用いた設計における許容基準

現行の原子炉施設の機器・配管系の耐震設計法を規定する JEAC4601 では、弾性解析を用いた設計を基本としている. これは、現行の原子炉施設の機器・配管系の構造設計一般の方法を規定する、発電用原子力設備規格 設計・建設規格が、弾性解析を用いた設計を基本としている[36-a]ことと整合している.

弾性解析を用いた設計における許容基準は、この設計法に応じた破損様式ごとの許容基準が設計・建設規格に規定されており[36-a], JEAC4601 も、弾性解析を用いた設計における許容基準は、基本的にこれに準拠している[2-f].

具体的な許容基準は、破損様式と結びついた強度指標により表された許容限界により規定される. 以下に現行の設計法である弾性解析を用いた設計の方法における強度指標と許容限界について述べる.

(a) 強度指標

破損様式ごとの構造物の破損する限界の状態（以下、破損限界という）は、その破損様式と結びつきの強い強度指標により表され、この強度指標により表された破損限界は、構造物の形状や材質、使用環境に依存する. 一方、設計に用いる強度指標には以下が求められる.

【設計に用いる強度指標に求められる条件】

- ・破損様式と結びついた強度指標であること
- ・構造物の形状に依存せず許容限界を表すことができる強度指標であること
- ・適用する設計法において得られる強度指標であること

構造物の破損様式と強度指標を表 1.4 に示す. 一列目に破損様式を示し、二列目に破損様式と結びつきの強い強度指標を示し、三列目と四列目に、弾性解析を用いた設計と弾塑性解析を用いた設計に用いる既往の強度指標を各々示す. 現行の原子炉施設の設計法である弾性解析を用いた設計の方法では、破損様式毎に、破損様式と結びついた応力分類毎の弾性応力またはその応力強さを強度指標としていることがわかる. ここで、弾性応力とは仮想的な弾性体に生じる応力であり、その応力強さとは多軸の弾性応力の状態を単軸の弾性応力の強さとして表したもの（与えられた点で発生している最大主応力と最小主応力の代数的な差をいう

[36-b]) である。従って、これらの強度指標は、弾性解析を用いた設計の方法の強度指標として、設計に用いる強度指標に求められる条件を満たすことがわかる。

(b) 許容限界

破損様式ごとの許容基準は、表 1.3 に示す応力の分類と破損様式との結びつきを踏まえて、それぞれの分類の弾性応力に対して異なる合理的な許容限界を設けて制限している[33]。この許容限界は、破損様式ごとの破損限界に設計上の安全率を考慮して規定されたものである。例えば、一次応力評価の許容限界は、「鋼材の究極的な強さを基にして、これを弾性計算により、塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたもの[36-c]」である。

(3) 既往の弾塑性解析を用いた設計における許容基準

弾塑性解析を用いた設計の方法における許容基準も、表 1.4 に示す破損様式と結びついた強度指標に対して合理的な許容限界を設けて制限している。既往の弾塑性解析を用いた設計の方法のいずれの強度指標も、設計に用いる強度指標に求められる条件を満たす。以下に、これらの強度指標により表された既往の弾塑性解析を用いた設計の方法における許容限界について述べる。

(a) 延性破壊・塑性崩壊，過大な塑性変形

高圧ガス設備等の設計法においては、塔槽類の破損想定部位に対し塑性率の許容限界が規定されているが[17, 18]，既往の原子炉施設の設計法においては、限定された配管支持構造物のみ変形量の許容限界が規定されており[2-g]，他の機器・配管系に用いることができる許容限界は規定されていない。

(b) 座屈

高圧ガス設備等の設計法においては、塔槽類の破損想定部位に対し塑性率の許容限界が規定されている[17, 18]。現行の原子炉施設（軽水炉）の設計法においては、平底円筒形貯水タンクのみ座屈による一定の塑性変形を許容する許容限界が規定されているが[2-h]，その他の機器・配管系に対しては基本的に座屈を発生させない許容限界が規定されている。また、高速増殖炉の原子炉容器等の設計法において、一定の塑性変形を許容する許容限界が規定されている[19]。

前述の平底円筒形貯水タンクと高速増殖炉の原子炉容器等の許容限界は、各々、容器構造設計指針（日本建築学会）と NASA の座屈強度評価式[41] [42]を参考に、試験や解析を行い、座屈強度評価式を規定したものである。

(c) 疲労破損

現行の原子炉施設（軽水炉）の設計法においては、弾性解析を用いた設計における疲労破損の許容限界として、設計・建設規格の設計疲労線図が用いられている[36-d]。この線図は、最適曲線に安全率を考慮して設定した曲線であり、ひずみ振幅にヤング係数を乗じて応力の次

元に直した仮想的な弾性応力振幅で示されているものである[33]。設計疲労線図において、意味ある物理量はひずみ振幅であり、弾塑性解析を用いた設計法におけるひずみ振幅に対する許容限界として、この線図を用いることに特段の課題はない。

(4) 既往の弾塑性解析を用いた設計における許容基準の課題

高圧ガス設備等の設計法においては、塔槽類の破損想定部位に対して破損様式毎に塑性率の許容限界が規定されている。既往の原子炉施設の設計法においては、配管、限定された配管支持構造物及び平底円筒形貯水タンクに対して弾塑性解析を用いた設計における許容限界が規定されており、その他の機器に対する許容限界は規定されていない。

設計における許容限界は、破損様式ごとの破損限界に設計上の安全率を考慮して規定する必要がある。原子炉施設に適用する弾塑性解析を用いた設計における許容限界の設定に当たっては、基本的に、現行の原子炉施設の設計法である弾性解析を用いた設計における許容限界の有する安全率を踏まえる必要がある。

表 1.4 機器・配管系の破損様式と強度指標

破損様式 (応力分類)	破損様式と結びつきの強い 強度指標	設計に用いる既往の強度指標	
		弾性解析を用いた設計	弾塑性解析を用いた設計
延性破壊・塑性崩壊 (一次応力)	荷重制御型の荷重	一次応力強さ(弾性応力)	・変形量[b] ・塑性率[e]
過大な塑性変形 (一次+二次応力)	変形量	一次+二次応力強さ(弾性応力)または疲労破損に対する評価に包含	・疲労破損に対する評価に包含[a] ・変形量[b] ・塑性率[e]
座屈 (一次+二次応力)	主に圧縮荷重	一次+二次応力(弾性応力)	・一次+二次応力* ¹ [c,d] ・塑性率[e]
疲労破損 (一次+二次+ピーク応力)	ひずみ振幅, 繰返し数	一次+二次+ピーク応力強さ(弾性応力* ²), 繰返し数	・ひずみ振幅[a, b], 繰返し数

*1 弾性応力に応答低減係数を乗じた応力

*2 弾性応力に簡易補正係数を乗じた応力

注記 [a] JSME 事例規格(作成中) 配管の弾塑性設計法[37~40]

[b] JEAC4601 配管支持構造物の弾塑性設計法[2-g]

[c] JEAC4601 平底円筒形貯水タンクの弾塑性設計法[2-h]

[d] 高速増殖炉座屈設計技術指針[19]

[e] 高圧ガス設備等耐震設計指針[17]

1・6 機器・配管系の耐震設計法と課題

機器・配管系の耐震設計法と課題について、動的解析による設計と静的解析による設計各々について、以下に述べる。

1・6・1 動的解析による設計と課題

(1) 現行の動的解析による設計

現行の原子炉施設の耐震設計法を規定している JEAC4601 において、機器・配管系の耐震設計は弾性解析を用いた設計を基本としている。この弾性解析を用いた設計の方法を表 1.5 に示す[2-i]。上の行から、設計の方法の概要、応答評価法、強度指標／破損様式および指標の保守性を示す。概要欄に示すように、この方法は機器・配管系を降伏後も剛性が低下しない仮想的な線形系として動的解析を行い、得られた応答値が許容限界の範囲内にあることを確認するものである。弾塑性応答する機器・配管系の耐震設計に弾性解析を用いた設計を用いると、弾塑性応答による応答低減効果が考慮されない等、様々な課題がある[12, 13]。

弾塑性応答する機器・配管系の耐震設計を高度化するためには、機器・配管系を現実に即し、非線形系として動的解析を行い、得られた応答値が許容限界の範囲内にあることを確認する弾塑性解析を用いた設計を用いる必要がある[2-c]。このため、表 1.6 に示す弾塑性解析を用いた設計の方法が提案されている。一行目に示す 3 つの設計法に対して、上の行から、設計の方法の概要、地震入力、応答評価法、強度指標／破損様式および指標の保守性を示す。高圧ガス設備等ではこの設計の方法が多く設備に適用されているが、原子炉施設の機器・配管系ではこの設計の方法を実機に適用するには至っていない。弾塑性解析を用いた設計を原子炉施設の機器・配管系に適用するためには、次に示す動的解析による設計の方法（以下、動的設計法という）に求められる条件を満たす設計法が必要であると考えられる。

【動的設計法に求められる条件】

- a) 許容限界は、破損様式と結びついた強度指標により規定されたものであること
- b) 応答・強度評価法は、破損様式と結びついた強度指標の値を保守的に求めるものであること

条件 a)については前節で述べた。本節では条件 b)に照らして、既往の動的解析による設計を分析する。条件 b)については、さらに次に示す 2 つの条件に分けて考えることができる。

- b-1) 系の応答指標の値（応答値）を保守的に求められる応答評価法（動的解析法、減衰比等）であること
- b-2) 系の応答値から強度指標の値（強度値）を保守的に求められる強度評価法であること

条件 b-2)の強度評価法は、既往の構造設計の方法が適用できることから、条件 b-1)の応答評価法に着目して、既往の設計法について考察する。

(a) 現行の弾性解析を用いた設計の方法

表 1.5 の指標の保守性欄は、既往の弾性解析を用いた設計の方法を、条件 b-1)に着目して分析した結果である。系が弾性応答する範囲では、小さな減衰比を用いると応答指標である系の変形を保守的に得ることができるため、動的設計法に求められる条件を満たしているこ

とがわかる。ただし、変形が降伏変形を超えると、弾塑性応答する現実の機器・配管系と乖離が生じ、適切な応答を得ることができない。

(b) 既往の弾塑性解析を用いた設計の方法

弾塑性応答する機器・配管系は、非線形系であるため応答値を保守的に得ることは容易でない。弾性応答する系に考慮した事項とは別に、機器・配管系のモデル化等において応答値を保守的に得るための特別な考慮が必要である。

表 1.6 の指標の保守性欄は、既往の弾塑性解析を用いた設計の方法を、条件 b-1)に着眼して分析した結果である。表 1.6 に示す設計の方法は、応答指標に変形量やその微視的な量であるひずみを用いる設計法（以下、応答指標に変形量等を用いる設計法という；表 1.6 [a, b]）と応答指標に塑性率を用いる設計法（表 1.6[c]）に大別できる。

前者は、精緻なモデルを作成することで、動的解析により、応答値である変形量やひずみ振幅が保守的に得られる応答評価法である。一方、後者は、降伏耐力の小さいモデルを作成することで、動的解析により、応答値である塑性率が保守的に得られる応答評価法である。従って、両者はともに動的設計法に求められる条件を満たしていると考えられるが、前者は解析のため精緻なモデル作成が必要であり、計算コストの高い方法であるのに対し、後者は解析が比較的容易であるが、一自由度系のみ扱うことができる方法である。

表 1.5 弾性解析を用いた設計の方法

		JEAC4601 弾性解析を用いた設計の方法
概要		機器・配管系を線形系としてモデル化し、動的解析により得られた応答値から各部材が弾性体であるとして応力等を算出し、これが許容限界以下であることを、一次応力強さの評価や疲労評価等により確認する。
応答評価法	動的解析法*1	<ul style="list-style-type: none"> 弾性応答スペクトル解析法 弾性時刻歴解析法
	応答指標	<ul style="list-style-type: none"> 変形量
強度指標／破損様式		弾性応力／延性破壊・塑性崩壊，過大な変形，塑性崩壊，座屈，疲労破損
指標の保守性（弾性応答）		<p>減衰比を小さくすることで、応答指標である変形を保守的に得ることができる。</p> <ul style="list-style-type: none"> 小さな減衰比 加速度床応答スペクトルの±10%の拡幅または複数の時刻歴解析*

* 地震動や支持構造物の振動および系の振動の不確かさを考慮

表 1.6 弾塑性解析を用いた設計の方法

設計法	[a] JSME 事例規格(作成中) 配管の弾塑性設計法[37~40]	[b] JEAC4601 配管支持構造物の弾塑性設計法[2-g, 24]	[c] 高圧ガス設備等耐震設計指針 [17]
概要	配管を弾塑性有限要素により詳細にモデル化し、動的解析によりひずみ振幅を算出し、許容限界以下であることを疲労評価により確認する。	弾塑性応答を考える配管支持構造物の荷重-変位特性を二直線モデル等によりモデル化し、動的解析により得られた応答値から、変形量及び、ひずみ振幅を算出し、許容限界以下であることを疲労評価等により確認する。	屋外の塔槽類を一自由度系としてモデル化し、動的解析により塑性率を算出し、許容塑性率以下であることを確認する。短周期側の系は応答倍率曲線のピーク値を用いる。
地震入力	・地震床応答	・地震床応答	・地震動
応答評価法	モデル化	<ul style="list-style-type: none"> 配管系：多自由度はりモデル 弾塑性支持構造物：材料の応力-ひずみ線図に基づく非線形ばね（荷重-変形特性 Ramberg-Osgood モデル） 弾性支持構造物：線形ばね 	<ul style="list-style-type: none"> 塔槽類：弾完全塑性型の一自由度系 降伏耐力は実機より小さめの値を採用（設計降伏耐力）
	動的解析法（弾塑性応答解析）	<ul style="list-style-type: none"> 弾塑性時刻歴解析法 弾性応答スペクトル解析法（等価線形化法） 弾塑性時刻歴解析法 	<ul style="list-style-type: none"> エネルギー法 弾性応答スペクトル解析法（等価線形化法） 弾塑性時刻歴解析
	応答指標	・ひずみ振幅	・変形量
強度指標／破損様式	・ひずみ振幅／疲労破損	・ひずみ振幅、変形量または塑性率／過大荷重、過大変形及び疲労による破損	・塑性率／延性破壊・塑性崩壊、座屈他（疲労破損除く）
指標の保守性	弾性応答	<ul style="list-style-type: none"> 小さな減衰比 複数の時刻歴解析* 	<ul style="list-style-type: none"> 小さな減衰比 加速度床応答スペクトルの±10%の拡幅*
	弾塑性応答	材料特性等の配管モデル化手法を含め解析法の妥当性を、ベンチマーク解析やパラメトリック・スタディにより確認しており、その解析法をガイドライン化している。	系の降伏耐力に実機より小さめの値を用いるため、応答指標である塑性率が保守的に得られる。また、系の塑性化による固有周期の長周期化を考慮して、短周期側の系は応答倍率曲線のピーク値を用いる。

* 地震動や支持構造物の振動および系の振動の不確かさを考慮

なお、弾塑性解析を用いた設計の方法には、上述の応答評価法（動的解析：弾塑性応答解析）の他に、弾性応答解析で得られた応答値を簡易に設定した応答低減係数により低減する応答評価法がある。この応答評価法を用いる設計法（以下、応答低減係数を用いる設計法という）は、簡易法であるため一般的に上述の応答評価法より大きな裕度を見込む必要がある。前述の平底円筒形貯水タンクと高速増殖炉の原子炉容器等の設計には、この応答評価法が用いられている[2-h][43, 44].

(2) 課題

設計実務に用いやすい計算コストで、動的設計法に求められる条件を満たす非線形多自由度系の応答評価法が求められる。

1・6・2 静的解析による設計と課題

(1) 現行の静的解析による設計

代表的な静的解析による設計の方法（以下、静的設計法という）として静的震度法があり、静的震度法及びこれを改良した修正震度法は、我が国の建物、土木構造物及び機器・配管系全般の耐震設計に適用されている[2-a,j, 45].

1916年（大正5年）、佐野利器により発表された「家屋耐震構造論」において、地震の作用を表すのに「震度」の概念が用いられた[46, 47]. また、建物の設計に水平震度0.1を考慮すべきこと、そうすれば材料安全率3によって水平震度0.3までの地震に耐えうること等が述べられている。このような考え方を受けて、内藤多伸により水平震度1/15を用いて設計された日本興業銀行ビルが、関東地震(1923,M7.9)で無被害であったことで、建物の耐震設計の重要性が認められた。翌年の1924年に市街地建築物法の施行令に世界で初めての耐震規定が設けられ、建物の建築に当たっては設計震度（水平）0.1以上を採用することが義務づけられた[46]. この後、1950年の建築基準法の制定において、許容応力度を従来の2倍に引き上げる代わりに、設計震度が0.1から0.2に引き上げられた[48].

大地震のときに実際に建物に作用する震度が、在来の設計震度0.2よりはるかに大きくなり得ることは、最近の震害状況、強震計の記録、地震応答解析の知見などによって裏付けられている。建物に被害をもたらすような大地震では、地盤における地震加速度（地盤震度）は0.2以上であり、短周期の建物では弾性応答震度は地盤の3~4倍程度になることから、中低層建物の場合、弾性だとすれば1.0程度の応答震度を生じることは十分考えられる。しかしながら、これまでの大地震で多数の建物がこのような大きな入力に耐えてきたのは、以下のいずれか、あるいはその組合せの状態にあるためと考えられている[3].

- ・ 建物が設計震度に対して十分な余剰強度をもつ。
- ・ 構造各部が降伏するため建物に加わる地震力はある値以上に上がらないが、これに伴う塑性変形に十分耐えるような降伏後のねばりをもつ。

機器・配管系が設計震度を越える地震力を受けると、弾性挙動を超えて塑性変形する可能性があるが、原子炉施設の機器・配管系には延性に優れた鋼材が用いられており、地震時には一定の塑性変形を許容することができる構造としている。弾塑性体は、降伏点を越えた応

答において履歴減衰による系のエネルギー吸収が期待でき、弾性体の地震応答と比較して応答が大きく低減する。従って、静的震度法により設計した機器・配管系には、その延性により設計地震力（設計震度）を超える大きな地震を受けた場合においても、一定の信頼度でその機能を維持することが期待できる。

近年、東北地方太平洋沖地震や新潟県中越沖地震等の発生により、多くの原子力発電所で大きな地震を経験したため、地震に対する機器・配管系の損傷状態に関する実機データが蓄積された。その結果、近年の原子力発電所の震災事例では、低耐震クラスの機器・配管系において、設計震度を超過する地震に対しても機能低下・喪失レベルの損傷が発生する頻度は低いことが確認されている[9～11]。特に、応答増幅が小さく地盤沈下等による相対変位の影響を受けにくい岩着の基礎・建物へ設置された機器・配管系の損傷はわずかである。

静的設計法としては上述の静的震度法の他に、固有振動数の高い機器・配管系の耐震設計に用いる「地震床応答の最大加速度を用いる方法」がある[2-k]。これは、地震床応答の最大加速度を設計震度とし、機器・配管系に一律に静的に作用させ、これにより生じる応力が許容限界の範囲内にあるよう設計するものである。こちらも、原子炉施設の耐震設計において実績のある設計法である。

(2) 課題

近年の原子力発電所の震災において、低耐震クラスの機器・配管系においても機器・配管系の損傷は少なく、静的解析による設計が有効に機能したと推定されるが、その機構は十分には解明されていない。

以上、既往の研究および耐震設計法の課題を踏まえると、地震床応答に対する機器・配管系の弾塑性応答特性を定量的に理解し、これに立脚した弾塑性設計法の構築が必要であると考えられる。

1・7 本論文の目的と構成

本論文では、原子炉施設の機器・配管系の耐震設計に用いることができる弾塑性設計法の提案を目的に、地震床応答に対する機器・配管系の弾塑性応答特性に基づく、弾塑性設計法の研究を行う。

動的解析による設計では、以下に示す動的設計法に求められる条件を満たす弾塑性解析を用いた設計の方法を提案する。

【動的設計法に求められる条件】

- a) 許容限界は、破損様式と結びついた強度指標により規定されたものであること
- b) 応答・強度評価法は、破損様式と結びついた強度指標の値を保守的に求めるものであること

静的解析による設計では、この設計法が弾塑性応答する機器・配管系に対して機能する機構を定量的に考察し、地震力のレベルに応じて設計震度が考慮できる静的震度法を提案する。

なお、本研究は、機器・配管系が地震時または地震後に一定の塑性変形に止まり、その静的機能（バウンダリ機能，支持機能）を維持するための設計を対象とし、その動的機能を維持するための設計は対象としない。

弾塑性設計法の分類と本研究の範囲を図1・2に、また本論の構成を以下に示す。

第2章 一定塑性率応答スペクトルと非線形系の応答スペクトル解析法では、系の降伏耐力と地震力により生じる塑性率の関係を表す一定塑性率応答スペクトルを説明し、このスペクトルを用いる非線形多自由度系の応答スペクトル解析法を提案する。提案する動的解析法は、非線形多自由度系の運動方程式から、固有モード間の相互作用がないとの仮定を用いて導出した、各固有モードの運動を表す独立した非線形一自由度系の運動方程式を用いるものである。ここで、固有モードは非線形多自由度系の弾性領域の固有モードである。非線形一自由度系の運動方程式を用いて、非線形多自由度系の応答を、各固有モードの応答の重ね合わせとして算定するため、非線形多自由度系の応答特性を把握する有力な手段となる。また、応答指標が塑性率であるため、第5章で提案する「塑性率設計法」に用いる動的解析に適している。（本章は1・3の課題に対応する。）

第3章 地震床応答に対する非線形系の応答特性では、地震床応答に対する一定塑性率応答スペクトルを分析し、支持構築物上の非線形一自由度系の応答特性として、許容する塑性率と系に必要な降伏耐力、及びこの降伏耐力の線形弾性系に必要な降伏耐力に対する低減度の関係を明らかにする。また、第2章で提案した動的解析法に基づき、非線形多自由度系の応答特性について述べる。（本章は1・4の課題に対応する。）

第4章 機器・配管系の弾塑性設計における許容基準では、原子炉施設の機器・配管系を対象に、動的設計法に求められる条件 a) を満たす弾塑性解析を用いた設計における許容基準を提案する。具体的には、弾塑性解析を用いた設計における破損様式と結びついた強度指標を提案し、破損様式毎の強度指標により許容限界を設定する考え方を述べる。このうち、延性破壊・塑性崩壊に対しては強度指標を塑性率とする具体的な許容限界を提案する。（本章は1・5の課題に対応する。）

第5章 機器・配管系の弾塑性設計法では、機器・配管系の動的解析による設計と静的解析による設計について述べる。（本章は1・6の課題に対応する。）

動的解析による設計では、第3章で明らかにした地震床応答に対する非線形系の応答特性を踏まえて、動的設計法に求められる条件を満たす弾塑性解析を用いた設計の方法を提案する。この方法は、第4章で提案した許容基準と本章で提案する応答・強度評価法から構成される。応答・強度評価法には、多自由度系に適用できる「塑性率設計法」と一自由度系に適用できる「簡易化必要降伏耐力設計法」がある。塑性率設計法は応答評価における応答指標を塑性率とする設計法であり、簡易化必要降伏耐力設計法は必要な降伏耐力を簡易に設定することができる設計法である。

静的解析による設計では，第3章で明らかにした応答特性に基づき，静的設計法である地震床応答の最大加速度を用いる方法と静的震度法を導き，静的設計法が機能する機構を定量的に考察する．また，この考察に基づき，地震力のレベルに応じて設計震度が考慮できる静的震度法を提案する．

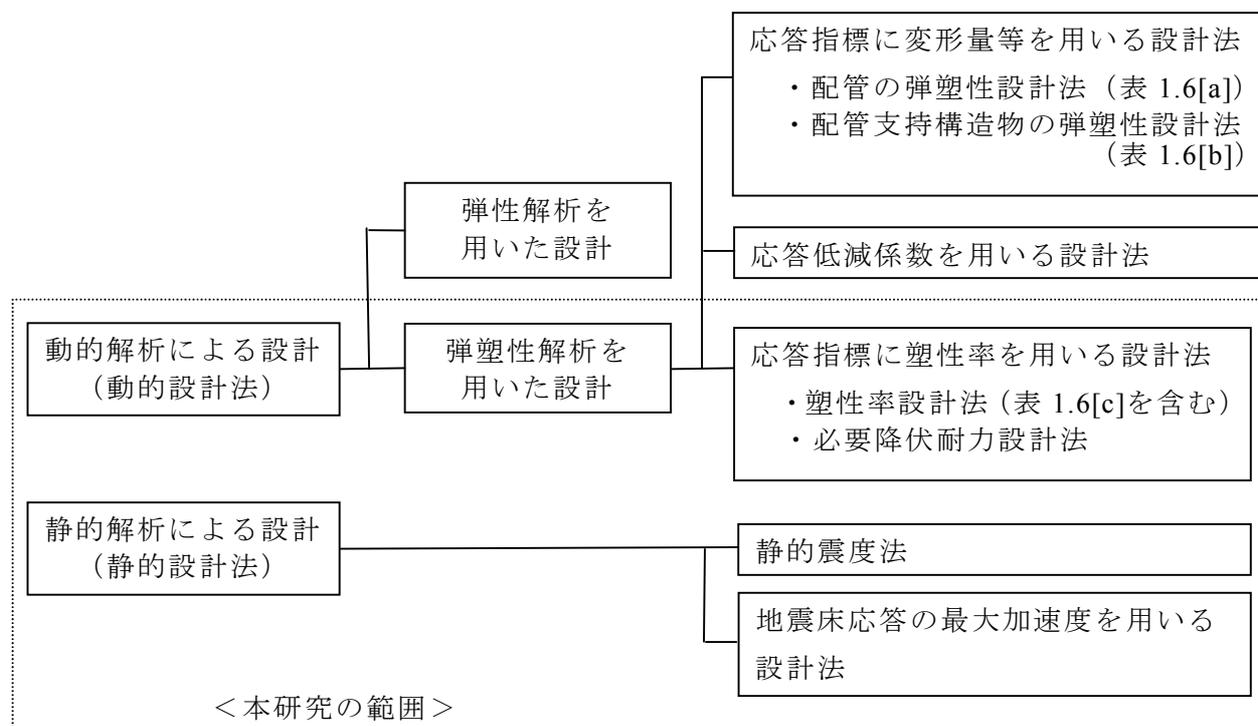


図 1.2 弾塑性設計法の分類と本研究の範囲

第2章 一定塑性率応答スペクトルと 非線形系の応答スペクトル解析法

本章では、初めに本論文で対象とする一自由度系とその運動方程式を示す。次に、系の降伏耐力と地震力により生じる塑性率の関係を表す一定塑性率応答スペクトルを説明し、このスペクトルを用いる非線形多自由度系の応答スペクトル解析法を提案する。提案する動的解析法は、非線形多自由度系の運動方程式から、固有モード間の相互作用がないとの仮定を用いて導出した、各固有モードの応答を表す独立した非線形一自由度系の運動方程式を用いるものである。モード展開により、各固有モードの応答は新たに導入した「モード塑性率」により表され、非線形多自由度系の応答は「各ばねの塑性率」により表される。ここで、固有モードは非線形多自由度系の弾性領域の固有モードである。

この解析法は、非線形多自由度系の応答を非線形一自由度系の応答の重ね合わせとして算定するため、第3章で述べる非線形多自由度系の応答特性を把握する有力な手段となる。また、応答指標が塑性率であるため、第5章で提案する「塑性率設計法」に用いる動的解析に適している。

2・1 一自由度系と塑性率指標の運動方程式

初めに、本論文で考える非線形一自由度系と対応する線形一自由度系、及びこれらの系の変形度を表す塑性率について説明する。次に、一自由度系の変形指標の運動方程式を説明し、この運動方程式から塑性率指標の運動方程式を導く。

(1) 一自由度系と塑性率

力-変形関係が図2・1に示す二直線骨格曲線であり、移動硬化則に従う復元力特性をもつ一自由度系を考える。ここで、 x^y は降伏変形、 x^{\max} は最大変形、 f^y は降伏耐力、 f_{\max} は最大復元力、 k は初期剛性、 k' は二次剛性である。本論文で考える一自由度系は、剛性比 $\gamma = k'/k$ の範囲が $0 \leq \gamma < 1$ の非線形一自由度系、およびこれに対応する線形一自由度系とする。対応する線形一自由度系とは、非線形一自由度系と質量、初期剛性、減衰比、降伏点が等しく、剛性比 γ を1とした系であり、変形が降伏変形を超えても剛性が低下しない仮想的な系である。非線形一自由度系は変形が降伏変形を超えると剛性が低下する系であるが、対応する線形一自由度系はこの剛性低下が極限まで小さくなった系と考えることができる。図2・1に示す(a)および(b)が、各々、非線形一自由度系、および対応する線形一自由度系である。

これらの系はいずれも降伏点を持つため、最大変形 x^{\max} となる時の変形度は、次式で定義される塑性率 μ により表される。

$$\mu \equiv \frac{x^{\max}}{x^y} \quad (2.1)$$

塑性率 μ は、塑性変形によるエネルギー吸収を取り扱うための指標として用いられることが多いが[49]、本論文では系の応答を表す指標として、弾性応答する系 ($0 \leq \mu \leq 1$) と弾塑性応答する系 ($1 < \mu$) の両者に用いる。

塑性率 μ を用いると、最大復元力 f_{\max} は次式により与えられる。

$$f_{\max} = \mu f^y \quad (0 \leq \mu \leq 1) \quad (2.2)$$

$$f_{\max} = (1 + (\mu - 1)\gamma) f^y \quad (1 < \mu) \quad (2.3)$$

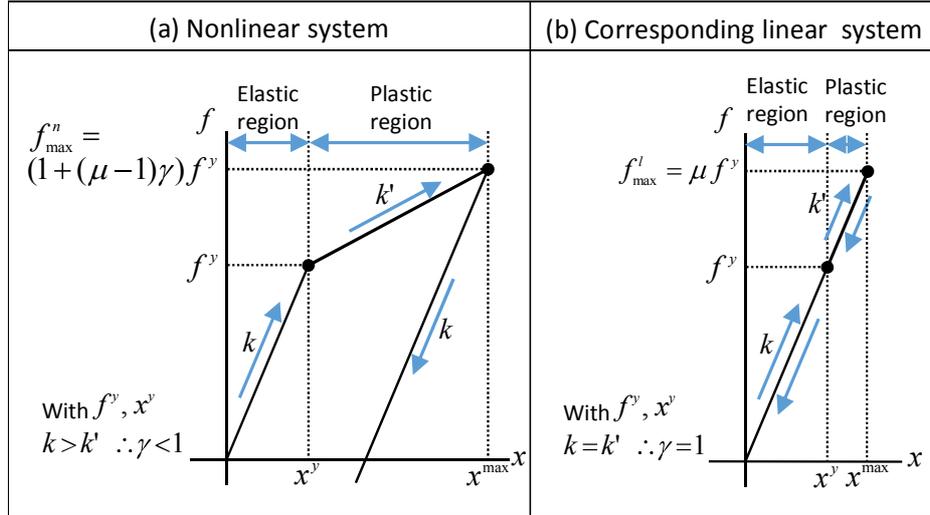


Fig. 2.1 Force-deformation diagrams of inelastic single-degree-of-freedom systems.

(2) 変形指標の運動方程式

応答が弾性領域にある一自由度系の変形を表す運動方程式は次式となる。

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = F(t) + F_c \quad (|x| \leq x^y) \quad (2.4)$$

ここで、 x は変形、 m は質量、 c は減衰係数、 t は時間である。また、 $F(t)$ は外力の変動成分、 F_c は外力の定常成分であり、後者を一定荷重ということにする。外力の変動成分は地震力または正弦波による加振力を表す項であり、外力の定常成分は自重等の定常的な外力を表す項である。

変形 x が降伏変形 x^y を超えると降伏し、二次剛性 k' の系となる。応答が塑性領域にある系の変形を表す運動方程式は次式となる。

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + k'x + (k - k')x^y = F(t) + F_c \quad (x > x^y) \quad (2.5)$$

式 (2.4) および (2.5) を質量 m で除すと次式が得られる。

$$\ddot{x} + 2h\omega_n\dot{x} + \omega_n^2 x = -\ddot{x}_E + F_c/m \quad (|x| \leq x^y) \quad (2.6)$$

$$\ddot{x} + 2h\omega_n\dot{x} + \omega_n'^2 x + (\omega_n^2 - \omega_n'^2)x^y = -\ddot{x}_E + F_c/m \quad (x > x^y) \quad (2.7)$$

ここで、 $\omega_n = \sqrt{k/m}$ は固有角振動数、 $\omega_n' = \sqrt{k'/m}$ は二次剛性に対応した固有角振動数、 $h = c/2\sqrt{mk}$ は減衰比、 $\ddot{x}_E = -F(t)/m$ は外力の変動成分による加速度である。

(3) 塑性率指標の運動方程式

式 (2.6) および (2.7) を降伏変形 x^y で除すと、系の時間依存塑性率 $D = x/x^y$ を表す運動方程式が次の通り得られる [29].

$$\ddot{D} + 2h\omega_n\dot{D} + \omega_n^2 D = -\omega_n^2 (\ddot{x}_E/a^y - \alpha) \quad (|D| \leq 1) \quad (2.8)$$

$$\ddot{D} + 2h\omega_n\dot{D} + \omega_n'^2 D + (\omega_n^2 - \omega_n'^2) = -\omega_n^2 (\ddot{x}_E/a^y - \alpha) \quad (D > 1) \quad (2.9)$$

ここで、 $a^y = f^y/m$ は系の降伏加速度、 $\alpha = F_c/f^y$ は一定荷重係数である。系の塑性率は $\mu = \max\{D(t)\}$ より得られ、式 (2.8), (2.9) 及び固有周期 $T_n = 2\pi/\omega_n$ 、剛性比 $\gamma = k'/k = (\omega_n'/\omega_n)^2$ より、外力の変動成分による加速度 \ddot{x}_E に対し 5 つのパラメータ: $a^y, T_n, h, \gamma, \alpha$ により定まることがわかる。次節では、この関係を用いて一定塑性率応答スペクトルを説明する。

(4) 系に作用する外力

一般的に、構造物は鉛直方向には自重に対して十分な耐力を持つよう設計するため、水平方向の地震力の影響を受けやすく、また地震力は鉛直方向に比べて水平方向が大きい。水平方向の地震力の構造物への影響を考える場合、定常荷重が作用しない一自由度系として考えると問題を単純化することができる。本論文においては、これ以降の本章及び第3章では定常成分のない外力 ($F_c = 0, \alpha = 0$)、従って $F(t) + F_c = F(t)$ となる外力を考え、第4章では定常成分のある外力とない外力を考える。これ以降の本章及び第3章においては、外力を $F(t)$ 、外力による加速度を \ddot{x}_E と表記する。

2・2 一定塑性率応答スペクトル

1960年の論文で A.S.Veletsos と N.M.Newmark は、地震動による塑性率をある特定の値 μ に止めるために必要な降伏耐力 f^y が容易に得られる弾完全塑性型一自由度系の応答スペクトル (以下、弾塑性型一自由度系の応答スペクトルも含め一定塑性率応答スペクトル (Constant ductility response spectrum) という。) を開発した [26]。降伏耐力 f^y は、機器・配管系の構造設計をする上での基本的な設計要求値であり、また、塑性率 μ は系の変形度を直接表す指標である。従って、系の降伏耐力 f^y と塑性率 μ の関係を表すこのスペクトルは、地震応答と降伏する機器・配管系の設計を理解する上で重要である。

(1) 一定塑性率応答スペクトルの作成方法

一定塑性率応答スペクトル $a^y(T_n, h, \gamma; \mu)$ は、外力 $F(t)$ が作用する剛性比 γ 、減衰比 h の一自由度系の降伏加速度 a^y (または降伏耐力 f^y) を、特定の塑性率 μ に対して固有周期 T_n の関数として図示したものである。ここで、記号 \bar{X} は X のスペクトルを意味する。また、本章では定常成分のない外力 ($F_c = 0, \alpha = 0$) が作用する系を考えているため、降伏加速度 a^y は、4 つのパラメータ: μ, T_n, h, γ により定まる。

一定塑性率応答スペクトルは、固有周期 T_n 毎に、外力 $F(t)$ が作用する剛性比 γ 、減衰比 h の一自由度系に対し降伏加速度 a^y を変化させ、特定の塑性率 μ に収束する降伏加速度 a^y を収束計算により求め、作成することができる[29]。これは、固有周期 T_n 、剛性比 γ 、減衰比 h の一自由度系に対し、外力 $F(t)$ が作用し系に生じる変形度、すなわち塑性率 μ を定めると、系の降伏耐力 f^y と降伏変形 x^y 及び最大復元力 f_{\max} と最大変形 x^{\max} が定まることを意味する。

系の降伏耐力 f^y を最大外力 $F_0 = \max\{F(t)\}$ を用いて基準化する、すなわち次式で定義する外力基準化降伏耐力 χ を導入すると、一定塑性率応答スペクトルは a^y, f^y に代えて χ により表すことができる。

$$\chi \equiv \frac{f^y}{F_0} \tag{2.10}$$

島根原子力発電所2号機原子炉建物で観測した鳥取県西部地震の床応答を図2.2に、この一定塑性率応答スペクトルを図2.3に示す。この図の横軸は固有周期 T_n 、縦軸は降伏加速度 a^y を表し、7通り塑性率($\mu=0.5\sim 5$)に対するスペクトルを表す。一定塑性率応答スペクトルを用いると、系の降伏耐力 f^y 、固有周期 T_n 、減衰比 h 及び剛性比 γ から系に生じる応答値として塑性率 μ を得ることができる。また、系の固有周期 T_n 、減衰比 h 、剛性比 γ 及び系に許容する塑性率 μ から系に必要な降伏耐力 f^y を得ることができることから、一定塑性率応答スペクトルは必要耐力スペクトルともいわれる。

なお、一定塑性率応答スペクトルは、通常、定常成分のない外力が作用する系($F_c=0, \alpha=0$)に対して作成するが、一定荷重係数 α を変数として、定常成分のある外力に対しても同様に作成することができる[50]。

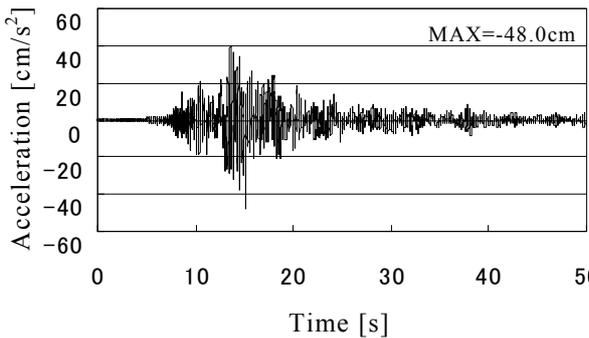


Fig. 2.2 History waveform of floor motion
[The Western-Tottori Earthquake at NS-2 R/B ch24]

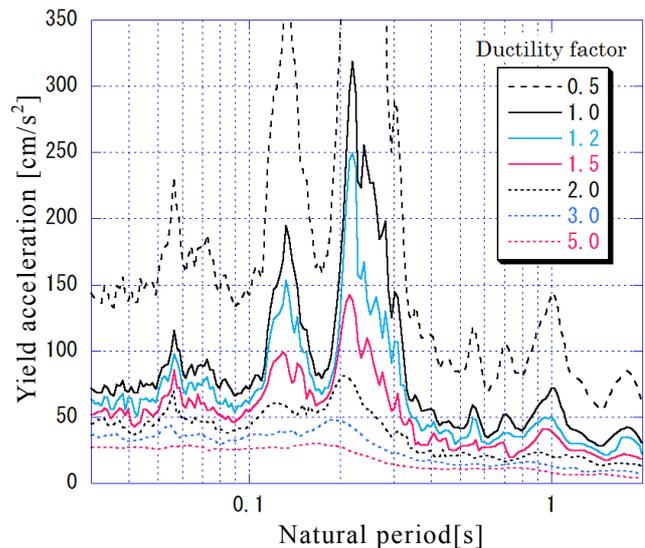


Fig. 2.3 Constant ductility response spectra for floor motion
[NS-2 R/B ch24, $\gamma=0.2, \mu=0.5\sim 5.0, h=0.02$]

(2) 一定塑性率応答スペクトルと加速度応答スペクトル

一定塑性率応答スペクトル $\overline{a^y(T_n, h, \gamma; \mu)}$ と加速度応答スペクトル $\overline{A(T_n, h)}$ の関係を考える。加速度応答スペクトル $\overline{A(T_n, h)}$ は、外力 $F(t)$ が作用する減衰比 h の線形一自由度系の最大応答加速度 A を、固有周期 T_n の関数として図示するものである。系が弾性に止まるために必要な降伏加速度 a^e は、塑性率 $\mu=1$ の一定塑性率応答スペクトルにより与えられる。このスペクトルを次式の通り弾性応答スペクトル $\overline{a^e(T_n, h)}$ と定義する。

$$\overline{a^e(T_n, h)} \equiv \overline{a^y(T_n, h, \gamma; \mu=1)} \quad (2.11)$$

この弾性応答スペクトル $\overline{a^e(T_n, h)}$ は、次式の通り加速度応答スペクトル $\overline{A(T_n, h)}$ に一致する¹。

$$\overline{a^e(T_n, h)} \equiv \overline{A(T_n, h)} \quad (2.12)$$

一定塑性率応答スペクトルは、通常、塑性率 μ が 1 より大きい弾塑性応答する系に対して描くが、塑性率 μ が 1 以下の弾性応答に止まる系に対しても描くことができる。弾性応答に止まる系の応答は線形応答であり、また、弾塑性応答するが降伏後も剛性が低下しない仮想的な系の応答も線形応答である。系が弾性に止まるために必要な降伏加速度 $a^e = \omega_n^2 x^{\max}$ と系の降伏加速度 $a^y = \omega_n^2 x^y$ を用いると、線形応答する系の塑性率 μ は次式で与えられる。

$$\mu = \frac{x^{\max}}{x^y} = \frac{a^e}{a^y} \quad (\mu \leq 1 \text{ or } \gamma = 1) \quad (2.13)$$

従って、線形応答する系の一定塑性率応答スペクトル $\overline{a^y(T_n, h, \gamma; \mu)}$ は、弾性応答スペクトル $\overline{a^e(T_n, h)}$ を用いて次式で与えられる。

$$\overline{a^y(T_n, h, \gamma; \mu)} = \frac{\overline{a^e(T_n, h)}}{\mu} \quad (\mu \leq 1 \text{ or } \gamma = 1) \quad (2.14)$$

(3) 一定塑性率応答スペクトルの特徴

一定塑性率応答スペクトルは以下の特徴を有しており、弾性応答から弾塑性応答まで連続的に系の最大応答を塑性率という形で与える。次節では、このような特徴を有する一定塑性率応答スペクトルを用いて、非線形多自由度系の応答スペクトル解析法を提案する。

- ・ 一自由度系の弾塑性応答は、剛性の低下や履歴減衰の影響を含め応答解析により厳密に計算されている。
- ・ 一自由度系の弾性応答の固有周期を横軸としており、弾塑性応答の程度に係わらず着目する系の弾性応答の固有周期により、応答スペクトル上で着目する周期を特定できる。

¹ 厳密には弾性応答スペクトルは疑似加速度応答スペクトルと一致する。疑似加速度応答スペクトルと加速度応答スペクトルは近似的に等しい[29]。

- ・ 一自由度系の降伏耐力(またはこれを系の質量で除した降伏加速度)を縦軸としており、これを与えることにより、弾性応答から弾塑性応答まで連続的に系の最大応答を塑性率という形で与える。

2・3 非線形多自由度系の応答スペクトル解析法の提案

線形 N 自由度系をモード展開すると、式 (2.6) の形式のモード変位に対する独立した N 個の線形一自由度系の運動方程式が得られる。これらの式に基づき、各モードの最大応答加速度を加速度応答スペクトルから読み取り、モード重ね合わせ則を用いて系の最大応答を求める解析法が、従来の弾性応答スペクトル解析法である。

本節では、初めに非線形 N 自由度系をモード展開し、モード座標系において新たに定義したモード降伏変位及びモード降伏加速度を用いると、式 (2.8) と (2.9) の形式の時間依存モード塑性率に対する独立した N 個の非線形一自由度系の運動方程式が得られることを示す。次に、これらの式に基づき、各モードのモード塑性率を一定塑性率応答スペクトルから読み取り、モード重ね合わせ則を用いて系の最大応答を求める弾塑性応答スペクトル解析法を提案する。この解析法の構築に当たって用いた仮定は以下の二つであり、仮定 a) は解析法の基礎となる運動方程式を導出するための仮定、仮定 b) は応答スペクトル解析を行うための仮定である。

仮定 a) 弾性領域の固有振動モードでモード展開すると、弾塑性応答により剛性が低下した際にはモード間の相互作用を生じるが、これを無視する。

仮定 b) 応答スペクトルからは各モードの最大応答が得られるため、モードの重ね合わせにモード重ね合わせ則を仮定する。

厳密解を与える時刻歴応答解析法と応答スペクトル解析法の間を関 2.4 に示す。図の上側は線形多自由度系の時刻歴応答解析法と弾性応答スペクトル解析法の間を示し、下段は非線形多自由度系の時刻歴応答解析法と弾塑性応答スペクトル解析法の間を示す。上段の線形多自由度系の応答スペクトル解析法が弾性応答スペクトル解析法であり、加速度応答スペクトルと仮定 b) を用いる。これに対し、下段の非線形多自由度系の応答スペクトル解析法が弾塑性応答スペクトル解析法であり、一定塑性率応答スペクトルと仮定 a) , b) を用いる。

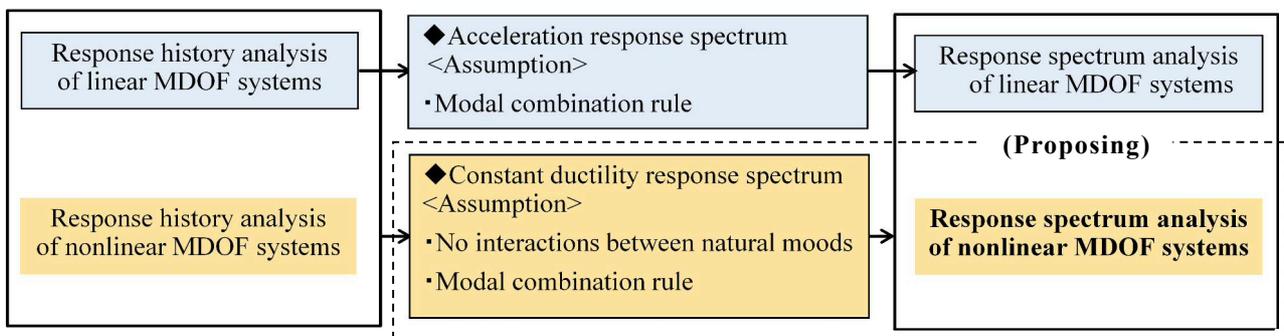


Fig. 2.4 Relation between proposing response spectrum analysis and response history analysis of MDOF systems.

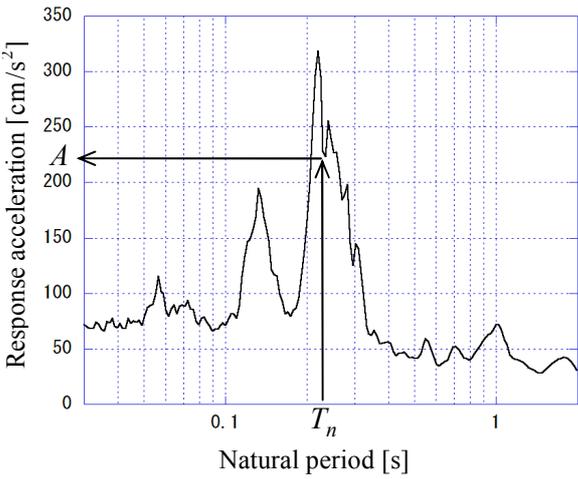
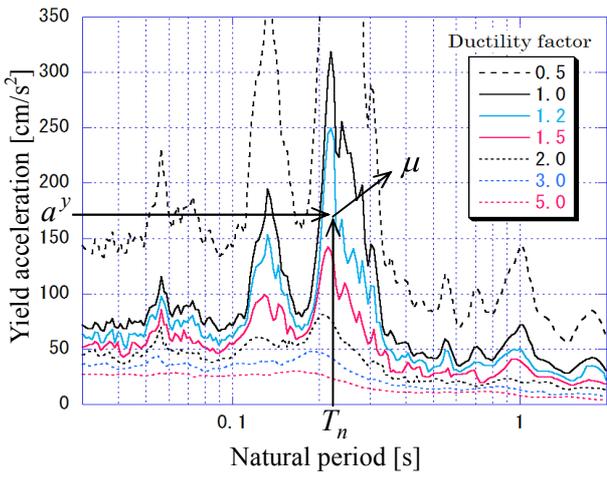
また、非線形多自由度の時刻歴応答解析法と応答スペクトル解析法は、各々線形多自由度の時刻歴応答解析法と応答スペクトル解析法を拡張したものであり、各々これらを包含する。

提案する弾塑性応答スペクトル解析法を以下に示す。最初に、弾塑性応答スペクトル解析法による一自由度系の最大変形の求め方を説明する。次に、非線形多自由度系のモード展開を行い、モード間の相互作用のない非線形多自由度系の運動方程式を得る。最後に、多自由度系の弾塑性応答スペクトル解析法を提案し、弾塑性応答スペクトル解析法による多自由度系の最大変形の求め方を説明する。

2・3・1 弾塑性応答スペクトル解析法による一自由度系の応答計算

弾塑性応答スペクトル解析法と、あわせて弾性応答スペクトル解析法による一自由度系の最大変形の求め方を表 2.1 に示す。この表の左欄は弾性応答スペクトル解析法を示し、右欄

Table2.1 Calculation method of maximum deformation of single-degree-of-freedom-system.

	Elastic response spectrum analysis method	Elastoplastic response spectrum analysis method
Response spectrum	 <p>Response acceleration [cm/s²]</p> <p>Natural period [s]</p> <p>Acceleration response spectrum [h]</p>	 <p>Yield acceleration [cm/s²]</p> <p>Natural period [s]</p> <p>Constant ductility response spectrum [h, γ]</p> <p>Ductility factor</p> <ul style="list-style-type: none"> 0.5 1.0 1.2 1.5 2.0 3.0 5.0
Maximum response	<ul style="list-style-type: none"> Obtain the maximum acceleration $A = A(T_n, h)$ from the above spectrum. Obtain the maximum deformation $x^{\max} = \frac{A}{\omega_n^2}$ from the maximum acceleration A. 	<ul style="list-style-type: none"> Obtain the ductility factor $\mu = \mu(a^y, T_n, h, \gamma)$ from the above spectrum. Obtain the maximum deformation $x^{\max} = \mu x^y$ from the ductility factor μ. If the system is linear, $x^{\max} = \mu x^y = \frac{a^e}{a^y} x^y = \frac{a^e}{\omega_n^2}$ where $\mu = \frac{a^e}{a^y}$
Explanations	<p>A: Maximum response acceleration</p> <p>a^e: Yield acceleration required of the elastic system</p> <p>a^y: Yield acceleration of the system</p> <p>h: Damping ratio of the system</p> <p>T_n: Natural period of the system</p>	<p>x^y: Yield deformation of the system</p> <p>x^{\max}: Maximum deformation</p> <p>γ: Stiffness ratio of the system</p> <p>μ: Ductility factor</p> <p>ω_n: Natural angular frequency of the system</p>

は弾塑性応答スペクトル解析法を示す．また，表の上段は応答スペクトル，中段は最大変形の求め方，下段は記号の説明を示す．各々の解析法による最大変形の求め方は以下の通りである．

<弾性応答スペクトル解析法>

- ・ 系の固有周期 T_n から最大応答加速度 A を読み取る．
- ・ 読み取った最大応答加速度 A から，最大変形 x^{\max} を算出する．

<弾塑性応答スペクトル解析法>

- ・ 系の固有周期 T_n ，降伏加速度 a^y ，減衰比 h ，剛性比 γ から塑性率 μ を読み取る．
- ・ 読み取った塑性率 μ から，最大変形 x^{\max} を算出する．

系が線形である場合，式 (2.12) と (2.14) より弾塑性応答スペクトル解析法と弾性応答スペクトル解析法から得られる結果は一致する．弾塑性応答スペクトル解析法を用いると，系の降伏加速度 a^y が，弾性系であるために必要な降伏加速度 a^e を上回る場合，下回る場合のいずれにおいても，非線形一自由度系の時刻歴応答解析により作成した一定塑性率応答スペクトルから塑性率 μ が得られ，これより系の最大変形を求めることができる．

2・3・2 非線形多自由度系のモード展開

N 個の質点を非線形ばねで，互いに又は床と結合した非線形 N 自由度系を考える．非線形ばねは，力-変形関係が二直線骨格曲線であり移動硬化則に従う復元力特性を持つとし，質点 i の質量を m_i ，質点 $i-j$ 間のばね $i-j$ の剛性を k_{ij} とする ($i, j=1, 2, \dots, N$)．ただし，質点 $i-i$ 間のばね $i-i$ は質点 i と床の間のはねを表す．一例として非線形 N 自由度系のモデル図を図 2.5 に示す．非線形多自由度系の弾性領域と塑性領域の運動方程式のモード展開を以下に示す．

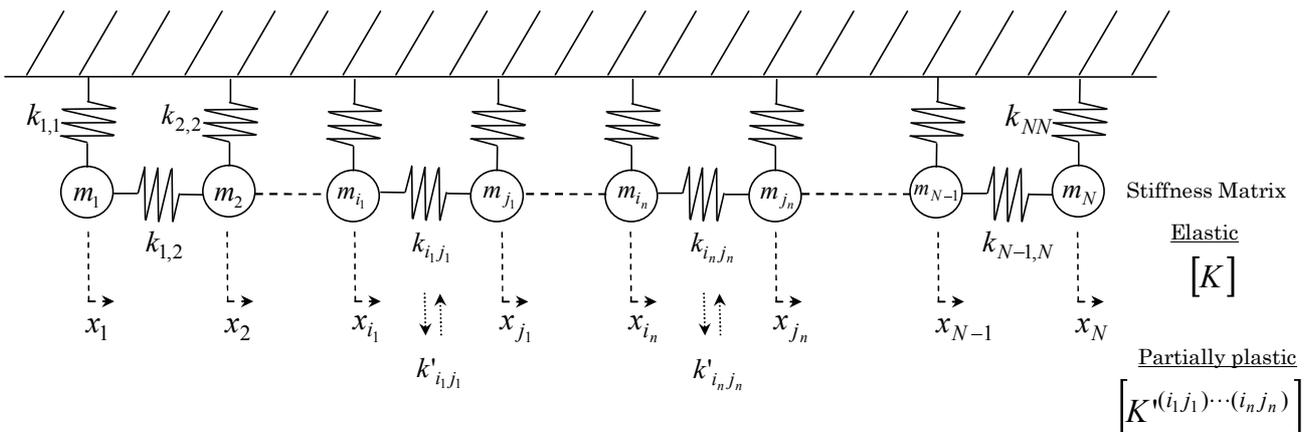


Fig. 2.5 Model of a nonlinear MDOF system ($k_{ij} = k'_{ij} = 0$ for $i+1 < j$ ($i \leq j$)).

(1) 弾性領域の運動方程式のモード展開

応答が弾性領域である系の運動方程式は次式となる。

$$[M]\{\ddot{X}\} + [C]\{\dot{X}\} + [K]\{X\} = -[M]\{\ddot{X}_E\} \quad (2.15)$$

ここで、

$$\{X\} = (x_1 \ x_2 \ \cdots \ x_N)^T, \quad \{X_E\} = (x_E \ x_E \ \cdots \ x_E)^T \quad (2.16)$$

$$K_{ii} = \sum_{j=1}^N k_{ij} \ (i=1,2,\dots,N), \quad K_{ij} = -k_{ij} \ (i \neq j, i=1,2,\dots,N, j=1,2,\dots,N), \quad k_{ij} = k_{ji} \quad (2.17)$$

$\{X\}$ は変位ベクトル、 $[M]$ は質量行列、 $[C]$ は減衰行列、 $[K]$ は剛性行列、 $\{\ddot{X}_E\}$ は外力 $F(t)$ の加速度ベクトルを示す。ここで、行列の各列が系の固有角振動数 ω_i に対応する固有振動モード $[\Phi] = \{\phi_i\}$ である行列 $[\Phi]$ を定義する。 N 自由度系の変位ベクトル $\{X\}$ はモードの重ね合わせとして、次式で表すことができる。

$$\{X\} = q_1\{\phi_1\} + q_2\{\phi_2\} + \cdots + q_N\{\phi_N\} = [\Phi]\{q\}, \quad \{q\} = (q_1 \ q_2 \ \cdots \ q_N)^T \quad (2.18)$$

式(2.15)と(2.18)より、モード座標 $\{q\}$ の運動方程式が次のように得られる。

$$\ddot{q}_r + 2h_r\omega_r\dot{q}_r + \omega_r^2q_r = -\beta_r\ddot{x}_E \quad (2.19)$$

ここで、 ω_r 、 h_r 、 β_r は、各々 r 次のモード角振動数、モード減衰比及び刺激係数である。式(2.19)を β_r で除すとモード座標 $\{\eta\}$ の運動方程式が次のように得られる。ここで、 $\eta_r = q_r / \beta_r$ である。

$$\ddot{\eta}_r + 2h_r\omega_r\dot{\eta}_r + \omega_r^2\eta_r = -\ddot{x}_E \quad (2.20)$$

(2) 塑性領域の運動方程式のモード展開

次に、非線形 N 自由度系の応答が弾性領域から塑性領域に入り、ばね i_1-j_1 からばね i_n-j_n まで順次降伏する運動を考える。この運動は、ばね $i-j$ の降伏変形を x_{ij}^y 、降伏したばねの二次剛性を k'_{ij} とすると、以下のように記述することができる。

ばね i_1-j_1 の変形が降伏変形 $x_{i_1j_1}^y$ となり非線形 N 自由度系に最初の降伏が生じる。次にばね i_2-j_2 の変形が降伏変形 $x_{i_2j_2}^y$ となり系に2番目の降伏が生じる。そして、系の降伏が進み n 番目の降伏がばね i_n-j_n で生じる。このとき、非線形 N 自由度系の n 箇所が降伏し塑性領域にある運動方程式は次式となる。

$$[M]\{\ddot{X}\} + [C]\{\dot{X}\} + [K^{(i_1j_1)\dots(i_nj_n)}]\{X\} + ([K] - [K^{(i_1j_1)}])\{X^{y(i_1j_1)}\} + \cdots + ([K] - [K^{(i_nj_n)}])\{X^{y(i_nj_n)}\} = -[M]\{\ddot{X}_E\}$$

$$(|x_i - x_j| \leq x_{ij}^y \ (i \neq j) \ (i, j) = (i_1, j_1), \dots, (i_n, j_n), \quad |x_i - x_j| > x_{ij}^y \ (i \neq j) \ (i, j) = (i_1, j_1), \dots, (i_n, j_n),$$

$$|x_i| \leq x_{ii}^y \ (i, i) = (i_1, j_1), \dots, (i_n, j_n), \quad |x_i| > x_{ii}^y \ (i, i) = (i_1, j_1), \dots, (i_n, j_n)) \quad (2.21)$$

ここで、

$$\{X^{y(ij)}\} = (0 \ \cdots \ 0 \ x_i \ 0 \ \cdots \ 0 \ x_j \ 0 \ \cdots \ 0)^T, \ x_i - x_j = x_{ij}^y (i \neq j), \ x_i = x_{ii}^y (i = j) \quad (2.22)$$

$$K_{ii}^{(i_1 j_1) \cdots (i_n j_n)} = \sum_{j=1}^N k'_{ij}, \quad K_{ij}^{(i_1 j_1) \cdots (i_n j_n)} = -k'_{ij}, \quad k'_{ij} = k'_{ji}, \quad k'_{ij} = k_{ij} ((i, j) \neq (i_1, j_1), \cdots, (i_n, j_n)) \quad (2.23)$$

式 (2.21) の左辺の第 3 項以降の $n+1$ 個の項が, n 箇所が降伏した系の復元力を表す.

モード座標 $\{q\}$ において, ばね $i-j$ のモード降伏変位 $q_r^{y(ij)}$ を導入することとし, その定義は次式とする.

$$q_r^{y(ij)} \equiv \frac{x_{ij}^y}{\phi_{ri} - \phi_{rj}} \quad (2.24)$$

r 次のモード変位が $q_r^{y(ij)}$ となると, r 次の固有振動モード $\{\phi_r\}$ の変位によりばね $i-j$ が降伏する. 式 (2.21) に式 (2.18) を代入し, 式 (2.21) の各項に前から $\{\Phi\}^T$ を乗じて式 (2.24) を用いると, モード座標 $\{q\}$ の運動方程式が次のように得られる.

$$\ddot{q}_r + 2h_r \omega_r \dot{q}_r + \sum_{s=1}^N \frac{K_{\phi_{rs}}^{(i_1 j_1) \cdots (i_n j_n)}}{M_{\phi_r}} q_s + \frac{K_{\phi_r} - K_{\phi_{rr}}^{(i_1 j_1)}}{M_{\phi_r}} q_r^{y(i_1 j_1)} + \cdots + \frac{K_{\phi_r} - K_{\phi_{rr}}^{(i_n j_n)}}{M_{\phi_r}} q_r^{y(i_n j_n)} = -\beta_r \ddot{x}_E \quad (2.25)$$

ここで,

$$M_{\phi_r} = \{\phi_r\}^T [M] \{\phi_r\}, \quad K_{\phi_r} = \{\phi_r\}^T [K] \{\phi_r\}, \quad K_{\phi_{rs}}^{(i_1 j_1) \cdots (i_n j_n)} = \{\phi_r\}^T [K^{(i_1 j_1) \cdots (i_n j_n)}] \{\phi_s\} \quad (2.26)$$

2・3・3 モード間の相互作用のない非線形多自由度系の運動方程式

前項で得たモード座標 q_r の塑性領域の運動方程式 (2.25) をみると, 2 種類のモード間の相互作用があることがわかる. 一つは, 左辺第 3 項の総和のうち $s \neq r$ である $N-1$ 個の項が, r 次モードと他のモードの相互作用を表している. もう一つは, 降伏したばね i_1-j_1 からばね i_n-j_n は, r 次モードの応答のみにより降伏したものではなく, 各モードの応答を重ね合わせた全応答により, 各ばねがその降伏変位となり降伏したものである.

以下において, これらのモード間の相互作用がないと仮定することにより, モード間の相互作用のないモード座標の運動方程式を導く. その後, 導かれた力-モード変位関係が多直線骨格曲線の運動方程式を二直線骨格曲線の運動方程式に近似する.

(1) モード間の相互作用を陽に含まないモード座標の運動方程式

最初に, モード間の相互作用を陽に含まないモード座標 $\{q\}$ の運動方程式を得るために次式の仮定をする.

$$K_{\phi_{rs}}^{(i_1 j_1) \cdots (i_n j_n)} = 0 \ (r \neq s) \quad (2.27)$$

この仮定を用いると，式 (2.25) よりモード座標 $\{q\}$ の運動方程式が次のように得られる．

$$\ddot{q}_r + 2h_r \omega_r \dot{q}_r + \omega_{rr}^{(i_1 j_1) \cdots (i_n j_n)^2} q_r + (\omega_r^2 - \omega_{rr}^{(i_1 j_1)^2}) q_r^{y(i_1 j_1)} + \cdots + (\omega_r^2 - \omega_{rr}^{(i_n j_n)^2}) q_r^{y(i_n j_n)} = -\beta_r \ddot{x}_E \quad (2.28)$$

ここで $\omega_r^2 = K_{\phi r} / M_{\phi r}$ ， $\omega_{rr}^{(i_1 j_1) \cdots (i_n j_n)^2} = K_{\phi rr}^{(i_1 j_1) \cdots (i_n j_n)} / M_{\phi r}$ である．式 (2.28) を β_r で除すと，モード座標 $\{\eta\}$ の運動方程式が次のように得られる．ここで， $\eta_r^{y(ij)} = q_r^{y(ij)} / \beta_r$ である．

$$\ddot{\eta}_r + 2h_r \omega_r \dot{\eta}_r + \omega_{rr}^{(i_1 j_1) \cdots (i_n j_n)^2} \eta_r + (\omega_r^2 - \omega_{rr}^{(i_1 j_1)^2}) \eta_r^{y(i_1 j_1)} + \cdots + (\omega_r^2 - \omega_{rr}^{(i_n j_n)^2}) \eta_r^{y(i_n j_n)} = -\ddot{x}_E \quad (2.29)$$

(2) あるモードのみ運動するモード座標の運動方程式

次に， r 次モードのみ運動する非線形 N 自由度系を仮想的に考える．この系の応答が弾性領域から塑性領域に入り，ばね $i_1' - j_1'$ からばね $i_n' - j_n'$ まで順次降伏する運動を考えると，この運動は以下のように記述することができる．

r 次モードによる非線形 N 自由度系の変位は $\eta_r \beta_r \{\phi_r\}$ で与えられる． η_r を 0 から大きくすると，ばね $i_1' - j_1'$ の変形が降伏変形 $x_{i_1' j_1'}^y$ となり系に最初の降伏が生じる．次にばね $i_2' - j_2'$ の変形が降伏変形 $x_{i_2' j_2'}^y$ となり系の 2 番目の降伏が生じる．そして，系の降伏が進み n' 番目の降伏がばね $i_n' - j_n'$ で生じる．非線形 N 自由度系の n' 箇所が降伏し塑性領域にある運動方程式は次式となる．

$$\ddot{\eta}_r + 2h_r \omega_r \dot{\eta}_r + \omega_{rr}^{(i_1' j_1') \cdots (i_n' j_n')^2} \eta_r + (\omega_r^2 - \omega_{rr}^{(i_1' j_1')^2}) \eta_r^{y(i_1' j_1')} + \cdots + (\omega_r^2 - \omega_{rr}^{(i_n' j_n')^2}) \eta_r^{y(i_n' j_n')} = -\ddot{x}_E \quad (2.30)$$

式 (2.29) と (2.30) において， $(i_o j_o)$ と $(i_o' j_o')$ は各々系のうち o 番目に降伏が生じるばねを表す． $(i_o j_o)$ は全てのモードの応答の重ね合わせにより降伏が生じるばねを表すのに対し， $(i_o' j_o')$ は r 次モードのみの応答により降伏が生じるばねを表すため，両式は一般に等しくないが，式 (2.29) をモード間の相互作用がない，即ち各モードの運動を独立して規定する式 (2.30) に置き換えることにする．

(3) 二直線骨格曲線のモード座標の運動方程式

式 (2.30) より，モード座標 $\{\eta\}$ の各モードは，カーモード変位関係が多直線骨格曲線であり移動硬化則に従う復元力特性を持つことがわかる．この復元力特性を単純化するため，多直線骨格曲線を図 2.6 に示すように初期剛性が $K_{\phi r}$ で，二次剛性が $K''_{\phi r}$ である二直線骨格曲線で近似する．この近似により式 (2.30) から次式が得られる．

$$\ddot{\eta}_r + 2h_r \omega_r \dot{\eta}_r + \omega_r'^2 \eta_r + (\omega_r^2 - \omega_r''^2) \eta_r^{y(i' j')} = -\ddot{x}_E \quad (2.31)$$

ここで，

$$\omega_r''^2 = \frac{K''_{\phi r}(\eta_r^{\max})}{M_{\phi r}} \quad (2.32)$$

$\eta_r^{\max} = \max\{\eta_r(t)\}$ は r 次のモード変位 η_r の最大値で、 $K''_{\phi r}$ は η_r^{\max} の関数となる。式 (2.20) と (2.31) が η_r^{\max} を与えるため η_r^{\max} は収束計算により得ることができる。時間依存モード塑性率を $D_r(t) = \eta_r(t)/\eta_r^{y(i_1^r, j_1^r)}$ とすると、式 (2.20) と (2.31) を $\eta_r^{y(i_1^r, j_1^r)}$ で除すと、時間依存モード塑性率 $D_r(t)$ の運動方程式が次の通り得られる。

$$\ddot{D}_r + 2h_r\omega_r\dot{D}_r + \omega_r^2 D_r = -\omega_r^2 \ddot{x}_E / a_r^y \quad (|D_r| \leq 1) \quad (2.33)$$

$$\ddot{D}_r + 2h_r\omega_r\dot{D}_r + \omega_r''^2 D_r + (\omega_r^2 - \omega_r''^2) = -\omega_r^2 \ddot{x}_E / a_r^y \quad (D_r > 1) \quad (2.34)$$

式 (2.33) と (2.34) は、式 (2.8) と (2.9) と同じ形式の時間依存モード塑性率に対する独立した N 個の非線形一自由度系の運動方程式である。ここで、 $a_r^y = \omega_r^2 \eta_r^{y(i_1^r, j_1^r)}$ はモード降伏加速度である。 $D_r(t)$ と a_r^y は各々 r 次で最初に降伏するばね $i_1^r - j_1^r$ の時間依存モード塑性率とモード降伏加速度であるが、これを単に r 次の時間依存モード塑性率とモード降伏加速度という。

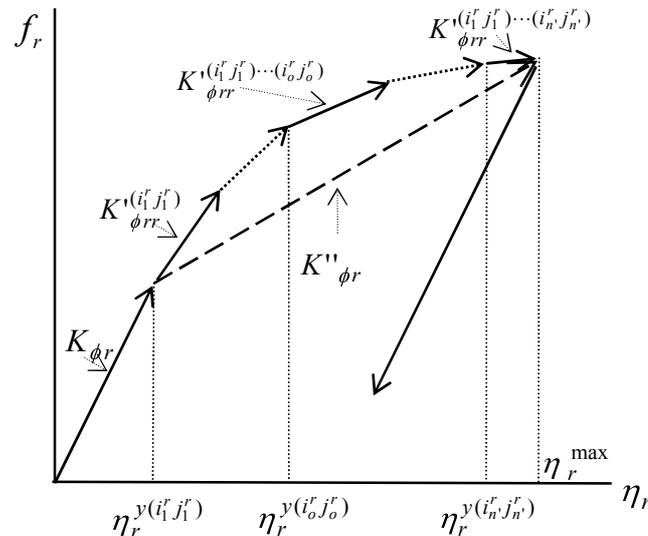


Fig. 2.6 Force - modal displacement diagram. The multi-linear skeleton curve can be approximated to the bilinear skeleton curve.

2・3・4 多自由度系の弾塑性応答スペクトル解析法

前項で得た時間依存モード塑性率に対する独立した N 個の非線形一自由度系の運動方程式 (2.33) と (2.34) に基づき、各モードのモード塑性率を一定塑性率応答スペクトルから読み取り、モード重ね合わせ則を用いて系の最大応答を求める方法を提案する。

式 (2.33) と (2.34) より、ある外力に対する r 次のモード塑性率 $\mu_r = \max\{D_r(t)\}$ は次式で表される。

$$\mu_r = \mu(a_r^y, T_r, h_r, \gamma_r) \quad (2.35)$$

ここで,

$$a_r^y = \omega_r^2 \eta_r^{y(i_r^r j_r^r)} = \frac{\omega_r^2 q_r^{y(i_r^r j_r^r)}}{\beta_r} = \frac{\omega_r^2 x_{i_r^r j_r^r}^y}{\beta_r (\phi_{r i_r^r} - \phi_{r j_r^r})}, \quad T_r = \frac{1}{\omega_r}, \quad \gamma_r = \frac{K''_{\phi_r}(\eta_r^{\max})}{K_{\phi_r}} \quad (2.36)$$

以上より, r 次のモード塑性率 μ_r は, モード減衰比 h_r , モード剛性比 γ_r の一定塑性率応答スペクトルを用いて, モード降伏加速度 a_r^y と固有周期 T_r から得ることができる. ばね $i-j$ の r 次の時間依存モード塑性率 $D_r^{ij}(t) = \eta_r(t) / \eta_r^{y(ij)}$ 及びモード塑性率 $\mu_r^{ij} = \max\{D_r^{ij}(t)\}$ は, $D_r(t) = \eta_r(t) / \eta_r^{y(i_r^r j_r^r)}$ より次式で表すことができる.

$$D_r^{ij}(t) = D_r(t) \frac{\eta_r^{y(i_r^r j_r^r)}}{\eta_r^{y(ij)}}, \quad \mu_r^{ij} = \mu_r \left| \frac{\eta_r^{y(i_r^r j_r^r)}}{\eta_r^{y(ij)}} \right| \quad (2.37)$$

ばね $i-j$ の時間依存塑性率 D_{ij} とばね $i-j$ の塑性率 μ_{ij} を次式により定義する.

$$D_{ij} \equiv \frac{x_i - x_j}{x_{ij}^y} \quad (2.38)$$

$$\mu_{ij} \equiv \max\{D_{ij}\} = \max \left| \frac{x_i - x_j}{x_{ij}^y} \right| \quad (2.39)$$

ばね $i-j$ の時間依存塑性率 D_{ij} は, モード変位の定義式 (2.24) から, ばね $i-j$ の r 次の時間依存モード塑性率 D_r^{ij} と次の関係にあることがわかる.

$$D_{ij}(t) = \sum_r D_r^{ij}(t) \quad (2.40)$$

従って, モード重ね合わせ則を用いるとばね $i-j$ の塑性率 μ_{ij} は次の通り得ることができる.

$$\text{絶対値和則: } \mu_{ij}^{ABS} = \sum_r |\mu_r^{ij}|, \quad \text{SRSS 則: } \mu_{ij}^{SRSS} = \sqrt{\sum_r (\mu_r^{ij})^2} \quad (2.41)$$

以上が, 提案する弾塑性応答スペクトル解析法である. この解析法は, 弾性領域の固有振動モードにより非線形多自由度系をモード展開し, 塑性領域においてもモード間の相互作用がないとの仮定及びモード重ね合わせ則の仮定を用いて導出したものであり, 線形多自由度系の応答スペクトル解析法を, 一定塑性率応答スペクトルを用いて非線形多自由度系の応答スペクトル解析法に拡張したものと見える.

また, 解析に用いる一定塑性率応答スペクトルにあわせて, カーモード変位関係は多直線骨格曲線を二直線骨格曲線で近似した. 非線形系の二次剛性の違いは一定塑性率応答スペクトルにさほど大きな影響を与えないことから (第3章), この近似の影響は小さいと考える.

2・3・5 弾塑性応答スペクトル解析法による多自由度系の応答計算

弾塑性応答スペクトル解析法と、あわせて弾性応答スペクトル解析法による多自由度系の最大変形の求め方を表 2.2 に示す。この表の見方は表 2.1 と同じである。各々の解析法による最大変形の求め方は以下の通りである。

<弾性応答スペクトル解析法>

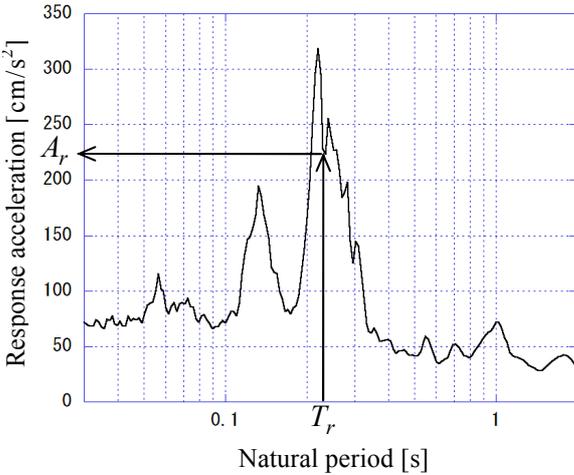
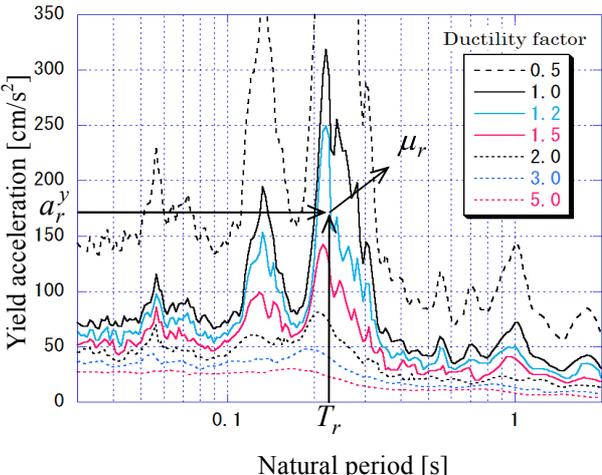
- ・ r 次モードの固有周期 T_r から最大応答加速度 A_r を読み取る。
- ・ 読み取った最大応答加速度 A_r から、 r 次モードの質点 i の変位 x_i^r を算出する。
- ・ ばね $i-j$ の最大変形 x_{ij}^{\max} をモード重ね合わせ則を用いて算出する。

<弾塑性応答スペクトル解析法>

- ・ r 次モードの固有周期 T_r ，降伏加速度 a_r^y ，減衰比 h_r ，剛性比 γ_r から r 次のモード塑性率 μ_r を読み取る。
- ・ 読み取った r 次のモード塑性率 μ_r から、ばね $i-j$ の r 次のモード塑性率 μ_r^{ij} を算出する。
- ・ ばね $i-j$ の塑性率 μ_{ij} をモード重ね合わせ則を用いて算出する。
- ・ ばね $i-j$ の最大変形 x_{ij}^{\max} を、ばね $i-j$ の塑性率 μ_{ij} から求める。

系が線形である場合、式 (2.12) と (2.14) より弾性応答スペクトル解析法と弾塑性応答スペクトル解析法から得られた結果は一致する。弾塑性応答スペクトル解析法を用いると、系のモード降伏加速度 a_r^y が、弾性系であるために必要な降伏加速度 a^e を上回る場合、下回る場合のいずれにおいても、非線形一自由度系の時刻歴応答解析により作成した一定塑性率応答スペクトルからモード塑性率 μ_r が得られ、これより各ばねの最大変形を求めることができる。

Table2.2 Calculation method of maximum deformation of N -degree-of-freedom-system.

	Elastic response spectrum analysis method	Elastoplastic response spectrum analysis method
Response spectrum	 <p>Response acceleration [cm/s²]</p> <p>Natural period [s]</p> <p>Acceleration response spectrum [h_r]</p>	 <p>Yield acceleration [cm/s²]</p> <p>Natural period [s]</p> <p>Constant ductility response spectrum [h_r, γ_r]</p> <p>Ductility factor</p> <ul style="list-style-type: none"> --- 0.5 — 1.0 — 1.2 — 1.5 — 2.0 — 3.0 --- 5.0
Maximum response	<ul style="list-style-type: none"> • Obtain the maximum acceleration $A_r = A(T_r, h_r)$ from the spectrum. • Obtain the displacement of mass i at r th mode $x_i^r = \frac{A_r \beta_r \phi_{ri}}{\omega_r^2}$ from the maximum acceleration A_r. • Obtain the maximum deformation of spring $i - j$ $x_{ij}^{\max} = \text{SUM}_r \left(\frac{A_r \beta_r (\phi_{ri} - \phi_{rj})}{\omega_r^2} \right)$ by the modal combination rule. 	<ul style="list-style-type: none"> • Obtain r th modal ductility factor $\mu_r = \mu(a_r^y, T_r, h_r, \gamma_r)$ from the spectrum. • Obtain r th modal ductility factor of spring $i - j$ $\mu_r^{ij} = \mu_r \left \frac{\eta_r^{y(i'j')}}{\eta_r^{y(ij)}} \right$ from the μ_r. • Obtain the ductility factor of spring $i - j$ $\mu_{ij} = \text{SUM}_r (\mu_r^{ij})$ by the modal combination rule. • Obtain the maximum deformation of spring $i - j$ $x_{ij}^{\max} = \mu_{ij} x_{ij}^y$ from the μ_{ij}. • If the system is linear, $x_{ij}^{\max} = \mu_{ij} x_{ij}^y = \text{SUM}_r \left(\frac{a_r^e \beta_r (\phi_{ri} - \phi_{rj})}{\omega_r^2} \right)$ where $\mu_r = \frac{a^e(T_r, h_r)}{a_r^y} = \frac{a_r^e}{a_r^y}$.
Explanations	<p>A_r : Maximum response acceleration at r th mode</p> <p>a_r^e : r th modal minimum yield acceleration required of the system to remain elastic.</p> <p>a_r^y : r th modal yield acceleration of the system</p> <p>h_r : r th modal damping ratio of the system</p> <p>i, j : Number of mass (1... N)</p> <p>r : Number of mode (1... N)</p> <p>T_r : r th natural period of the system</p> <p>x_i^r : Displacement of mass i at r th mode</p> <p>x_{ij}^{\max} : Maximum deformation of spring $i - j$</p> <p>x_{ij}^y : Yield deformation of spring $i - j$</p> <p>$\text{SUM}_r ()$: Modal combination rule</p>	<p>β_r : r th modal participation factor</p> <p>γ_r : r th modal stiffness ratio</p> <p>$\eta_r^{y(ij)}$: r th modal displacement at which spring $i - j$ yield.</p> <p>$\eta_r^{y(i'j')}$: r th modal displacement at which spring $i'_1 - j'_1$ yield. Spring $i'_1 - j'_1$ is first yield spring in the system by r th modal displacement.</p> <p>μ_{ij} : Ductility factor of spring $i - j$</p> <p>μ_r : r th modal ductility factor</p> <p>μ_r^{ij} : r th modal ductility factor of spring $i - j$</p> <p>$\{\phi_r\}$: r th natural mode of the system</p> <p>ω_r : r th natural angular frequency of the system</p>

2・4 提案した解析法の新線形二自由度系の動的解析による検証

機器・配管系の設計に適用する許容塑性率として、重量機器に対し 1.2~2、配管系に対し 1.5~3、鋼材の引張りと曲げに対して 2.5~10 等が提案されている[12]。この程度の塑性率を生じる系の動的解析に、弾塑性応答スペクトル解析法を適用することを想定し、その有効性を検証するため、床応答に対する非線形二自由度系の塑性率を弾塑性応答スペクトル解析法及び時刻歴応答解析法により計算する。

2・4・1 解析モデルと条件

解析する非線形二自由度系は、2 個の質点を非線形ばねで、互いに又は床と結合した系とし、非線形ばねは荷重・変形関係が二直線骨格曲線であり移動硬化則に従う復元力特性を持つとする。その解析モデルと固有振動モードを図 2.7 に示す。図 2.7(a)の m_1 と m_2 は各々 Node1 と Node2 の質点の質量を、 k_{11} 、 k_{12} 、 k_{22} と k_{11}' 、 k_{12}' 、 k_{22}' は、各々 Spring1、Spring1-2、Spring2 のばねの初期剛性と二次剛性を示す。ここで、解析モデルの緒元は、質量 $m_1 = m_2 = 1\text{kg}$ 、ばねの初期剛性 $k_{11} = k_{12} = k$ 、 $k_{22} = 2k$ 、ばねの降伏耐力 $f_{11}^y = f_{12}^y = f_{22}^y = 2\text{N}$ 、ばねの剛性比 $\gamma = 0.2$ 、減衰比 $h = 0.02$ とする。また、図 2.7(b)の青線と赤線は、各々、一次と二次の固有振動モードを示す。

外力は、図 2.2 に示す島根原子力発電所 2 号機原子炉建物(1 次固有周期 T_s :0.21s, 2 次固有周期:0.13s)で観測した鳥取県西部地震の床応答 (NS-2 R/B ch24) を係数倍したものとする。

地震床応答に対し特徴的な領域に固有周期を持つ非線形二自由度系の応答を解析するため、 k の値を調整して、以下に示す 3 つのモデルの解析を行った。Model A、B 及び C の k の値と固有周期を表 2.3 に、地震床応答(NS-2 R/B ch24)の一定塑性率床応答スペクトルに Model A、B 及び C の固有周期を追記した図を図 2.8 に示す。

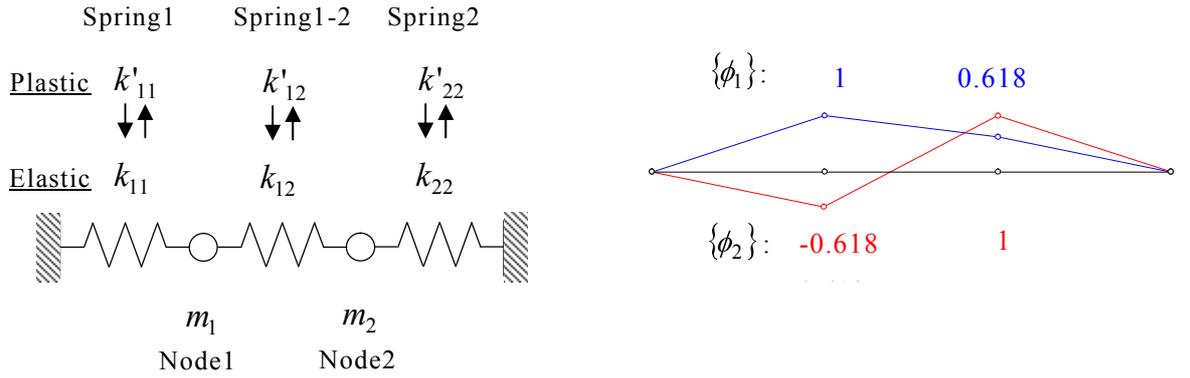
Model A: 建物の一次モードを超えた領域および建物の一次モードにより床応答の増幅が大きい領域 (スペクトルの山領域) に固有周期を持つ系

Model B: 建物の一次及び二次モードにより床応答の増幅が大きい領域 (スペクトルの山領域) に固有周期を持つ系

Model C: 建物の振動モードから外れ床応答の増幅が小さい領域 (スペクトルの谷領域) に固有周期を持つ系

Table2.3 Models and natural periods of nonlinear 2-DOF systems.

Models	Model A	Model B	Model C
k	230 N/m	600 N/m	1000N/m
T_1	0.35s	0.22s	0.17s
T_2	0.22s	0.13s	0.10s



(a) Model of nonlinear 2-DOF system (b) Natural modes of nonlinear 2-DOF system

Fig. 2.7 Analysis model and natural modes of nonlinear 2-DOF system

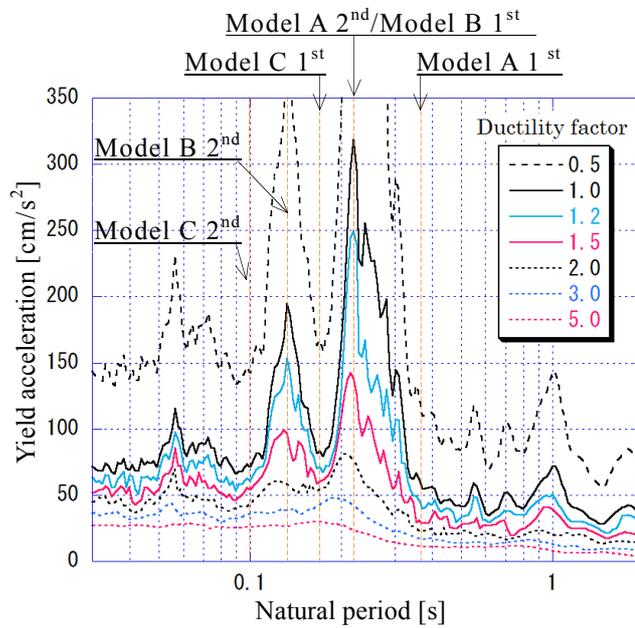


Fig. 2.8 Constant ductility floor response spectrum used for analyses.
[NS-2 R/B ch24, $\gamma=0.2$, $\mu=0.5\sim 5.0$, $h=0.02$]

2・4・2 解析結果

Model A, B 及び C の塑性率の計算結果を各々図 2.9, 10, 11 に示す. 図(a) は弾性応答スペクトル解析と時刻歴応答解析の塑性率の比較, 図(b)は弾塑性応答スペクトル解析と時刻歴応答解析の塑性率の比較, 図(c)は弾塑性応答スペクトル解析と時刻歴応答解析の塑性率の比率を示す. 図(a), (b)の横軸は外力の大きさを, 縦軸は各ばねの塑性率を示す. 横軸の Lv.1, 2, 3, 6 は, Model A, B 及び C の各々のモデルが弾性限界となる地震床応答の 1, 2, 3, 6 倍の外力を示す. ここで, 弾性限界となる地震床応答 Lv.1 は, 各々のモデルで最初に降伏するばねである Spring2-2 の塑性率が 1 となるよう地震床応答(NS-2 R/B ch24) を係数倍した外力である. また, 各図の凡例の説明は以下に示す.

- (a) 弾性応答スペクトル解析と時刻歴応答解析の塑性率の比較
- | | |
|--------------------|-----------------------------|
| 緑棒グラフ (E 2nd) | : 弾性応答スペクトル解析の二次のモード塑性率 |
| 青棒グラフ (E 1st) | : 弾性応答スペクトル解析の一次のモード塑性率 |
| 積み重ね棒 (青棒+緑棒) グラフ | : 弾性応答スペクトル解析 (絶対値和則) の塑性率 |
| オレンジ折線グラフ (E SRSS) | : 弾性応答スペクトル解析 (SRSS 則) の塑性率 |
| ピンク折線グラフ (RHA) | : 時刻歴応答解析の塑性率 |
- (b) 弾塑性応答スペクトル解析と時刻歴応答解析の塑性率の比較
- | | |
|---------------------|------------------------------|
| 緑棒グラフ (EP 2nd) | : 弾塑性応答スペクトル解析の二次のモード塑性率 |
| 青棒グラフ (EP 1st) | : 弾塑性応答スペクトル解析の一次のモード塑性率 |
| 積み重ね棒 (青棒+緑棒) グラフ | : 弾塑性応答スペクトル解析 (絶対値和則) の塑性率 |
| オレンジ折線グラフ (EP SRSS) | : 弾塑性応答スペクトル解析 (SRSS 則) の塑性率 |
| ピンク折線グラフ (RHA) | : 時刻歴応答解析の塑性率 |
- (c) 弾塑性応答スペクトル解析と時刻歴応答解析の塑性率の比率
- | | |
|------------------------|--|
| オレンジ折線グラフ (EP ABS/RHA) | : 弾塑性応答スペクトル解析 (絶対値和則) の
時刻歴応答解析に対する比率 |
| ピンク折線グラフ (EP SRSS/RHA) | : 弾塑性応答スペクトル解析 (SRSS 則) の
時刻歴応答解析に対する比率 |

図 2.9, 10, 11 より, Model A, B 及び C の動的解析が以下の解析条件及び解析結果であることがわかる. これは, 機器・配管系の耐震設計に適用する解析条件及び解析結果を包絡するものであると考えられる.

<解析条件及び解析結果>

- ・ 系が弾性限界となる外力の 6 倍までの外力で加振していること
- ・ これらの解析結果にはばね 1 か所が降伏する応答, ばね 2 か所が降伏する応答, ばね 3 か所全てが降伏する応答を含んでいること
- ・ 機器・配管系の耐震設計に適用する上限程度までの塑性率が系に生じていること

2・4・3 弾塑性応答スペクトル解析法の有効性

弾塑性応答スペクトル解析法の有効性を検証するため, 弾塑性応答スペクトル解析法及び時刻歴応答解析法による非線形二自由度系の塑性率の解析結果, 及び弾性応答スペクトル解析法による対応する線形二自由度系の塑性率の解析結果を比較する.

Spring2-2 のばね剛性が他のばねの 2 倍であるため, いずれのモデルも最初に降伏するばねは, 一次モード, 二次モード共に Spring2-2 である. 設計に用いる解析法の有効性を検証する上では, 塑性率が大きくなる Spring2-2 の解析結果の重要度が高く, 他に比べて塑性率が小さい Spring1-2 の解析結果の重要度は低い.

(1) 時刻歴応答解析と弾性応答スペクトル解析の結果の比較 (図 2.9, 10, 11(a))

Model A, B は、時刻歴応答解析 (ピンク折線) の各ばねの塑性率が、弾性応答スペクトル解析 (積み重ね棒とオレンジ折線グラフ) の各ばねの塑性率より小さく、地震力の増加に対して非線形系の塑性率の増加が小さい傾向にある。これは、Model A, B が床応答の増幅が大きい領域に固有周期を持つ系であり、履歴減衰の効果が大きいためであると理解できる。Model C は、時刻歴応答解析 (ピンク折線) の各ばねの塑性率が、弾性応答スペクトル解析の各ばねの塑性率 (積み重ね棒とオレンジ折線グラフ) より大きく (Model C の Spring 1-2 を除く)、地震力の増加に対して非線形系の塑性率の増加が大きい傾向にある。これは、Model C が床応答の増幅が小さい領域に固有周期を持つ系であり、履歴減衰の効果が小さいためであると理解できる。

(2) 弾塑性応答スペクトル解析と他の解析の結果の比較**(a) 弾性応答スペクトル解析と弾塑性応答スペクトル解析の比較 (図 2.9, 10, 11(a)(b))**

弾性応答スペクトル解析 (図の(a)) と弾塑性応答スペクトル解析 (図の(b)) の結果を比較すると、弾塑性応答スペクトル解析の各ばねの塑性率は、概ねどのモデルにおいても時刻歴応答解析の各ばねの塑性率に近く (Model C の Spring 1-2 を除く)、上述の地震力の増加に対する非線形系の各ばねの塑性率の増加の傾向を表している。これは、弾塑性応答スペクトル解析の結果に履歴減衰等の非線形系の応答特性が適切に反映されていることを示している。

なお、Model A, Spring 2-2 の応答スペクトル解析のモード組み合わせ則は、Lv.1 の弾性限界のケースで絶対値和則 (積み重ね棒グラフ) が SRSS 則 (オレンジ折線グラフ) より精度がよい結果である (時刻歴解析: $\mu=1$, 応答スペクトル解析-絶対値和則 $\mu=1.08$, 応答スペクトル解析-SRSS 則 $\mu=0.78$) ことから、応答スペクトル解析のモード組み合わせ則は絶対値和則の結果を比較した。

(b) 弾塑性応答スペクトル解析と時刻歴解析の比較 (図 2.9, 10, 11(b)(c))

弾塑性応答スペクトル解析の結果が、非保守的になる程度について確認するため、時刻歴応答解析に対する弾塑性応答スペクトル解析の各ばねの塑性率の比率を確認した (外力 Lv.2, 3, 6)。

モード重ね合わせ則が絶対値和則 (オレンジ折線グラフ) の各ばねの塑性率の比率の最低値は、Model A で 1.08(Spring2-2, Lv. 6), Model B で 1.00(Spring2-2, Lv. 6), そして Model C で 0.83(Spring2-2, Lv.3)である。また、モード重ね合わせ則が SRSS 則 (ピンク折線グラフ) の各ばねの塑性率の比率の最低値は、Model A で 0.81(Spring2-2, Lv.6), Model B で 0.85(Spring2-2, Lv.6), そして Model C で 0.78(Spring2-2, Lv.3)である。

以上より、弾塑性応答スペクトル解析の結果が非保守的になる程度は、最大でも 2 割程度でることがわかった。

(c) モード重ね合わせ則 (絶対値和則と SRSS 則) の比較 (図 2.9, 10, 11(a)(b)(c))

式 (2.39) からわかる様に、弾性応答スペクトル解析及び弾塑性応答スペクトル解析で得られる各ばねの塑性率は、モード重ね合わせ則に絶対値和則を用いた値より、SRSS 則を用い

た値の方が小さい。また、モード重ね合わせ則に絶対値和則を用いた弾性応答スペクトル解析で得られる各ばねの塑性率の値は、時刻歴応答解析で得られる各ばねの塑性率以上の値である。

しかし、非線形多自由度系の弾塑性応答スペクトル解析において絶対値和則を用いた各ばねの塑性率の値は、時刻歴応答解析から得られた塑性率の値を概ね上回るが、一部に下回るものがある (Model C, Spring2-2, Lv.3, 6)。これは、この解析法の構築に当たり用いたモード間の相互作用がないと仮定した影響と考えられる。

弾塑性応答スペクトル解析においてモード重ね合わせ則 (絶対値和則と SRSS 則) の結果を比較すると、概ね SRSS 則が時刻歴応答解析の塑性率に近い値を与えられられる。

(d) 弾塑性応答スペクトル解析の精度 (図 2.9, 10, 11(b)(c))

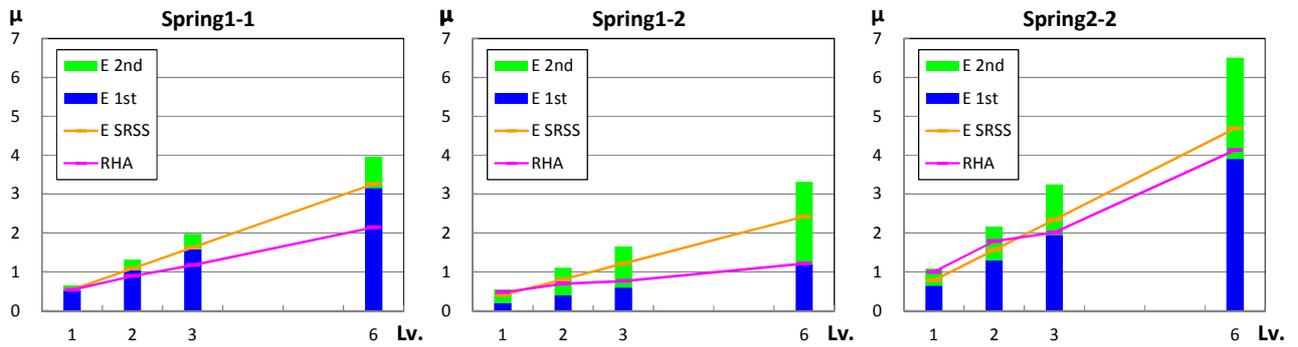
塑性率が大きくなる Spring2-2 に着目する。弾塑性応答スペクトル解析の結果は、Model C (Spring2-2, Lv.2~6) の塑性率が過小となり、Model A,B に比べ精度が下がる。また、Model B の解析ケースにおいても、外力の増加に伴い時刻歴応答解析の塑性率に比べ弾塑性応答スペクトル解析の塑性率が過小となる傾向がある (Spring2-2, Lv.6)。

Model C は地震床応答の応答増幅が小さい領域 (スペクトルの谷領域) に固有周期を持つ系であり、最大外力に対する各モードに作用する荷重の比率が小さいモデルである。また、Model B も、外力が増加すると、最大外力に対する各モードに作用する荷重の比率が小さくなる。支持構造物の一次固有周期以下に固有周期を持つ振動モードに作用する荷重 (当該振動モードに生じる最大復元力 f_{\max}^n と等しい) の、最大外力 F_0 に対する比率が小さくなると、モード間の相互作用がないと仮定した影響により、弾塑性応答スペクトル解析法の精度が下がり、塑性率の大きくなるばねで過小評価になる傾向があると推定される [51]。

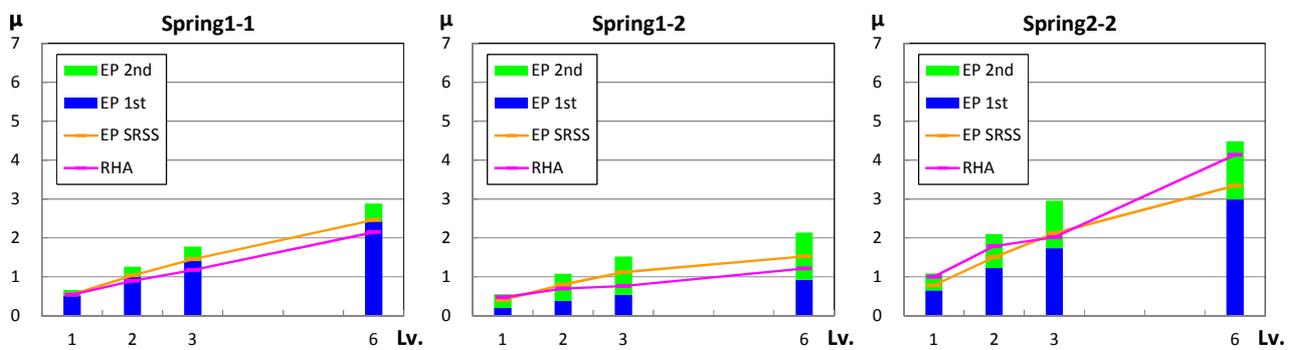
(3) まとめ

Model A, B, C の弾塑性応答スペクトル解析の結果より、耐震設計に弾塑性応答スペクトル解析 (モード重ね合わせ則: 絶対値和則, SRSS 則) を用いる場合、塑性率の算出結果が非保守的になる程度は、最大でも 2 割程度であると考えられる。支持構造物の一次固有周期以下に固有周期を持つ振動モードに作用する荷重の、最大外力に対する比率が小さい場合、モード間の相互作用がないと仮定した影響により、弾塑性応答スペクトル解析法の精度が下がり、塑性率の大きくなるばねで過小評価になる傾向があると推定される。弾塑性応答スペクトル解析の解析精度と支持構造物の一次固有周期以下の振動モードに作用する荷重の比率の関係については、今後の検討課題と考えられる。

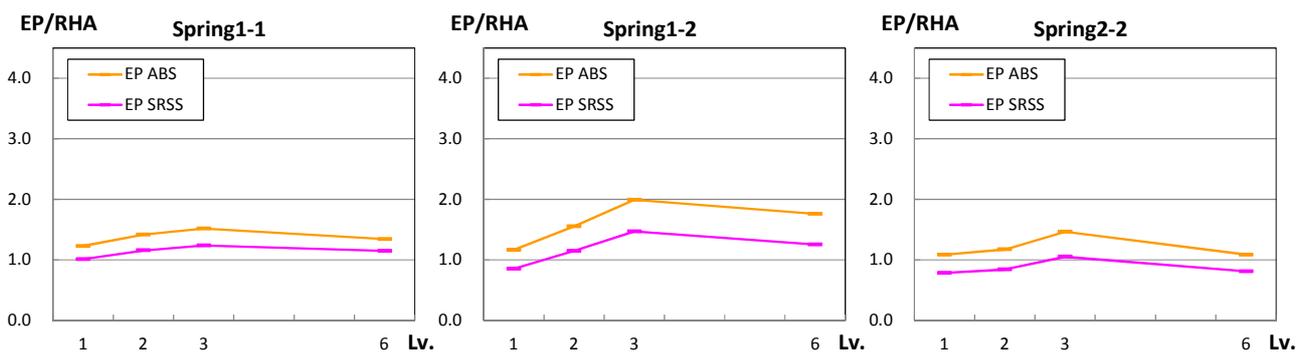
耐震設計において、応答値である塑性率の 2 割程度の過小評価は、一定塑性率応答スペクトルの拡幅や許容限界に考慮する安全率等により補うことができ、設計上必要な保守性は十分確保することが可能であると考えられる。従って、弾塑性応答スペクトル解析法は、耐震設計に用いる機器・配管系の動的解析法として有効であると考えられる。



(a) Comparison of elastic response analysis and response history analysis

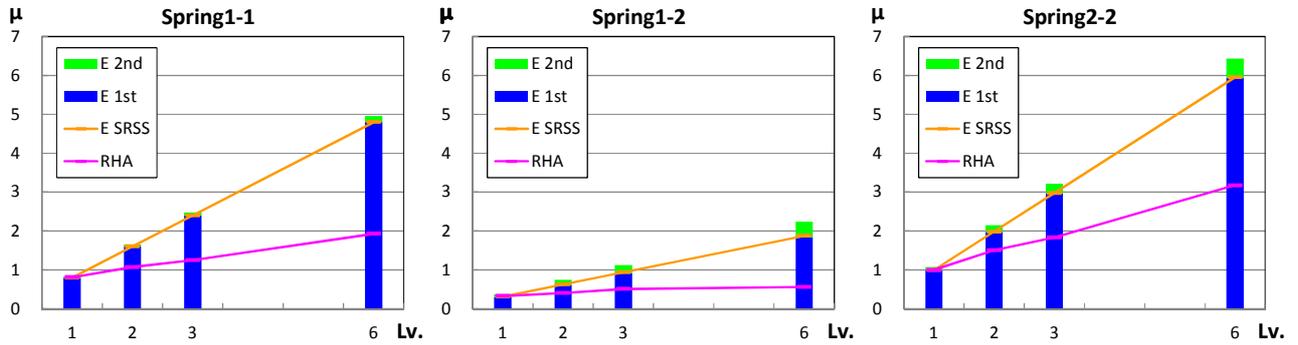


(b) Comparison of elasto-plastic response analysis and response history analysis

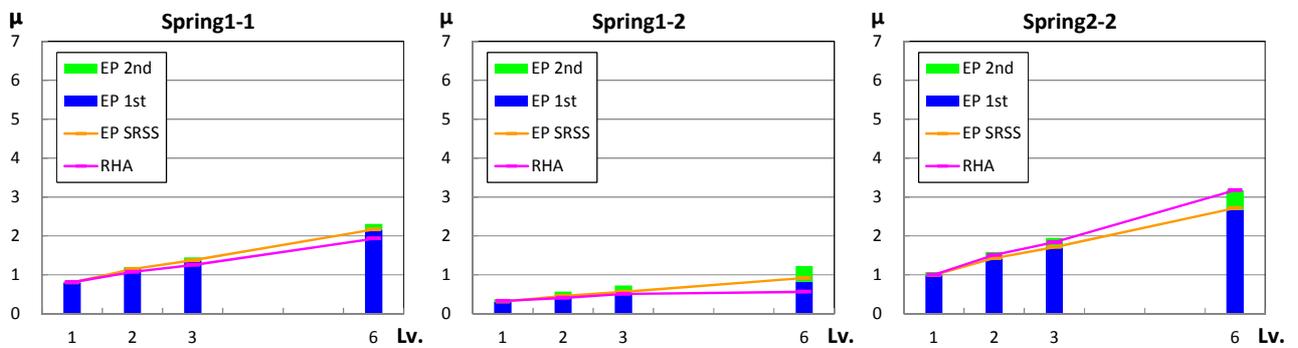


(c) Ratio of elasto-plastic response analysis to response history analysis

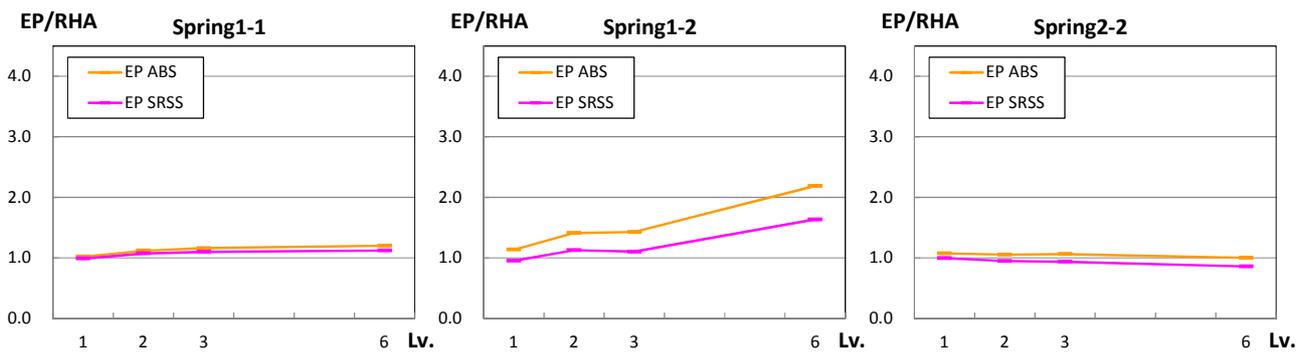
Fig. 2.9 Calculated ductility factors of Model A



(a) Comparison of elastic response analysis and response history analysis

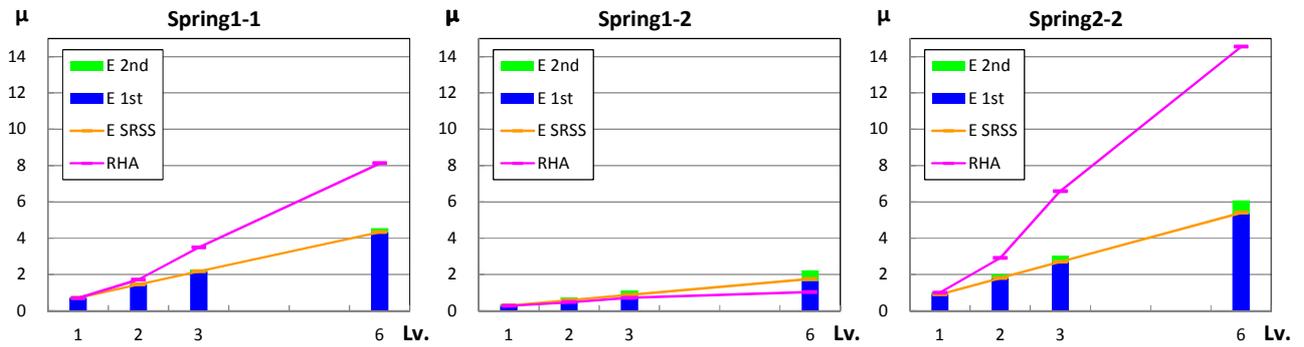


(b) Comparison of elasto-plastic response analysis and response history analysis

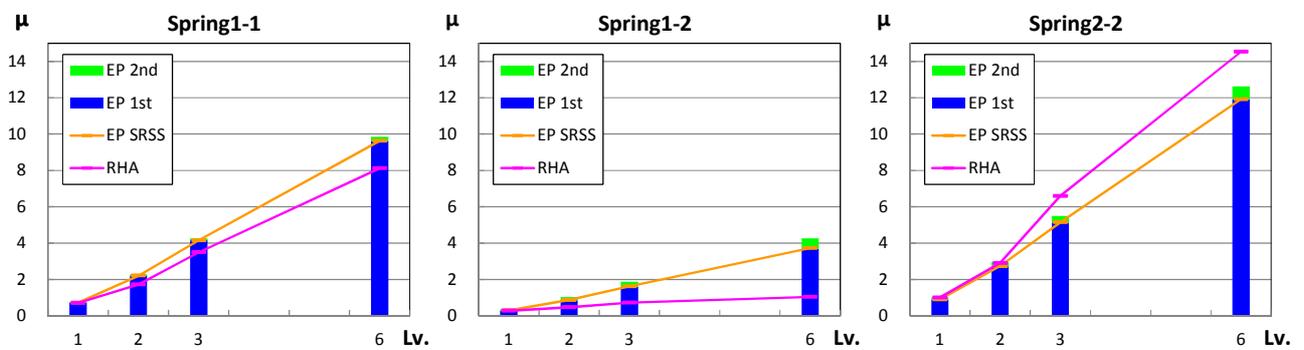


(c) Ratio of elasto-plastic response analysis to response history analysis

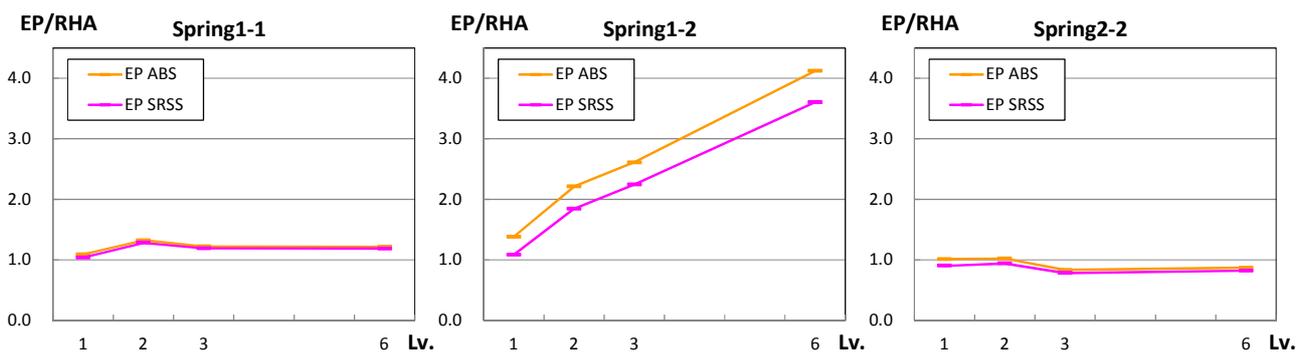
Fig. 2.10 Calculated ductility factors of Model B



(a) Comparison of elastic response analysis and response history analysis



(b) Comparison of elasto-plastic response analysis and response history analysis



(c) Ratio of elasto-plastic response analysis to response history analysis

Fig. 2.11 Calculated ductility factors of Model C

2・5 結 言

本章では、本論文で対象とする一自由度系とその運動方程式を示し、系の降伏耐力と地震力により生じる塑性率の関係を表す一定塑性率応答スペクトルを説明した。そして、この一定塑性率応答スペクトルを用いて非線形多自由度系の解析ができる弾塑性応答スペクトル解析法を提案した。

- (1) 本解析法は、線形多自由度系の動的解析法である弾性応答スペクトル解析法を、一定塑性率応答スペクトルを用いて非線形多自由度系の動的解析法に拡張したものである。この解析法は、塑性領域においても固有モード間の相互作用がないとの仮定を用いて導出した、時間依存モード塑性率に対する非線形一自由度系の運動方程式を基礎とするものである。
- (2) 力-変形関係が二直線骨格曲線である非線形二自由度系について、弾塑性応答スペクトル解析法と時刻歴応答解析法により動的解析を行った結果は、一定の精度で合致し、非保守的になる程度は、最大でも2割程度であった。
- (3) 支持構造物の一次固有周期以下に固有周期を持つ振動モードに作用する荷重の、最大外力に対する比率が小さくなると、モード間の相互作用がないと仮定した影響により、解析精度が下がり、塑性率の大きくなるばねで過小評価になる傾向があると推定される。
- (4) この検証結果から、弾塑性応答スペクトル解析法は、機器・配管系の耐震設計に用いる非線形多自由度系の動的解析法として、有効であると考えられる。この解析法が有効である系の種類（自由度）、応答レベル及び精度について、今後さらに確認して行く必要がある。
- (5) 弾塑性応答スペクトル解析法を用いると、解析に用いる一定塑性率応答スペクトルから各モードの最大応答が把握できるため、系の固有周期や地震動の変化が解析結果へ及ぼす影響程度の予見性に優れている。また、設計に用いる一定塑性率応答スペクトルへの保守性の付与も容易であり、この動的解析法を弾塑性応答する機器・配管系の耐震設計に用いることは有効であると考えられる。

第3章 地震床応答に対する非線形系の応答特性

地震床応答は支持構造物の応答によりその固有周期の応答が増幅するため、地震動と異なる特徴を有する。本章では、支持構造物上の機器・配管系の弾塑性応答特性を把握するため、Veletsos と Newmark らが得た地震動に対する非線形一自由度系の応答特性を踏まえ、地震床応答に対する非線形一自由度系の応答特性を分析する。分析に当たっては、正弦波に対する非線形一自由度系の応答特性を分析し、これを参照する。また、機器・配管系の弾塑性応答において二次剛性は必ずしも小さくないと考えられるため、非線形一自由度系の応答特性への系の二次剛性の影響も確認する。さらに、第2章で提案した多自由度系の弾塑性応答スペクトル法に基づき、地震床応答に対する非線形多自由度系の応答特性について述べる。

3・1 地震動に対する非線形一自由度系の応答特性と降伏耐力低減度

Veletsos と Newmark らは、地震動に対する弾完全塑性型の一自由度系の一定塑性率応答スペクトルを計算し、その応答特性として、塑性変形を許容する系に必要な降伏耐力に関して以下の結果を得た[26～29]。

- a) 塑性変形を許容する一自由度系に必要な降伏耐力 f^y は、一自由度系が弾性に止まるために必要な最小の降伏耐力より小さい。系に必要な降伏耐力 f^y は塑性率 μ を増加させるほど低減する。
- b) たとえ $\mu=1.5$ に対応する程度の小さな塑性変形でも、必要な降伏耐力はかなり小さくなる。塑性率 μ の値を増加させると、さらに低減することができるが、その割合はゆっくりとなる。
- c) ある特定の塑性率 μ に対し必要な降伏耐力 f^y は減衰比 h にも依存するが、その程度は大きくない。

以上が、地震動に対する非線形一自由度系の応答特性であり、ある地震動に対し塑性変形を許容する非線形一自由度系に必要な降伏耐力 f^y (外力基準化降伏耐力 $\chi = f^y/F_0$ 式(2.10)) は、線形弾性一自由度系に必要な耐力 f^e (外力基準化耐力 $\chi^e = f^e/F_0$) より低減する。この低減度を表す降伏耐力低減度 D_S は、次式で定義される。

$$D_S(T_n, h, \gamma; \mu) \equiv \frac{f^y(T_n, h, \gamma; \mu)}{f^e(T_n, h)} = \frac{\chi(T_n, h, \gamma; \mu)}{\chi^e(T_n, h)} \quad (3.1)$$

系の降伏耐力低減度 D_S 及び必要な系の降伏耐力 f^y は、非線形系を表す定数(固有周期 T_n 、減衰比 h 、剛性比 γ) と系に許容する塑性変形を表す塑性率 μ の関数である。降伏耐力低減度 D_S は構造特性係数ともいわれる。また、この逆数は降伏耐力低減係数といわれ、地震フレンジー評価の安全係数法等では塑性エネルギー吸収係数ともいわれる。

次節以降、この降伏耐力低減度 D_S を用いて、非線形一自由度系の応答特性を分析する。

ある一自由度系に許容する塑性率 μ を増加させると、図 3.1 に示すように、①系に許容される最大耐力 f_{\max}^n 及び、②系に許容される最大変形 x^{\max} が増加し、また、これらの増加に伴い、③系の最大応答における履歴減衰 ΔE が増加する。従って、系に許容する塑性率 μ を増加させると、ある同一の外力に対して系に必要な降伏耐力が、①最大耐力の増加効果、②最大変形の増加効果、③履歴減衰の増加効果により低減する。系の降伏耐力低減度 D_S は、各々による降伏耐力の低減効果が相乗した結果であると考えられる。

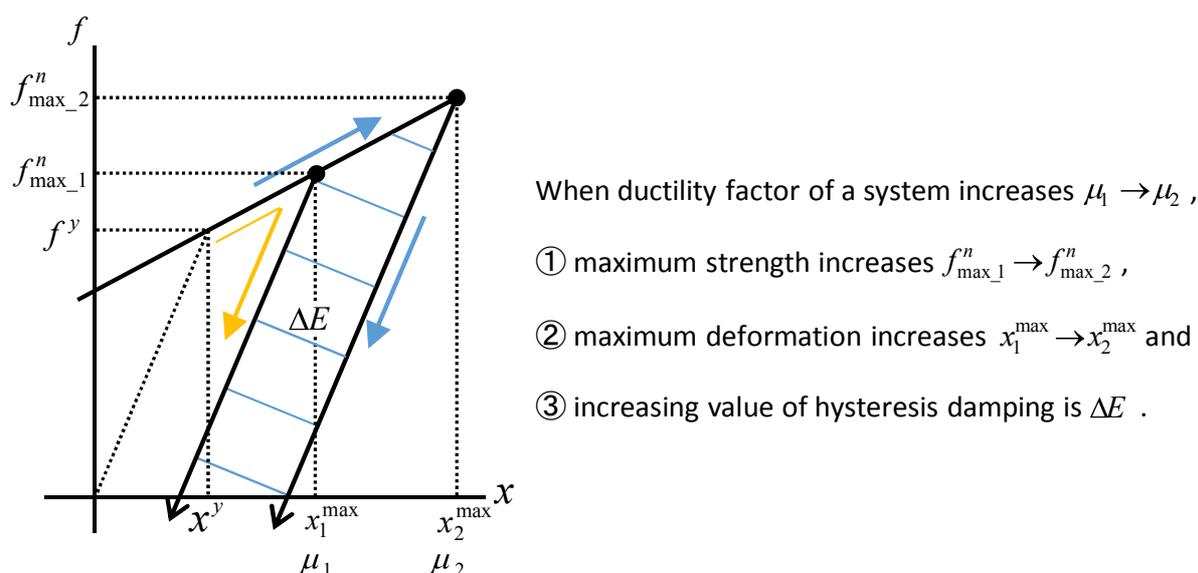
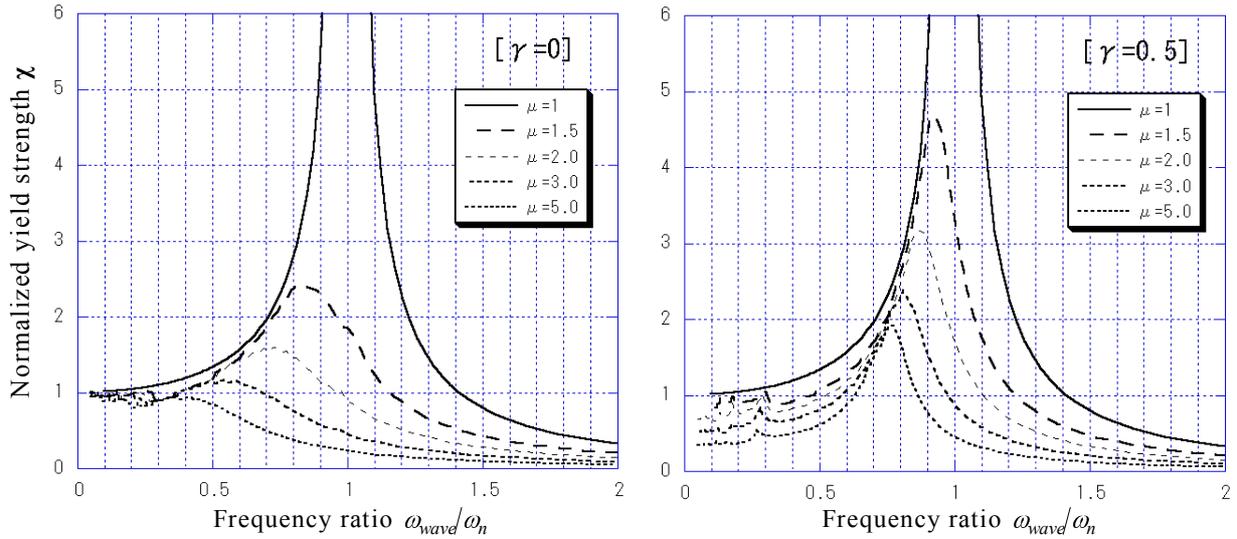


Fig. 3.1 Schematic diagram of force-deformation which shows increasing values with increasing value of ductility factor.

3・2 正弦波に対する非線形一自由度系の応答特性

正弦波に対する一定塑性率応答スペクトルを図 3.2 に示す。左に剛性比 $\gamma=0$ 、右に剛性比 $\gamma=0.5$ の結果を、5 通りの塑性率 μ について示している。ここで、 ω_{wave} は正弦波の角振動数、 ω_n は系の固有角振動数を示す。図 3.2 から正弦波に対する弾完全塑性型（剛性比 $\gamma=0$ ）と弾塑性型（剛性比 $\gamma=0.5$ ）の非線形一自由度系の応答特性として、Veletsos と Newmark らが得た応答特性の a) と b) が確認できる。さらに剛性比を大きくし、剛性比 $\gamma=1$ 、塑性率 μ の対応する線形一自由度系を考えると、この一定塑性率応答スペクトルは式 (2.14) より弾性応答スペクトルの $1/\mu$ となり、対応する線形一自由度系の応答特性としても同じ結果が確認できる。従って、Veletsos と Newmark らが得た応答特性の a) と b) は、系の非線形性の程度に関係しない非線形一自由度系一般の正弦波に対する応答特性といえることがわかる。

正弦波に対する非線形一自由度系の応答特性をさらに詳細に把握するため、図 3.2 に示す一定塑性率応答スペクトルを、系の降伏耐力低減度と降伏耐力を低減させる 3 つの効果①、②及び③に着目して分析した。その結果得られた正弦波に対する非線形一自由度系の応答特性を以下に述べる。


 Fig. 3.2 Constant ductility response spectra 【Sin-wave, $\gamma=0/0.5$, $\mu=1\sim 5.0$, $h=0$ 】

(1) 振動数比が小さい領域 ($0 \leq \omega_{\text{wave}}/\omega_n \ll 1$)

$\omega_{\text{wave}}/\omega_n = 0$ 近傍である十分に固有振動数の高い系を考える．このような系は，最大外力 F_0 が準静的に作用するため荷重制御型の力を受ける．力の釣り合いより，十分に固有振動数の高い系に必要な最大耐力を $f_{0,\mu}$ とすると， $f_{0,\mu} = F_0$ となる．この系の塑性率を μ とすると，式 (2.3) より十分に固有振動数の高い系に必要な降伏耐力 f_0^y が次式により与えられる．

$$f_0^y = \frac{F_0}{1 + (\mu - 1)\gamma} \quad (1 \leq \mu) \quad (3.2)$$

式 (3.2) より，許容する塑性率 μ を増加させると，①最大耐力の増加効果により系に必要な降伏耐力 f_0^y が低減することがわかる．図 3.2 より， $\omega_{\text{wave}}/\omega_n = 0$ 近傍では応答スペクトルの勾配は緩やかであるため，系の降伏耐力 f^y は十分に固有振動数の高い系の降伏耐力 f_0^y 付近の値となり，次式が成り立つ．

$$f^y(T_n, h, \gamma; \mu) \approx f_0^y(\gamma; \mu) \quad (3.3)$$

十分に固有振動数の高い系の降伏耐力 f_0^y に対する降伏耐力 f^y の応答増幅を表す応答係数 $R_L \equiv f^y/f_0^y$ を導入すると，降伏耐力 f^y は次式で表される．

$$f^y(T_n, \gamma, h; \mu) = R_L(T_n, h, \gamma; \mu) f_0^y(\gamma; \mu) \quad (3.4)$$

この領域における線形弾性系の応答係数を R_L^e とすると $f^e = R_L^e f_0^e$ であり，これを用いると降伏耐力低減度 D_S (式 (3.1)) は次式で表すことができる．ここで， f_0^e は十分に固有振動数の高い線形弾性系の耐力であり， $f_0^e = F_0$ より $f^e = R_L^e F_0$ である．

$$D_S = \frac{R_L f_0^y}{R_L^e f_0^e} \quad (3.5)$$

十分に固有振動数の高い系に必要な降伏耐力 f_0^y の f_0^e からの低減は、①最大耐力の増加効果によるもの、応答増幅を表す応答係数 R_L の R_L^e からの低減は、③履歴減衰の増加効果によるものと考えることができる。系の降伏耐力低減度 D_S は、式 (3.5) より、①最大耐力の増加効果による降伏耐力の低減度を表す f_0^y/f_0^e と、③履歴減衰の増加効果による降伏耐力の低減度を表す R_L/R_L^e に分離できる。これらを用いた系の降伏耐力低減度 D_S の考察を以下に述べる。

(a) 最大耐力の増加効果による降伏耐力の低減度 (f_0^y/f_0^e)

最大耐力の増加効果による系に必要な降伏耐力の低減度 f_0^y/f_0^e は、式 (3.2) を用いると次式で表すことができる。

$$\frac{f_0^y}{f_0^e} = \frac{1}{1+(\mu-1)\gamma} \quad (3.6)$$

従って、許容する塑性率を増加させると、系に必要な降伏耐力の低減は二次剛性の大きい系 (γ が 1 に近い系) で大きく、二次剛性の小さい系 (γ が 0 に近い系) で小さい。 γ が 0 の系では低減しない。

(b) 履歴減衰の増加効果による降伏耐力の低減度 (R_L/R_L^e)

図 3.2 より、この領域で R_L^e は 1 以上の値である。 R_L は許容する塑性率を増加させるとピークが振動数比の小さい方へシフトし、小さくなる。 R_L はピーク及びピークより振動数比の小さい領域で基本的に 1 以上の値であるが、剛性比 γ が小さく 0 付近の場合は、塑性率を増加させるとピークがなくなり 1 未満の値もとり得る (例 図 3.2 の $\gamma=0$, $\mu=5$ の場合, $\chi(\omega_{wave}/\omega_n, \gamma=0, h=0; \mu=5) = R_L < 1$)。

履歴減衰の増加効果による系に必要な降伏耐力の低減度 R_L/R_L^e は基本的に 1 以下の値となり、応答増幅の大きい領域で低減度は大きく、応答増幅の小さい領域で低減度は小さい。 $\omega_{wave}/\omega_n=0$ 近傍の応答増幅のない領域で $R_L/R_L^e=1$ である。

(c) 降伏耐力低減度 D_S の二次剛性依存性

許容する塑性率 μ を一定にして、剛性比 γ を変化させた場合の降伏耐力低減度 D_S への影響を考える。 $\gamma=1$ の線形系では、式 (2.13) と (3.1) より $D_S=1/\mu$ 、式 (3.6) より $f_0^y/f_0^e=1/\mu$ が得られる。これらを式 (3.5) に代入すると $R_L/R_L^e=1$ が得られる。これらの関係は、 $\gamma=1$ の対応する線形系では、①最大耐力の増加効果が最大となり、③履歴減衰の増加効果がないことを示している。

剛性比 γ を 1 から減少させると、系の履歴ループの面積が大きくなるため、③履歴減衰の増加効果が大きくなり $\gamma=0$ で最大となる (R_L/R_L^e が最小となる)。また、①最大耐力の増加効果は小さくなり、式 (3.6) より $\gamma=0$ で $f_0^y/f_0^e=1$ となりその効果はなくなる。従って、弾完全塑性型の系の降伏耐力低減度は $D_S=R_L/R_L^e$ となる。

剛性比 γ が 0 から 1 の間の系の降伏耐力低減度 D_S は、①と③の効果による降伏耐力の低減度を乗じたものとなり、 γ が大きいと①の効果が主となり、 γ が小さいと③の効果が主となる。図 3.2 より、一定塑性率応答スペクトルのピークは、 γ が小さいほうが小さく、③履歴減衰の増加効果が、①最大耐力の増加効果より大きいことがわかる。

以上より、この領域にある系は、許容する塑性率 μ を増加させると、①最大耐力の増加効果及び、③履歴減衰の増加効果により、系に必要な降伏耐力が低減すると考えることができる。この領域にある系に必要な降伏耐力は、基本的に十分に固有振動数の高い系に必要な降伏耐力以上であり、この領域を「荷重制御型領域」ということにする。

(2) 振動数比が大きい領域 ($1 \leq \omega_{wave}/\omega_n$)

$1 \ll \omega_{wave}/\omega_n$ である十分に固有振動数の低い系は、極端に剛性が低く、加振中に質点は実質的に静止していることになる[29]。このような系は変位制御型の力を受け、許容する塑性率 μ を増加させると、②最大変形の増加効果により系に必要な降伏耐力が低減し、降伏耐力低減度 D_S は $1/\mu$ となる[27]。これは、対応する線形弾性系の最大変形 x^e と非線形系の最大変形 x^{max} が等しいと考えると、次式の通り導くことができる。

$$D_S = \frac{x^y}{x^e} = \frac{x^y}{x^{max}} = \frac{1}{\mu} \tag{3.7}$$

式 (3.7) を逆数で表すと $1/D_S = \mu$ となるため、正弦波に対する系の降伏耐力低減度の逆数 $1/D_S$ を図 3.3 に示す。図の横軸が振動数比 ω_{wave}/ω_n 、縦軸が降伏耐力低減度の逆数 $1/D_S$ で、塑性率 $\mu = 2, 3, 5$ に対して各々剛性比 $\gamma = 0$ と 0.5 の計算結果を示す。この図より、振動数比 ω_{wave}/ω_n が 2~3 より大きくなると、二次剛性に係わらず式 (3.7)、即ち $1/D_S = \mu$ が成り立つことがわかる。図 3.3 より、系の降伏耐力低減度 D_S は次式で与えられることがわかる。

$$D_S \leq \frac{1}{\mu} \tag{3.8}$$

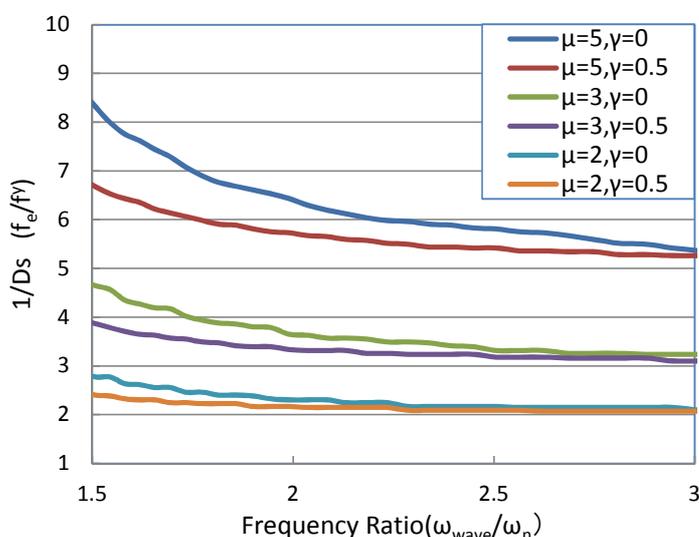


Fig. 3.3 Reciprocal plots of yield strength reduction ratio D_S

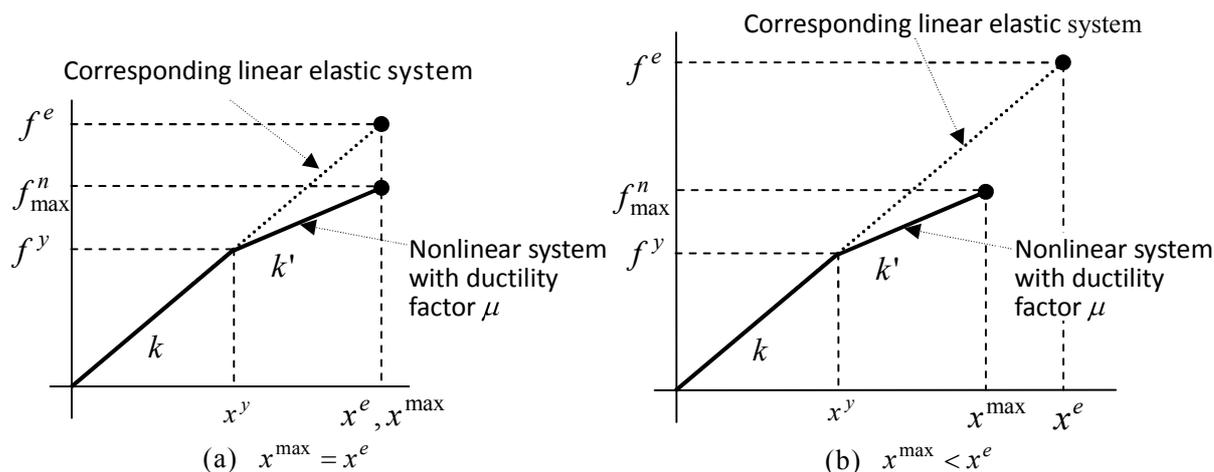


Fig. 3.4 Skelton curves of a nonlinear system with ductility factor μ and the corresponding linear elastic system.

この領域にある系の応答特性を分析するため、系の降伏耐力低減度 $D_S = x^y/x^e$ を次式のよ
うに表す。

$$D_S = \frac{x^y}{x^{\max}} \frac{x^{\max}}{x^e} \tag{3.9}$$

また、非線形系と対応する線形弾性系の応答を、骨格曲線上に表した模式図を図 3.4 に示す。
図の(a)は、線形弾性系の最大変形 x^e と非線形系の最大変形 x^{\max} が等しい場合であり、図の(b)
は、線形弾性系の最大変形 x^e より、非線形系の最大変形 x^{\max} が小さい場合である。線形弾性
系の最大変形 x^e から非線形系の最大変形 x^{\max} までの応答の低下は、③履歴減衰の増加効果に
よるもの、そして非線形系の最大変形 x^{\max} から非線形の降伏変形までの変形の低下は、②最
大変形の増加効果によるのと考えることができる。式(3.9)より、系の降伏耐力低減度 D_S は、
②最大変形の増加効果による降伏耐力の低減度を表す x^y/x^{\max} と、③履歴減衰の増加効果によ
る降伏耐力の低減度を表す x^{\max}/x^e に分離できる。これら 2 つの係数を用いた系の降伏耐力低
減度 D_S の考察を以下に述べる。なお、振動数比が大きい領域と小さい領域で、③履歴減衰の
増加効果による降伏耐力の低減度を表す指標は異なる。

(a) 最大変形の増加効果による降伏耐力の低減度 (x^y/x^{\max})

最大変形の増加効果による系に必要な降伏耐力の低減度 x^y/x^{\max} は、塑性率の定義より $1/\mu$
であり、二次剛性に依存しない。

(b) 履歴減衰の増加効果による降伏耐力の低減度 (x^{\max}/x^e)

図 3.4 において、各塑性率 μ の値に対する $1/D_S$ の値の増加分が x^e/x^{\max} を表す。履歴減衰の
増加効果による系に必要な降伏耐力の低減度 x^{\max}/x^e は 1 以下の値となり、応答増幅の大きい
領域で低減度は大きい。また、二次剛性が小さいと系の履歴ループの面積が大きくなるため、
③履歴減衰の増加効果が大きくなり低減度が大きい。

以上より、この領域にある系は、許容する塑性率 μ を増加させると、②最大変形の増加効果及び、③履歴減衰の増加効果により、系に必要な降伏耐力が低減すると考えることができる。この領域にある系に必要な降伏耐力は、線形弾性系に必要な耐力の $1/\mu$ 以下であり、この領域を「変位制御型領域」ということにする。

3・3 地震床応答の観測記録と特徴

鳥取県西部地震(2000.10.6)による島根原子力発電所2号機原子炉建物(1次固有周期 T_S : 0.21s, 基礎版: T.P.1.3m (T.P.: 東京湾平均海面))の観測点 NS-2 R/B ch24 (R/B1F: T.P.15.3m)における床応答の加速度時刻歴波形, および新潟県中越沖地震(2007.7.16)の柏崎刈羽原子力発電所 7号機原子炉建屋(1次固有周期 T_S : 0.44s, 基礎版: T.P.-8.2m)の観測点 KK-7 R/B ch7R-1(R/B3F: T.P.23.5m)における床応答の加速度時刻歴波形[4] を, 図 3.5(a)および図 3.5 (b)に各々示す。また, この2つの地震による床応答の弾性床応答加速度スペクトルを図 3.6 に示す。図 3.6の加速度スペクトルは各々の地震床応答の最大加速度(ZPA: zero period acceleration)で規格化した。横軸は系の固有周期 T_n を表す。

図 3.6 の NS-2 R/B ch24 (島根 2 号機) の床応答スペクトルで周期 0.21s, KK-7 R/B ch7R-1 (柏崎刈羽 7 号機) の床応答スペクトルで周期 0.44s のピークは, 支持構造物である建物の 1 次モードの応答により入力地震動が増幅し床応答が卓越したものであり, これより短周期側のピークは原子炉建物の高次モードの応答によるものと入力地震動の卓越によるものが混在する。また, 1 次固有周期 T_S より長周期側のピークは入力地震動の卓越によるものである。

地震動と建物の組合せの特徴, 地震床応答の特徴及び基準周期について, 以下に述べる。

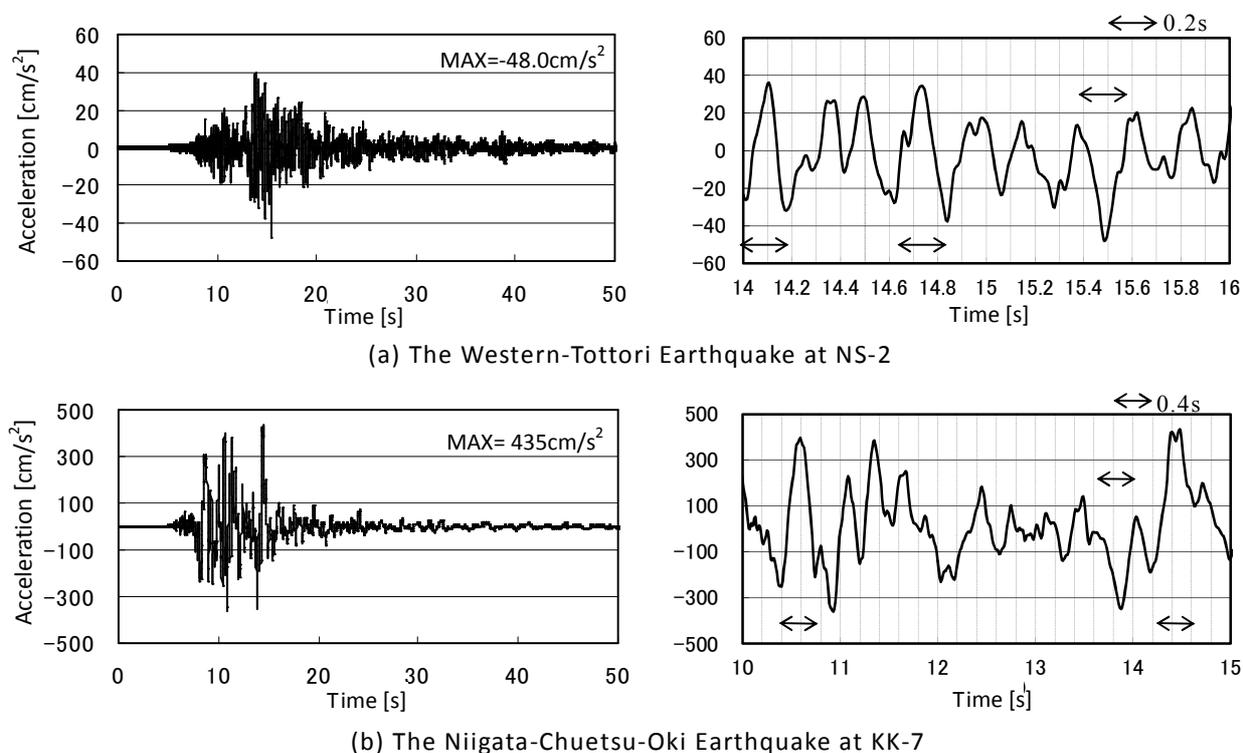


Fig. 3.5 History waveforms of floor motions

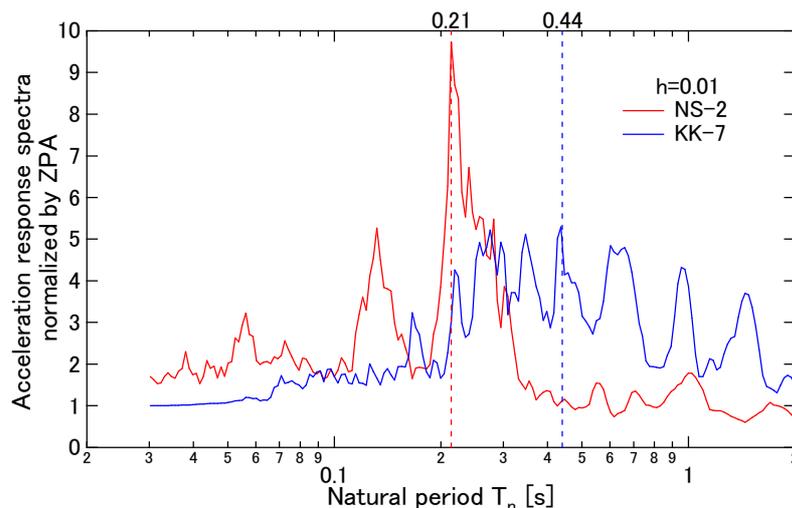


Fig.3.6 Elastic floor acceleration response spectra
[The Western-Tottori Earthquake at NS-2 R/B ch24 and the Niigata-Chuetsu-Oki Earthquake at KK-7 R/B ch7R-1]

(1) 地震動と建物の組合せ

建物の固有周期は岩盤の剛性の影響を受け、硬質岩盤サイトの建物は軟質岩盤サイトの同等な建物より短周期となる。前者は短周期が卓越する地震動が建物を振動させたもので、後者は長周期が卓越する地震動が建物を振動させたものである。地震動と建物の組合せにこのような特徴のある2つの地震床応答の観測記録を検討に用いた。

(2) 地震床応答の特徴と基準周期

図3.5には、地震床応答の加速度時刻歴波形の全体図と、最大加速度を含む加速度の大きい時間帯の拡大図を示しており、最大加速度を与える波の周期はNS-2 R/B ch24（島根2号機）の観測波で0.2s程度、KK-7 R/B ch7R-1（柏崎刈羽7号機）の観測波で0.4s程度であり、各々支持構造物の1次固有周期 T_g と一致している。支持構造物の応答により増幅した地震床応答は、その最大加速度が主に支持構造物の1次モードによる振動により与えられるという特徴があることがわかる。

地震床応答の最大加速度を与える支持構造物の1次固有周期 T_g は、床応答スペクトルを分析する上での基準周期となる。この周期未満の周期帯を「支持構造物周期帯」、この周期以上の周期帯を「支持構造物超過周期帯」と呼ぶことにする。

3・4 地震床応答に対する非線形一自由度系の応答特性

地震床応答に対する一定塑性率応答スペクトルを特に一定塑性率床応答スペクトル（Constant ductility floor response spectrum）ということにする。NS-2 R/B ch24（島根2号機）及びKK-7 R/B ch7R-1（柏崎刈羽7号機）の観測波に対して計算した一定塑性率床応答スペクトルを図3.7～3.10に示す。図3.7、3.8は剛性比 γ を一定として2通りの減衰比 h に対して塑

性率 μ を変化させた場合、図 3.9, 3.10 は減衰比 h を一定として 2 通りの塑性率 μ に対して剛性比 γ を変化させた場合の結果である。これらの図より、Veletsos と Newmark らが得た地震動に対する応答特性は、地震床応答に対する応答特性でもあり、さらに系の非線形性の程度に関係しない非線形一自由度系一般の応答特性であることがわかる。図 3.9, 3.10 の支持構造物超過周期帯には、弾性床応答スペクトルの下側包絡線 χ_D^e (緑実線) 及びこれに $1/\mu$ を乗じた χ_D^e/μ (緑破線) をあわせて示した。 χ_D^e 及び χ_D^e/μ については後述する。

地震床応答に対する非線形一自由度系の応答特性を、正弦波に対する非線形一自由度系の応答特性を参照し、系に必要な降伏耐力低減に係る 3 つの効果 (①最大耐力の増加効果, ②最大変形の増加効果及び, ③履歴減衰の増加効果) に着目して分析する。分析にあたっては、基準周期とした支持構造物の 1 次固有周期 T_S の点を正弦波の $\omega_{wave}/\omega_n=1$ の点と対応させることにする。図 3.7~3.10 の分析の結果得られた、地震床応答に対する非線形一自由度系の応答特性を以下に述べる。

3・4・1 支持構造物周期帯 ($0 \leq T_n < T_S$)

図 3.7~3.10 より、短周期の床応答が卓越する NS-2 R/B ch24 (島根 2 号機) の観測波では、この周期帯の応答増幅が大きく、長周期の床応答が卓越するが KK-7 R/B ch7R-1 (柏崎刈羽 7 号機) の観測波ではこの周期帯の応答増幅が小さい。

図 3.7, 3.8 より、支持構造物周期帯にある非線形一自由度系は、許容する塑性率を増加させると、たとえ $\mu=1.5$ に対応する程度の小さな塑性変形であっても、必要な降伏耐力が低減する。特に応答増幅の大きな周期帯では系に必要な降伏耐力はかなり小さくなり、固有周期依存性も小さくなる。図 3.9, 3.10 より、二次剛性の違いは降伏耐力にさほど大きく影響しない。図 3.7~3.10 より、 $\mu=3\sim 5$ に対応する程度の塑性変形で、系の固有周期、減衰比、二次剛性に係わらず外力基準化降伏耐力は 1 程度まで低減する。許容する塑性率をさらに増加させると、外力基準化降伏耐力は 1 からゆっくり低減する。

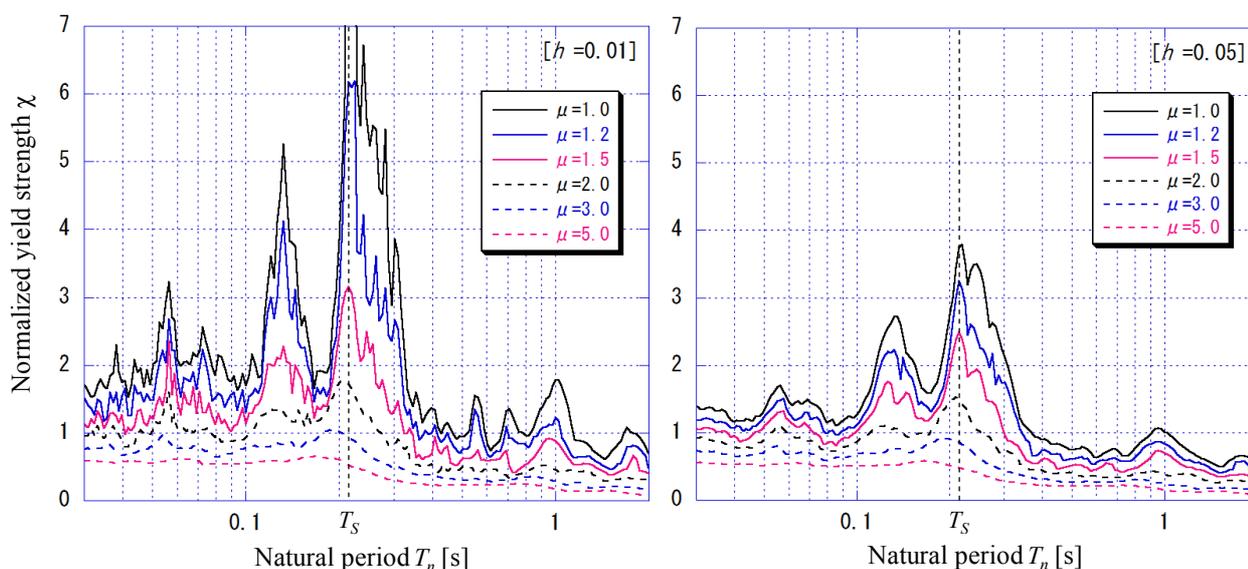


Fig. 3.7 Constant ductility floor response spectra 【NS-2 R/B ch24, $\gamma=0.2$, $\mu=1.0\sim 5.0$, $h=0.01/0.05$ 】

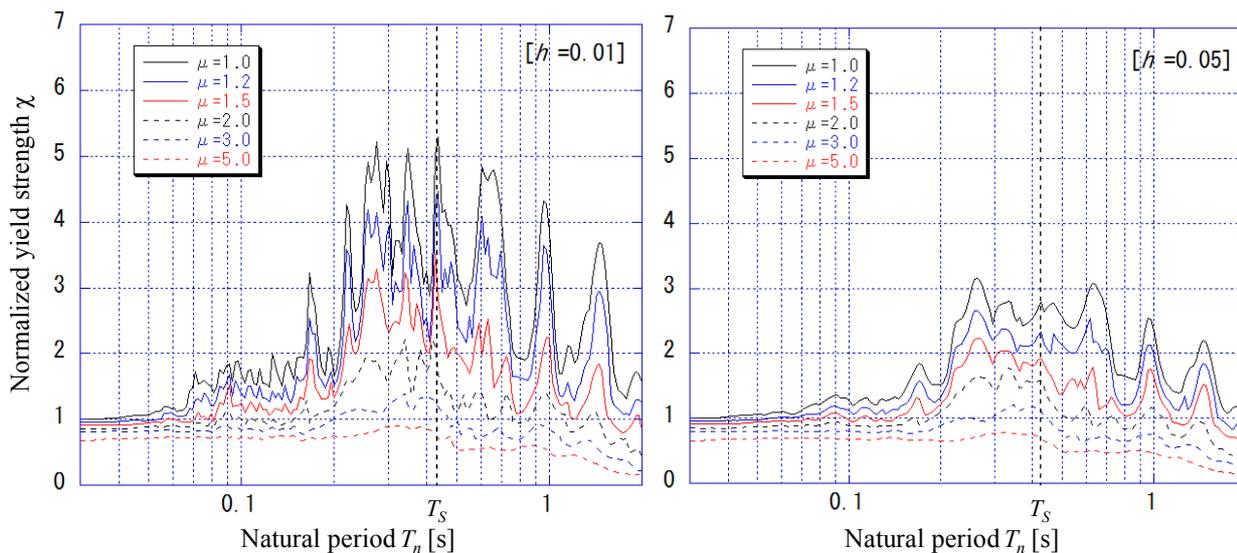


Fig. 3.8 Constant ductility floor response spectra 【KK-7 R/B ch7R-1, $\gamma=0.2$, $\mu=1.0\sim 5.0$, $h=0.01$ 】

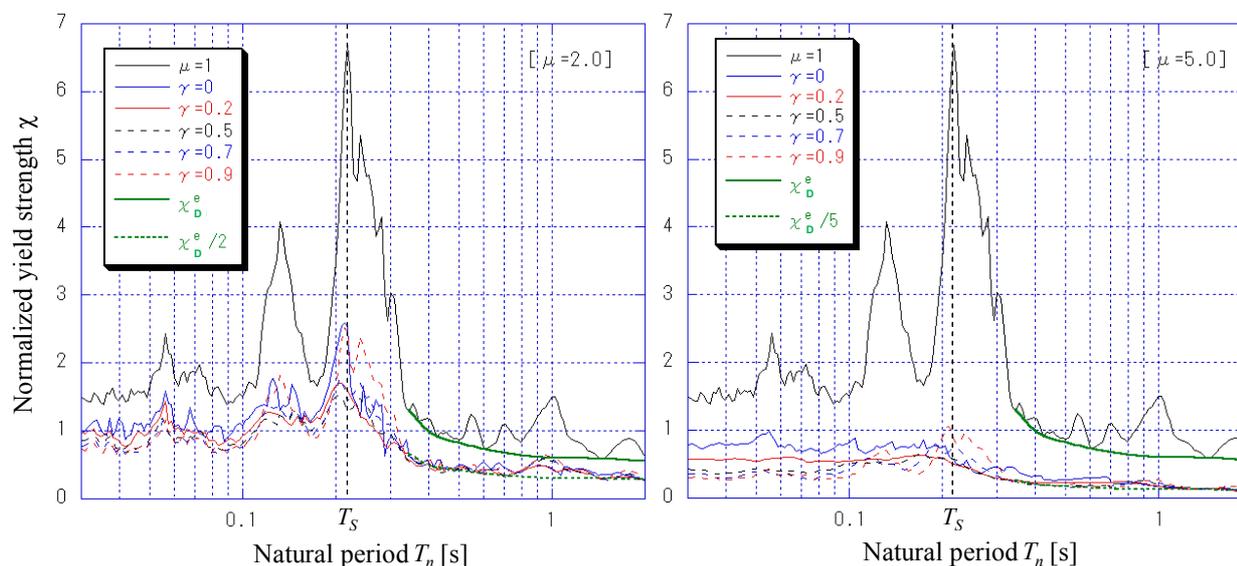


Fig. 3.9 Constant ductility floor response spectra 【NS-2 R/B ch24, $\gamma=0\sim 0.9$, $\mu=2.0/5.0$, $h=0.02$ 】

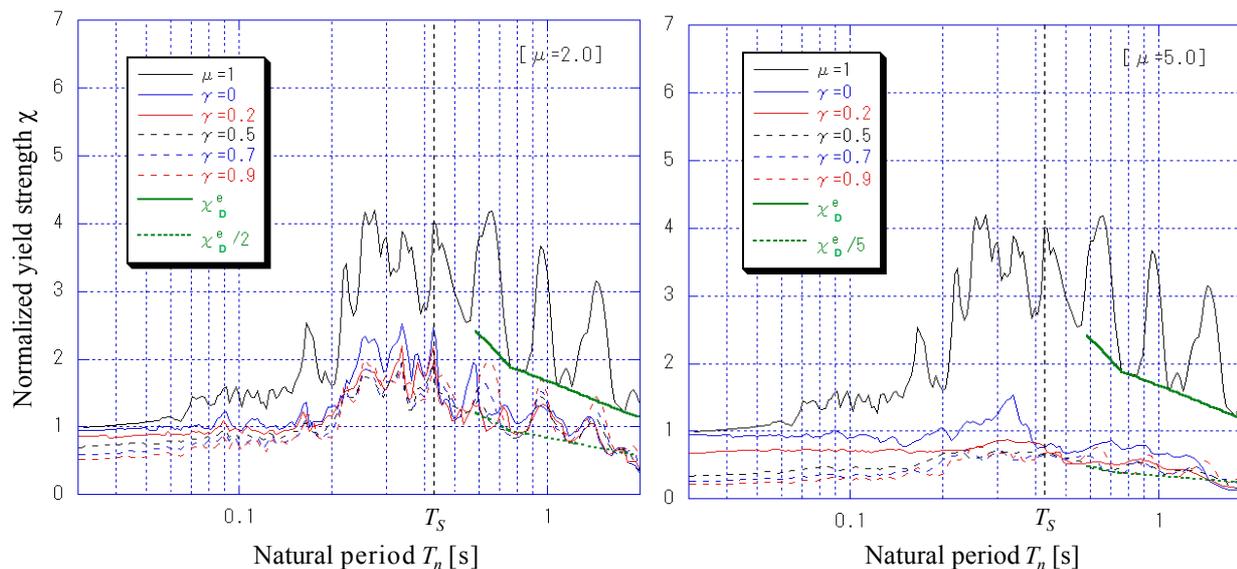


Fig. 3.10 Constant ductility floor response spectra 【KK-7 R/B ch7R-1, $\gamma=0\sim 0.9$, $\mu=2.0/5.0$, $h=0.02$ 】

この周期帯にある系に必要な降伏耐力は、基本的に振動数の十分に高い系に必要な降伏耐力以上であり、この周期帯は正弦波の $3 \cdot 2(1)$ 振動数比が小さい領域に対応し「荷重制御型領域」といえる。系に必要な降伏耐力は、許容する塑性率を増加させると、①最大耐力の増加効果と③履歴減衰の増加効果の2つの効果によって低減すると考えられる。この2つの効果に着目した系の降伏耐力低減度 D_S の考察と応答特性のまとめを以下に示す。

(1) 降伏耐力低減度 D_S の考察

系の降伏耐力低減度 D_S は、式 (3.5) より、①最大耐力の増加効果による降伏耐力の低減度を表す f_0^y/f_0^e と③履歴減衰の増加効果による降伏耐力の低減度を表す R_L/R_L^e に分離することができる。これらの係数を一定塑性率床応答スペクトル上に示したものを図 3.11 に示す。この図の横軸は固有周期 T_n 、縦軸は外力基準化降伏耐力 χ であり、2本の曲線は上から線形弾性一自由度系に必要な外力基準化耐力 χ^e のスペクトルと塑性率 μ の外力基準化降伏耐力 $\chi(\mu)$ のスペクトルを示す。一定塑性率床応答スペクトルは、基準周期 T_S 未満の支持構造物周期帯と、基準周期 T_S 以上の支持構造物超過周期帯に分けられる。この図の縦軸は外力基準化降伏耐力であるため、 f_0^y/f_0^e は χ_0/χ_0^e として表される。

外力基準化耐力 χ^e のスペクトルは、固有周期 T_S のピークは、支持構造物の1次モードの応答によるスペクトルの増幅を表し、これより短周期側のピークは、支持構造物の高次モードの応答によるスペクトルの増幅、または、入力地震動の卓越によるスペクトルの増幅を表す。また、固有周期 T_S より長周期側のピークは入力地震動の卓越によるスペクトルの増幅を表す。

支持構造物周期帯において、外力基準化耐力 χ^e の、十分振動数の高い系の外力基準化耐力 χ_0^e からの増幅を表す係数が応答係数 R_L^e であり、外力基準化耐力 $\chi(\mu)$ の、十分振動数の高い系の外力基準化耐力 $\chi_0(\mu)$ からの増幅を表す係数が応答係数 R_L である。外力基準化降伏耐力 $\chi(\mu)$ は、塑性率 μ が1より大きいため外力基準化耐力 χ^e から低減している。その低減度を表す係数が、降伏耐力低減度 D_S である。この図の支持構造物超過周期帯の係数については、後述する。

(a) 最大耐力の増加効果による降伏耐力の低減度 (f_0^y/f_0^e)

最大耐力の増加効果による系に必要な降伏耐力の低減度 f_0^y/f_0^e の考察は $3 \cdot 2(1)(a)$ に示す考察と同じである。

(b) 履歴減衰の増加効果による降伏耐力の低減度 (R_L/R_L^e)

履歴減衰の増加効果による系に必要な降伏耐力の低減度 R_L/R_L^e を分析するため、図 3.9 の一定塑性率応答スペクトルの 0.2s 付近のピークの応答係数 R_L を図 3.12 に示す。この図の横軸は塑性率 μ 、縦軸は応答係数 R_L であり、6通りの剛性比 γ に対する応答係数 R_L を表す。

図 3.9, 3.12 より、応答係数 R_L は剛性比 γ に応じて以下の特性を示すことがわかる。

- 剛性比 $\gamma=1$ のとき履歴減衰はなく、応答係数 R_L は許容する塑性率に係わらず線形弾性系の応答係数 R_L^e と等しい。

Factors	Explanations
D_S	Yield strength reduction factor
R_L	Response factor for a system with ductility factor μ in load sensitive region
R_L^e	Response factor for an elastic system in load sensitive region
$x^{\max}(\mu)$	Maximum deformation of a system with ductility factor μ
x^e	Maximum deformation of an elastic system
T_n	Natural period of a system
T_S	Natural period of the supporting structure
$\chi(\mu)$	Yield strength of a system with ductility factor μ normalized by the maximum external force
χ^e	Minimum strength required of an linear elastic system normalized by the maximum external force
$\chi_0(\mu)$	Yield strength of a sufficiently high frequency system with ductility factor μ normalized by the maximum external force
χ_0^e	Minimum strength required of a sufficiently high frequency linear elastic system normalized by the maximum external force
χ_D^e	Lower envelope curve of elastic response spectrum in displacement sensitive region normalized by the maximum external force
μ	Ductility factor

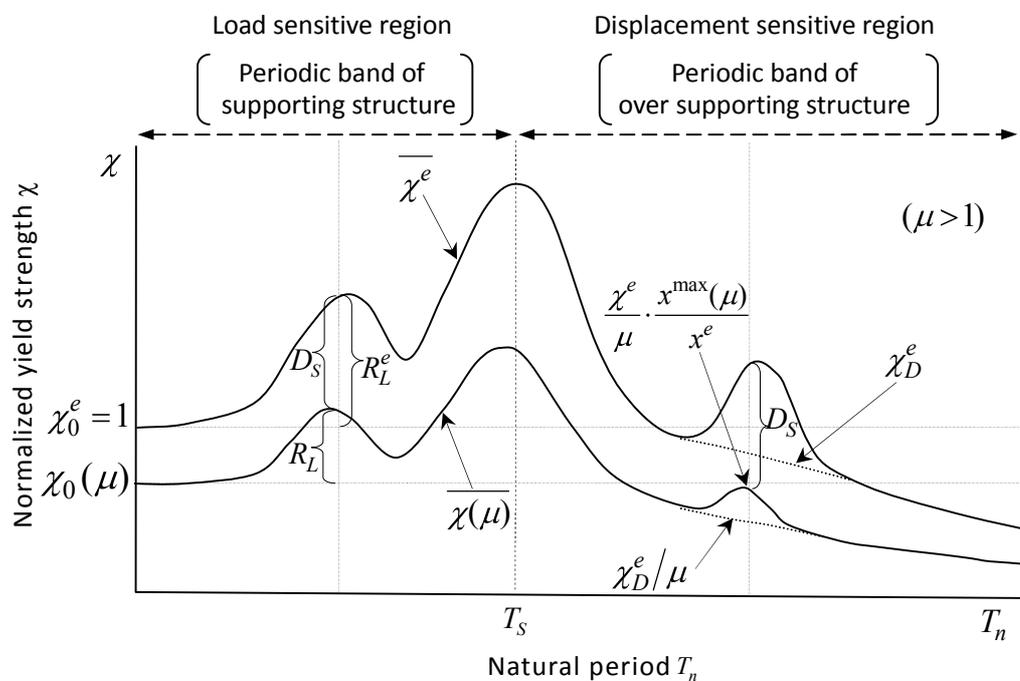


Fig. 3.11 Constant ductility floor response spectra and the factors to express inelastic behavior of systems

- ▶ 許容する塑性率 $\mu(>1)$ を一定（例えば、 $\mu=2$ ）にして、剛性比 γ を少し小さくすると履歴減衰により応答係数 R_L は減少する。特に、弾性床応答スペクトルの応答増幅の大きい周期帯で顕著であり、 $\gamma=0.9$ 程度のわずかな非線形でも応答係数 R_L は減少する。二次剛性の大きい系（ γ が 1 に近い系）では許容する塑性率を増加させても応答係数 R_L の変化は小さい。
- ▶ 許容する塑性率 μ を一定にして、さらに剛性比 γ を小さくすると、応答係数 R_L は減少する。二次剛性が小さい系（ γ が 0 に近い系）では、許容する塑性率を増加させることにより応答係数 R_L は 1 近傍まで減少するが、その割合はゆっくりとなる。正弦波に対する特性と同じく、 γ が 0 付近の場合は許容する塑性率を増加させると応答係数 R_L は 1 未満の値もととり得るが、その程度はわずかである。

(c) 降伏耐力低減度 D_S の二次剛性依存性

系の降伏耐力低減度 D_S の二次剛性依存性については、3・2 (2) (c) に示す正弦波に対する考察と基本的に同じである。剛性比 γ が 0 から 1 の間の系の降伏耐力低減度 D_S は、①最大耐力の増加効果と③履歴減衰の増加効果による降伏耐力の低減度を乗じたものとなり、 γ が大きいと①の効果が主となり、 γ が小さいと③の効果が主となる。図 3.9, 3.10 より、 γ が変化しても①と③の効果がシーソーのように変化するため、外力基準化降伏耐力 χ の γ 依存性はさほど大きくないことがわかる。地震波と正弦波でこの特性が異なるが、正弦波では繰り返し回数が多く、また減衰比 h を 0 としているため応答増幅が大きく、③の効果による降伏耐力の低減度が大きくなると考えられる。

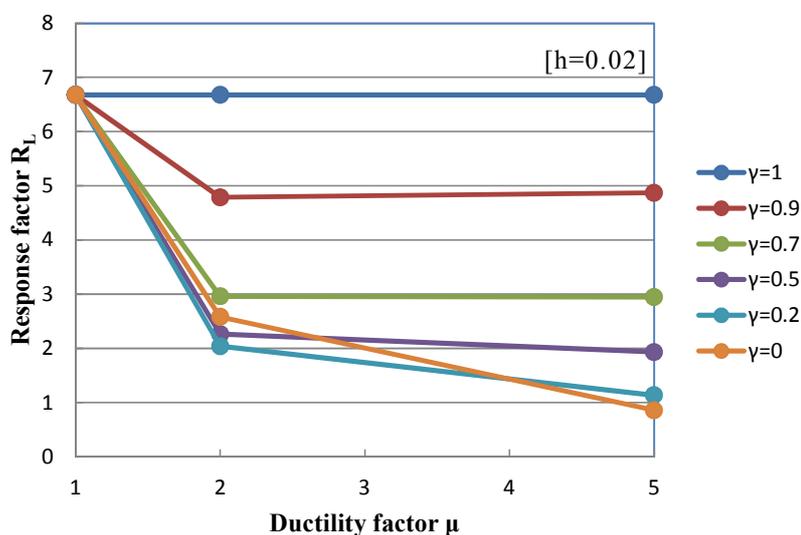


Fig. 3.12 Response factors R_L at the floor response peaks around 0.2s on NS-2 R/B ch24 spectra

(2) 応答特性のまとめ

この周期帯は荷重制御型領域ということができ、系に必要な降伏耐力は、基本的に固有振動数の十分に高い系に必要な降伏耐力以上である。この領域の非線形一自由度系の応答特性は以下の通りである。

- (a) この領域にある一自由度系は、許容する塑性率 μ を増加させると、たとえ $\mu=1.5$ に対応する程度の小さな塑性変形であっても、系に必要な降伏耐力が低減する。特に応答増幅の大きな周期帯では、系に必要な降伏耐力はかなり小さくなり、固有周期依存性が小さくなる。 $\mu=3\sim 5$ に対応する程度の塑性変形で、固有周期、減衰比及び剛性比に係わらず系に必要な降伏耐力は最大外力 F_0 程度まで低減する。この領域にある系は、許容する塑性率を増加させると、①最大耐力の増加効果と③履歴減衰の増加効果により、必要な降伏耐力が低減する。二次剛性の大きい系 (γ が 1 に近い系) では、主に①最大耐力の増加効果により、また、二次剛性の小さい系 (γ が 0 に近い系) では、主に③履歴減衰の増加効果により必要な降伏耐力が低減するが、二次剛性の違いは系に必要な降伏耐力にさほど大きく影響しない。
- (b) 許容する塑性率 μ をさらに増加させると、系に必要な降伏耐力は F_0 からゆっくり低減する。これは主に①最大耐力の増加効果のみによるものである。地震床応答に対し、構築物周期帯にある系を塑性率 μ に止めるために必要な降伏耐力 f_u^y は、式(3.4)より与えられる。式(3.4)に式(3.2)を代入し、式(2.3)を用いると、塑性率 μ の系に必要な最大耐力 f_u^n が次式で与えられる。

$$f_u^n(T_n, h, \gamma; \mu) = F_0 R_L(T_n, h, \gamma; \mu) \quad (3.10)$$

許容する塑性率を増加させた時の系に必要な最大耐力の低減度は $df_u^n/d\mu$ であり、式(3.10)より次式で与えられる。

$$\frac{df_u^n}{d\mu} = F_0 \frac{dR_L}{d\mu} \quad (3.11)$$

塑性率 μ が 3~5 以上の系では、(1)(c) より $dR_L/d\mu \approx 0$ であり、許容する塑性率をさらに増加させても必要な系の最大耐力 f_u^n が低減しないことがわかる。また、塑性率 μ が 3~5 以上の二次剛性が小さい系では、(1)(c) より $R_L=1$ と近似することができ、式(3.10)より次式が得られる。

$$f_u^n = F_0 \quad (3.12)$$

従って、二次剛性が小さく、塑性率 μ が 3~5 以上となる系に必要な最大耐力 f_u^n は、最大外力 F_0 であり、系の最大耐力 f_u^n が最大外力 F_0 を下回った場合、系の変形が急速に進行する。

3・4・2 支持構造物超過周期帯 ($T_S \leq T_n$)

図 3.7~3.10 より、短周期の床応答が卓越する NS-2 R/B ch24 (島根 2 号機) の観測波では、この周期帯の応答増幅が小さく、長周期の床応答が卓越するが KK-7 R/B ch7R-1 (柏崎刈羽 7 号機) の観測波では、この周期帯の応答増幅が大きい。

図 3.9 の NS-2 R/B ch24 (島根 2 号機) の弾性床応答スペクトルの下側包絡線 χ_D^e 及び χ_D^e/μ より、この周期帯にある系の外力基準化降伏耐力は、許容する塑性率を増加させると、応答増幅のない又は小さい周期帯では二次剛性によらず、弾性応答スペクトルの $1/\mu$ 程度まで低減することがわかる。図 3.10 の KK-7 R/B ch7R-1 (柏崎刈羽 7 号機) の弾性床応答スペクトルの下側包絡線 χ_D^e 及び χ_D^e/μ より、この周期帯にある系の外力基準化降伏耐力は、許容する塑性率を増加させると、応答増幅の大きい周期帯では弾性応答スペクトルの $1/\mu$ から、さらに低減することがわかる (例えば図 3.10 の 0.96s のピーク)。

この周期帯にある系に必要な降伏耐力は、基本的に線形弾性系に必要な降伏耐力の $1/\mu$ 以下であり、この周期帯は正弦波の **3・2(2)** 振動数比が大きい領域に対応し「変位制御型領域」といえる。系に必要な降伏耐力は、許容する塑性率を増加させると、②最大変形の増加効果と③履歴減衰の増加効果の 2 つの効果によって低減すると考えられる。この 2 つの効果に着目した系の降伏耐力低減度 D_S の考察と応答特性のまとめを以下に示す。

(1) 降伏耐力低減度 D_S の考察

系の降伏耐力低減度 D_S は、式 (3.9) より、②最大変形の増加効果による降伏耐力の低減度を表す x^y/x^{\max} と③履歴減衰の増加効果による降伏耐力の低減度を表す x^{\max}/x^e に分離することができる。これらの係数を、図 3.11 の一定塑性率床応答スペクトルの支持構造物超過周期帯上に示す。 χ_D^e は χ^e の下側包絡線であり、 x^y/x^{\max} は塑性率の定義を用いて $1/\mu$ と表した。

(a) 最大変形の増加効果による降伏耐力の低減度 (x^y/x^{\max})

最大変形の増加効果による系に必要な降伏耐力の低減度 x^y/x^{\max} の考察は、**3・2(2)(a)** に示す考察と同じであり、 $x^y/x^{\max} = 1/\mu$ である。応答増幅の小さい周期帯にある系は、②最大変形の増加効果により、必要な降伏耐力が線形弾性系に必要な降伏耐力の $1/\mu$ に低減する。

(b) 履歴減衰の増加効果による降伏耐力の低減度 (x^{\max}/x^e)

応答増幅の大きい周期帯にある系は、③履歴減衰の増加効果により $x^{\max}/x^e < 1$ となり、必要な降伏耐力が、線形弾性系に必要な降伏耐力の $1/\mu$ からさらに低減する。ただし、この低減は系の二次剛性に依存し、また二次剛性の小さい系 (γ が 0 に近い系) に必要な降伏耐力のピークは短周期側へシフトする傾向がある。応答増幅のない又は小さい周期帯にある系は、③履歴減衰の増加効果はなく、 $x^{\max}/x^e \approx 1$ となり、必要な降伏耐力が $1/\mu$ から低減しない。

以上より、系の降伏耐力低減度 D_S は、基本的に正弦波に対する系の降伏耐力低減度と同じく式 (3.8) で与えることができるが、系に必要な降伏耐力のピークが短周期側へシフトすることに留意する必要がある。

(2) 応答特性のまとめ

この周期帯は変位制御型領域ということができ、系に必要な降伏耐力は、次式の通り、二次剛性に係わらず線形弾性系に必要な耐力の $1/\mu$ 程度又はそれ以下である。

$$f^y(T_n, h; \gamma; \mu) < \frac{f^e(T_n, h)}{\mu} \text{ or } f^y(T_n, \gamma, h; \mu) \approx \frac{f^e(T_n, h)}{\mu} \quad (3.13)$$

この領域の一自由度系は、許容する塑性率 μ を増加させると、②最大変形の増加効果、さらに③履歴減衰の増加効果により、必要な降伏耐力が低減する。

3・4・3 塑性変形を許容する系に必要なとなる降伏耐力と降伏耐力低減度

前節までの分析結果に基づき、塑性変形を許容する場合に、非線形一自由度系に必要なとなる外力基準化降伏耐力及びその降伏耐力低減度をまとめた結果を表 3.1 に示す。表の上段が固有周期 $T_n = 0$ の系、中段が支持構造物周期帯 ($0 < T_n < T_s$) にある系、下段が支持構造物超過周期帯 ($T_s \leq T_n$) にある系を示し、左側が外力基準化降伏耐力 χ 、右側が降伏耐力低減度 D_S を示す。

外力基準化降伏耐力 χ の列をさらに細分する $0 \leftarrow \gamma$ 、 $0 \sim \gamma \sim 1$ 及び $\gamma \rightarrow 1$ の列は、各々の剛性比における外力基準化降伏耐力を示す。降伏耐力低減度 D_S の列をさらに細分する①、②及び③の列は、各々の効果による降伏耐力低減度を表す。ある系の降伏耐力低減度 D_S は、該当する周期帯にある①、②及び③の欄の降伏耐力低減度を乗じたものとなる。これに、線形弾性一自由度系に必要な外力基準化耐力 χ^e を乗じると、該当する周期帯の基準化降伏耐力 χ となる。

3・5 地震床応答に対する非線形多自由度系の応答特性の考察

2章で、非線形多自由度系の動的解析法として、弾塑性応答スペクトル解析法が有効であること、従って、非線形多自由度系の応答は弾性領域のモード応答の重ね合わせとして理解できることを明らかにした。これに基づくと、地震床応答に対する非線形多自由度系の各モードの応答特性は、3・3で分析した非線形一自由度系の応答特性と同じであり、非線形多自由度系のモード降伏耐力とモード塑性率を、各々、3・3の非線形一自由度系の降伏耐力と塑性率に対応させることができる。非線形多自由度系の応答特性はその重ね合わせとして理解できる。

3・6 結 言

力-変形関係が二直線骨格曲線であり移動硬化則に従う復元力特性を持つ一自由度系の、地震床応答に対する応答について、塑性率をある特定の値に止めるために必要となる系の降伏耐力を中心に分析した。その結果、以下の弾塑性応答特性を確認し、塑性変形を許容する系に必要な降伏耐力及び降伏耐力低減度の特性をまとめた（表 3.1 参照）。

- (1) 一自由度系は、系に許容する塑性率を増加させると、①最大耐力の増加効果、②最大変形の増加効果及び、③履歴減衰の増加効果により、必要な降伏耐力が低減する。
- (2) 支持構造物の応答により増幅した床応答の加速度最大値は、通常、支持構造物の1次モードによる振動が主な振動成分となる。この支持構造物の1次固有周期 T_s を用いて、床応答スペクトルの周期帯を系の弾塑性応答特性が異なる2つの領域に区分することができる。
- (3) 床応答スペクトルの全周期帯を、0以上 T_s 未満の支持構造物周期帯と、 T_s 以上の支持構造物超過周期帯に区分すると、支持構造物周期帯は荷重制御型領域、支持構造物超過周期帯は変位制御型領域といえることができる。
- (4) 許容する塑性率を増加させると、系に必要な降伏耐力の固有周期への依存性が小さくなり、減衰比への依存性も小さくなる。また、二次剛性の違いは系に必要な降伏耐力にさほど大きな影響を与えない（荷重制御型領域において、系に必要な降伏耐力が振動数の十分に高い系に必要な降伏耐力程度の場合を除く。（5）に記す。）。
- (5) 荷重制御型領域にある系は、許容する塑性率を増加させると、①と③の効果により必要な降伏耐力が低減する。系に必要な降伏耐力は、基本的に振動数の十分に高い系に必要な降伏耐力以上である。また、二次剛性が小さく、塑性率 μ が3~5以上となる系に必要な降伏耐力は、振動数の十分に高い系に必要な降伏耐力程度、即ち、系に必要な最大耐力は最大外力程度であり、系の最大耐力が最大外力を下回った場合、系の変形が急速に進行する。
- (6) 変位制御型領域にある系は、許容する塑性率を増加させると、②と③の効果により必要な降伏耐力が低減する。系に必要な降伏耐力は、二次剛性に係わらず線形弾性系に必要な降伏耐力の $1/\mu$ 程度又はそれ以下である。

地震床応答に対する非線形多自由度系の各モードの応答特性は、地震床応答に対する非線形一自由度系の応答特性と同じであり、非線形多自由度系のモード降伏耐力とモード塑性率を、各々、非線形一自由度系の降伏耐力と塑性率に対応させることができる。非線形多自由度系の応答特性はその重ね合わせとして理解できる。

Table 3.1 Behavior of nonlinear SDOF systems on elastoplastic response for a specified ductility factor μ

Natural Period T_n	Normalized yield strength $\chi(T_n, \gamma, h; \mu)$			Yield strength reduction ratio $D_S \left(= \frac{R_L}{R_L^e} \frac{\chi_0}{\chi_0^e} \text{ or } \frac{x^y}{x^{\max}} \frac{x^{\max}}{x^e} \right)$		
	$0 \leftarrow \gamma$	$0 \sim \gamma \sim 1$	$\gamma \rightarrow 1$	①Strength increasing	②Deformation increasing	③Hysteresis damping
0	1	$\frac{1}{1 + (\mu - 1)\gamma}$	$\frac{1}{\mu}$			Non(=1)
$0 \sim T_S$	$R_L(T_n, \gamma = 0, h; \mu)$	$\frac{R_L(T_n, \gamma, h; \mu)}{1 + (\mu - 1)\gamma}$	$\frac{\chi^e(T_n, h)}{\mu}$	$\frac{\chi_0(\gamma; \mu)}{\chi_0^e} = \frac{1}{1 + (\mu - 1)\gamma}$	Non(=1)	$R_L(T_n, \gamma, h; \mu) / R_L^e(T_n, h) :$ <ul style="list-style-type: none"> For $\gamma = 1, R_L = R_L^e$. For $\gamma_1 \leq \gamma < 1, R_L$ is reduced, but not reduced until unity with increasing values of μ. For $0 < \gamma < \gamma_1, R_L$ is reduced until unity with increasing values of μ. For $\gamma \approx 0, R_L$ is reduced until unity with increasing values of μ. After that, R_L is slowly reduced less than unity with increasing values of μ.
$T_S \sim$	$\frac{\chi^e(T_n, h)}{\mu} \frac{x^{\max}(T_n, \gamma, h; \mu)}{x^e(T_n, h)}$			Non(=1)	$\frac{x^y}{x^{\max}} = \frac{1}{\mu}$	$x^{\max}(T_n, \gamma, h; \mu) / x^e(T_n, h) :$ <ul style="list-style-type: none"> For $\gamma = 1, x^{\max} = x^e$. For $0 \leq \gamma < 1, x^{\max}$ is reduced with increasing values of μ.

* γ_1 is around 0.5

第4章 機器・配管系の弾塑性設計における許容基準

本章では、原子力発電所の機器・配管系を対象として、動的設計法に求められる2つの条件のうち、以下に示す条件a)を満たす弾塑性解析を用いた設計における許容基準について述べる。最初に、弾塑性解析を用いた設計における破損様式と結びついた強度指標を提案する。次に、提案した強度指標により規定された許容限界として、延性破壊・塑性崩壊に対しては具体的な許容限界を提案し、他の破損様式に対しては許容限界の考え方を述べる。

【動的設計法に求められる条件】

- a) 許容限界は、破損様式と結びついた強度指標により規定されたものであること

4・1 強度指標と許容限界

(1) 強度指標

破損様式ごとの構造物の破損する限界の状態（以下、破損限界という）は、その破損様式と結びつきの強い強度指標により表される。一方、構造設計に用いる強度指標は、以下の条件を満たす必要があると考える。

【設計強度指標に求められる条件】

- ・破損様式と結びついた強度指標であること
- ・構造物の形状に依存せず許容限界を表すことができる強度指標であること
- ・適用する設計法において得られる強度指標であること

構造物の破損限界と結びつきの強い強度指標と、既往の弾塑性解析を用いた設計における強度指標、及び提案する弾塑性解析を用いた設計における強度指標を表4・1に示す。第一列に記した延性破壊・塑性崩壊、過大な塑性変形、座屈及び疲労破損の4つの破損様式に対して、各々の強度指標を示す。既往の弾塑性解析を用いた設計における強度指標は、いずれも構造設計に用いる強度指標に求められる条件を満たすと考えられるため、これらを参考に、提案する弾塑性解析を用いた設計における強度指標を設定した。

延性破壊・塑性崩壊、過大な塑性変形及び座屈に対する強度指標としては塑性率を用いることとし、疲労破損に対する強度指標としてはひずみ振幅を用いることとした。塑性率は、機器・配管系の変形度を表す指標であり、また、高圧ガス設備等の設計法において実績のある指標である。一方、ひずみ振幅は、疲労の破損限界と結びつきの強い強度指標であり、また、既往の原子力発電所の設計法において実績のある指標である。

(2) 許容限界

設計における許容限界は、破損様式ごとの破損限界に設計上の安全率を考慮して規定したものである。弾塑性解析を用いた設計における許容限界の検討に当たっては、弾性解析を用いた設計における許容限界が、弾塑性応答する機器・配管系にどのような状態を許容してい

るのかを明らかにし、これを踏まえて弾塑性解析を用いた設計における許容限界を規定する必要がある。提案する破損様式ごとの許容限界の考え方を以下に述べる。

(a) 延性破壊・塑性崩壊、過大な塑性変形

現行の原子力発電所の設計法においては、限定された配管支持構造物のみには塑性率または変形量の許容限界が規定されており[2-g]、他の機器・配管系に用いることができる許容限界は規定されていない。一方、高圧ガス設備等の設計法においては、塔槽類の破損想定部位に対し塑性率の許容限界が規定されている[17, 18]。

弾性解析を用いた設計における延性破壊・塑性崩壊の許容限界（一次応力評価の許容限界）は、「鋼材の究極的な強さを基にして、これを弾性計算により、塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めた[36-c]」弾性応力であり、弾塑性体において許容する状態及び安全率が明らかではない。次節において、弾性解析を用いた設計における延性破壊・塑性崩壊の許容限界が、弾塑性応答する機器・配管系にどのような状態を許容しているか、強度指標とする塑性率を用いて明らかにし、これを踏まえて弾塑性解析を用いた設計における延性破壊・塑性崩壊の許容限界を提案する。

また、過大な塑性変形については、弾性解析を用いた設計において、疲労破損に対する評価に包含されるとしており、弾塑性解析を用いた設計においても、疲労破損に対する評価に包含されると考え、許容限界を設定しない。

(b) 座屈

現行の原子炉施設（軽水炉）の設計法においては、平底円筒形貯水タンクのみ座屈による一定の塑性変形を許容する許容限界が規定されているが、その他の機器・配管系に対しては基本的に座屈を発生させない許容限界が規定されている。また、高速増殖炉の原子炉容器等の設計法において、原子炉容器等に一定の塑性変形を許容する許容限界が規定されている[19]。

平底円筒形貯水タンクの許容限界は、座屈評価式として与えられている。これは、座屈後の弾塑性応答による地震応答低減効果を考慮した、容器構造設計指針（日本建築学会）の座屈評価式[41]を参考に、試験や解析を行い検討されたものである。その考え方は、座屈による一定の塑性変形を許容しつつ、疲労破損を防止するものである[2-h]。

また、高速増殖炉の原子炉容器等の許容限界も、座屈評価式として与えられており、NASAの座屈強度評価式 [42]を参考に、試験や解析を行い検討されたものである。

座屈は、構造に強く依存する現象であるため、座屈による一定の塑性変形を許容する塑性率の許容限界を設定するためには、構造毎に試験や解析を行い、破損限界や安全率を検討する必要があるため、今後の課題とする。なお、高圧ガス設備等の設計法において、塔槽類の破損想定部位に対して、塑性率の許容限界が規定されており参考にすることができる[17, 18]。

(c) 疲労破損

現行の原子炉施設（軽水炉）の設計法においては、弾性解析を用いた設計における疲労破損の許容限界として、設計・建設規格の設計疲労線図が用いられている[36-d]。この線図は、

最適曲線に安全率を考慮して設定した曲線であり、ひずみ振幅の代わりにヤング係数を乗じて応力の次元に直した仮想的な弾性応力振幅で示されているが、意味ある物理量はひずみ振幅である[33]。従って、弾塑性解析を用いた設計法における疲労破損の許容限界には、現行の設計法と同じく、設計疲労線図を用いることができる。

Table 4.1 Failuer modes and Strength indicator of components and piping systems

Failuer modes (Stress)	Strength indicator strongly conected with failure limits	Design using elasto-plastic analysis	
		Previous strength indicator	Proposing strength indicator
Ductile failure, Plastic collapse (Primary)	Force controlled load	<ul style="list-style-type: none"> • Deformation[b] • Ductility factor[e] 	<ul style="list-style-type: none"> • Ductility factor
Excessive plastic deformation (Primary + Secondary)	Deformation	<ul style="list-style-type: none"> • (Included in evaluation for fatigue failure)[a] • Deformation[b] • Ductility factor[e] 	<ul style="list-style-type: none"> • (Included in evaluation for fatigue failure)
Buckling (Primary + Secondary)	Mainly compression load	<ul style="list-style-type: none"> • Primary + Secondary stress*[c,d] • Ductility factor[e] 	<ul style="list-style-type: none"> • Ductility factor
Fatigue failure (Primary+Secondary +Peak)	Strain amplitude, Number of cycle	<ul style="list-style-type: none"> • Strain amplitude, Number of cycle[a, b] 	<ul style="list-style-type: none"> • Strain amplitude, Number of cycle

* Elastic stress multiplied by response reduction factor.

Note [a] JSME code case of seismic design evaluation methodologies for piping systems (under development)[37~40]

[b] JEAC4601 seismic design evaluation methodologies for piping supporting structures[2-g]

[c] JEAC4601 seismic design evaluation methodologies for flat bottom cylindrical reservoir tank[2-h]

[d] Technical standards of buckling design for fast breeder reactor[19]

[e] Technical standards of seismic design for high pressure gas equipment[17]

4・2 延性破壊・塑性崩壊に対する許容基準

原子力発電所の機器・配管系の許容基準は、供用状態毎に許容限界が JEAC4601 に規定されている[2-f]。安全上重要な機器・配管系の延性破壊および塑性崩壊防止のための許容基準は、供用状態 Ds において系に一定の塑性変形を許容しており、また、供用状態 Cs において系が概ね弾性であることを要求している。ここで、供用状態 Ds は、通常運転時や事故時等に生じる荷重と基準地震動による地震力を組み合わせた状態等をいい、供用状態 Cs は、これらの荷重と弾性設計用地震動による地震力または静的地震力を組み合わせた状態をいう[2-1]。

弾性解析を用いた設計における延性破壊・塑性崩壊に対する許容基準は、供用状態毎に一次応力強さの許容限界が規定されている。しかし、この供用状態 Ds の許容限界となる機器・配管系が、実際の弾塑性応答によりどのような変形状態となるか明らかではない。

本節では、弾塑性応答により機器・配管系に生じる変形状態を明らかにするため、弾性解析を用いた設計において供用状態 Ds の許容限界となる非線形系の塑性率を求める。この結果を踏まえて、弾塑性解析を用いた設計に適用する機器・配管系の延性破壊・塑性崩壊に対する許容基準として、塑性率を強度指標とする供用状態 Ds の許容限界を提案する。

4・2・1 現行の弾性解析を用いた設計における許容限界

現行の耐震設計法を規定している JEAC4601-2015 において、機器・配管系の耐震設計は、弾性解析を用いた設計を基本としており、線形応答解析を前提としている。従って、許容基準は、対応する線形系に対して、各供用状態における応力強さ等の許容限界が応力分類毎に規定されている。延性破壊・塑性崩壊に対する許容限界としては、対応する線形系の供用状態 Ds と供用状態 Cs における一次応力強さの許容限界 $\sigma[Ds]$ と $\sigma[Cs]$ が各々規定されている [2-f]。

現行の許容限界における応力、ひずみ、力及び変形の間係を確認するため、一例として、対応する線形系の供用状態 Ds における許容限界を図 4.1 に示す。この図は、引張り力が作用する非線形系と対応する線形系の応力-ひずみ線図と力-変形線図に、対応する線形系の供用状態 Ds における許容限界を記したものである。左が応力-ひずみ関係を、右が力-変形関係を表し、実線が非線形系を、実線と破線で表す直線が対応する線形系を表す。また、赤丸が対応する線形系の供用状態 Ds における許容限界を表す。ここで、 ε_L^l 、 x_L^l および f_L^l は、各々供用状態 Ds の一次応力強さの許容限界 $\sigma[Ds]$ における対応する線形系のひずみ、変形および復元力の許容限界である。また、 ε^y は、供用状態 Cs の一次応力強さの許容限界 $\sigma[Cs]$ における非線形系の降伏ひずみである。系の一次応力強さを σ とすると応力分類毎に次式が成り立つ。

$$\sigma(x_L^l) = \sigma(f_L^l) = \sigma[Ds] \quad (4.1)$$

$$\sigma(x^y) = \sigma(f^y) = \sigma[Cs] \quad (4.2)$$

対応する線形系の供用状態 Ds における許容限界を塑性率で表すことにする。図 4.1 は、引張り力が作用する、非線形系と対応する線形系の応力-ひずみ線図と力-変形線図であるため、非線形系と対応する線形系の線図は、いずれも相似関係にある。曲げ力等の引張り力以外の力が作用する場合、非線形系の応力-ひずみ線図と力-変形線図は、一般には相似関係にならないが、対応する線形系は、部材が弾性体であるとして仮定して応力等を求めるため、応力-ひずみ線図と力-変形線図は一般に相似関係になる。この関係を用いると、対応する線形系の塑性率の許容限界 μ_L^l は、次式で与えられる。

$$\mu_L^l \equiv \frac{x_L^l}{x^y} = \frac{f_L^l}{f^y} = \frac{\sigma[Ds]}{\sigma[Cs]} \quad (4.3)$$

JEAC4601-2015 に基づくと、対応する線形系の塑性率の許容限界 μ_L^l は原子力発電所で用いられる鋼材で $\mu_L^l = 1.5$ 程度である。これは、現行の耐震設計では、供用状態 Ds において対応する線形系に降伏変形の 1.5 倍程度の変形を許容していることを意味する。塑性率の許容限

界 μ_L^l の代表例を表 4.2 に示す. 塑性率の許容限界は, 炉心支持構造物のステンレス鋼(SUS304)で 1.6, 支持構造物の炭素鋼(SS400)で 1.2 である.

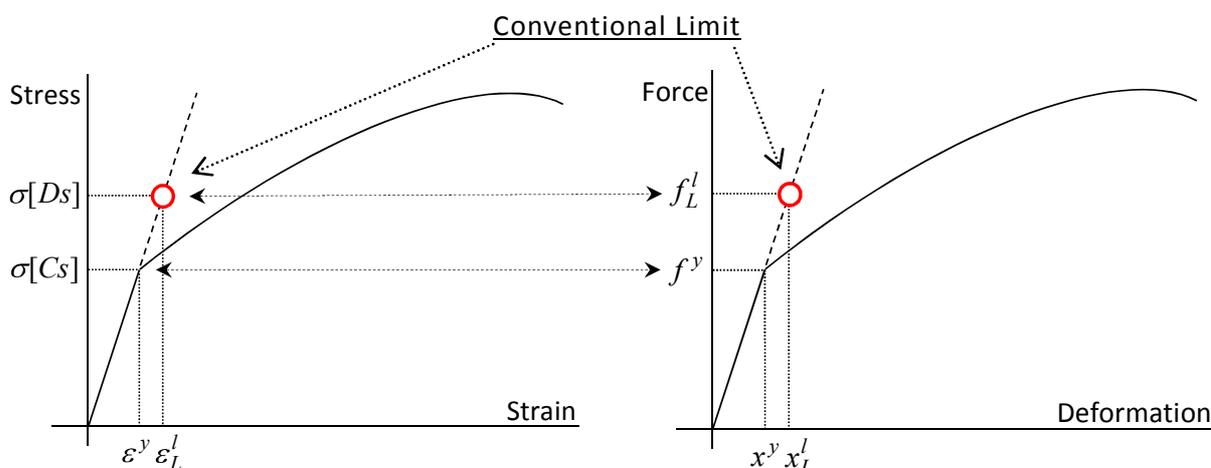


Fig. 4.1 Relation between stress-strain diagram and force-deformation diagram for tensile force.

Table 4.2 Example of limit of ductility factor μ_L^l and primary stress intensity for tensile force at room temperature in JEAC4601-2015

Material	Components classification	Stress intensity $\sigma[C_S]$ (MPa)	Stress intensity $\sigma[D_S]$ (MPa)	Limit of ductility factor μ_L^l
Stainless steel / SUS304	Core support structures	205	328	1.6
Carbon steel / SS400	Supports	215	258	1.2

4・2・2 現行の弾性解析を用いた設計において許容限界にある系の塑性率

延性破壊・塑性崩壊に対して弾性解析を用いた設計を行った機器・配管系は, 地震力だけでなく自重等の一定荷重も含め, 対応する線形系の許容限界 μ_L^l の範囲にあるよう設計される. この機器・配管系が一自由度系として扱える場合に, 基準地震動による弾塑性応答によりどのような変形状態となるかを明らかにする.

一定荷重が作用する場合としない場合に, 正弦波または地震床応答による加振により, 対応する線形一自由度系が塑性率の許容限界 μ_L^l となるときに, 各々, 同じ加振により非線形一自由度系に生じる塑性率 μ^n を求める. 対応する線形系の許容限界 μ_L^l は代表値として $\mu_L^l = 1.5$ とする. 対応する線形一自由度系に塑性率の許容限界 μ_L^l を許容することは, 実際の機器・配管系に塑性率 μ^n の変形状態を許容することを意味する.

4・2・2・1 非線形系の塑性率の計算

非線形一自由度系に生じる塑性率 μ^n を求める手順を図 4.2 に示す. 左側は正弦波による加振により, 右側は地震床応答による手順である. 対応する線形一自由度系が塑性率が許容限界 μ_L^l となるように, 正弦波または係数倍した地震床応答の最大加速度 A_0 を収束計算により求

め、これらにより非線形一自由度系に生じる塑性率 μ^n を求める。ここで、 A_0 は外力の変動成分による最大加速度、 ω_{wave} は正弦波の角振動数である。一定荷重を含む最大外力 F_0 は $F_0 = \max\{F(t) + F_c\} = mA_0 + \alpha f^y$ と表される。

4・2・2・2 正弦波による非線形系の塑性率

一定荷重が作用しない非線形系、降伏耐力 f^y の 1/3 および 2/3 の一定荷重が作用する非線形系の 3 つの場合について、塑性率 μ^n の算出結果を図 4.3(a), (b), (c) に示す。降伏耐力 f^y の 2/3 の一定荷重は、設計において系に許容する自重等の一定荷重の最大値である[36-e, 52]。図の横軸は振動数比 ω_{wave}/ω_n 、左縦軸は塑性率 μ 、右縦軸は降伏耐力で基準化した最大外力 F_0/f^y (以下、基準化最大外力という) である。緑線は対応する線形系 ($\gamma=1$) の許容限界 $\mu_L^l = 1.5$ 、緑線以外の色付の線は剛性比 γ を 6 通りに変化させた非線形系の塑性率 μ^n 、黒線は基準化最大外力 F_0/f^y を示す。非線形系に生じる塑性率 μ^n の特性について以下に述べる。

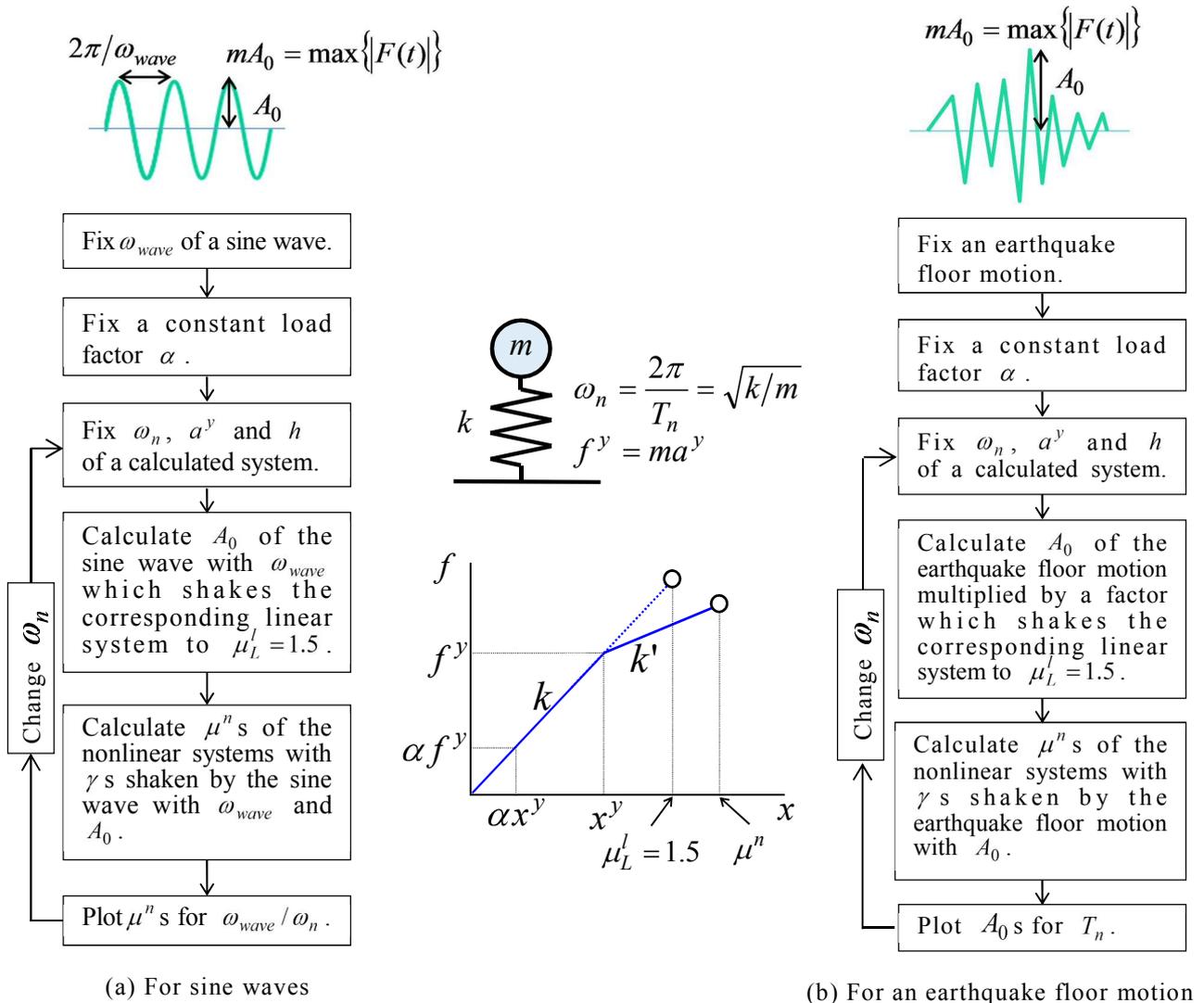


Fig. 4.2 Procedure to plot the ductility factors μ^n of nonlinear systems.

(1) 一定荷重が作用しない非線形系 (図 4.3(a), 図 4.4)

図 4.3(a)より、非線形系の塑性率 μ^n は、剛性比 γ の低下に伴い対応する線形系の許容限界 μ_L^l との違いが大きくなるが、塑性率 μ^n の振動数比 ω_{wave}/ω_n への依存性は同じ傾向である。ここで、 $\mu^n = \mu_L^l$ となる振動数比 ω_{wave}/ω_n (μ^n を示す各曲線と μ_L^l を示す緑線の交点の振動数比) を r_e とし、非線形系に生じる塑性率 μ^n の特性を、振動数比 r_e より大きい領域と小さい領域に分けて考える。また、代表例として剛性比 $\gamma = 0.5$ の非線形系と対応する線形系の変形状態を図 4.4 に示す。下図の μ^n を示す赤線上の (a), (b), (c), (d), (e) が変形状態を示す代表点を示し、代表点の振動数比 ω_{wave}/ω_n における非線形系と対応する線形系の最大応答を各々の骨格曲線上に図示した。

図 4.3(a)および図 4.4 より、非線形系に生じる塑性率 μ^n の特性が以下の通りわかる。

a) 振動数比が小さい領域 ($0 < \omega_{wave}/\omega_n < r_e$) (図 4.3(a), 図 4.4(a), (b))

μ^n は μ_L^l より大きい。特徴的な変形状態となる図 4.4(a), (b) の系について、以下に詳述する。

- ① 図 4.4(a) は ω_n が ω_{wave} より十分大きい系である。固有振動数に比べて十分に低い振動数の外力が作用する系には、力が準静的に作用する。従って、平衡の法則より非線形系に生じる最大復元力 f_{max}^n は最大外力 F_0 と等しく、また、対応する線形系に生じる最大復元力 f_{max}^l も最大外力 F_0 と等しい。従って、十分に低い振動数の外力が作用する系に対して次の関係が成り立つ。

$$F_0 = f_{max}^n = f_{max}^l \quad (\omega_n \gg \omega_{wave}) \quad (4.4)$$

十分に低い振動数の外力が作用し、対応する線形系が塑性率の許容限界 μ_L^l となる場合に、非線形系に生じる塑性率 μ_r^n を求める。式 (2-13) から得られる非線形系の最大復元力 $f_{max}^n = (1 + (\mu_r^n - 1)\gamma)f^y$ と対応する線形系の最大復元力 $f_{max}^l = \mu_L^l f^y$ を式 (4.4) に代入すると、次式が得られる。

$$\mu_r^n = 1 + \frac{\mu_L^l - 1}{\gamma} \quad (0 < \gamma \leq 1) \quad (4.5)$$

この塑性率 μ_r^n は、言いかえると非線形系の最大復元力 f_{max}^n が、対応する線形系の復元力の許容限界 f_{max}^l となるときの非線形系の塑性率である。

以上より、 ω_n が ω_{wave} より十分大きくなると、 μ^n は μ_r^n に近づく (図 4.4 において $\mu_L^l = 1.5$, $\gamma = 0.5$ より $\mu_r^n = 2$ である)。

- ② 図 4.4(b) 付近の μ^n の一番大きな増幅は、系の塑性化に伴い系の周期が長くなることによる共振である。非線形系の塑性率の最大値 $\mu_{max}^n = \max\{\mu^n(\omega_{wave}/\omega_n)\}$ は、剛性比 γ が減少すると増加する。この図より剛性比 $\gamma = 0.5$, 減衰比 $h = 0.01$ の非線形系の塑性率の最大値 μ_{max}^n は 10 近くの値であることがわかる。なお、振動数比が 1/3, 1/5, 1/7 付近の増幅は高調波共振である。

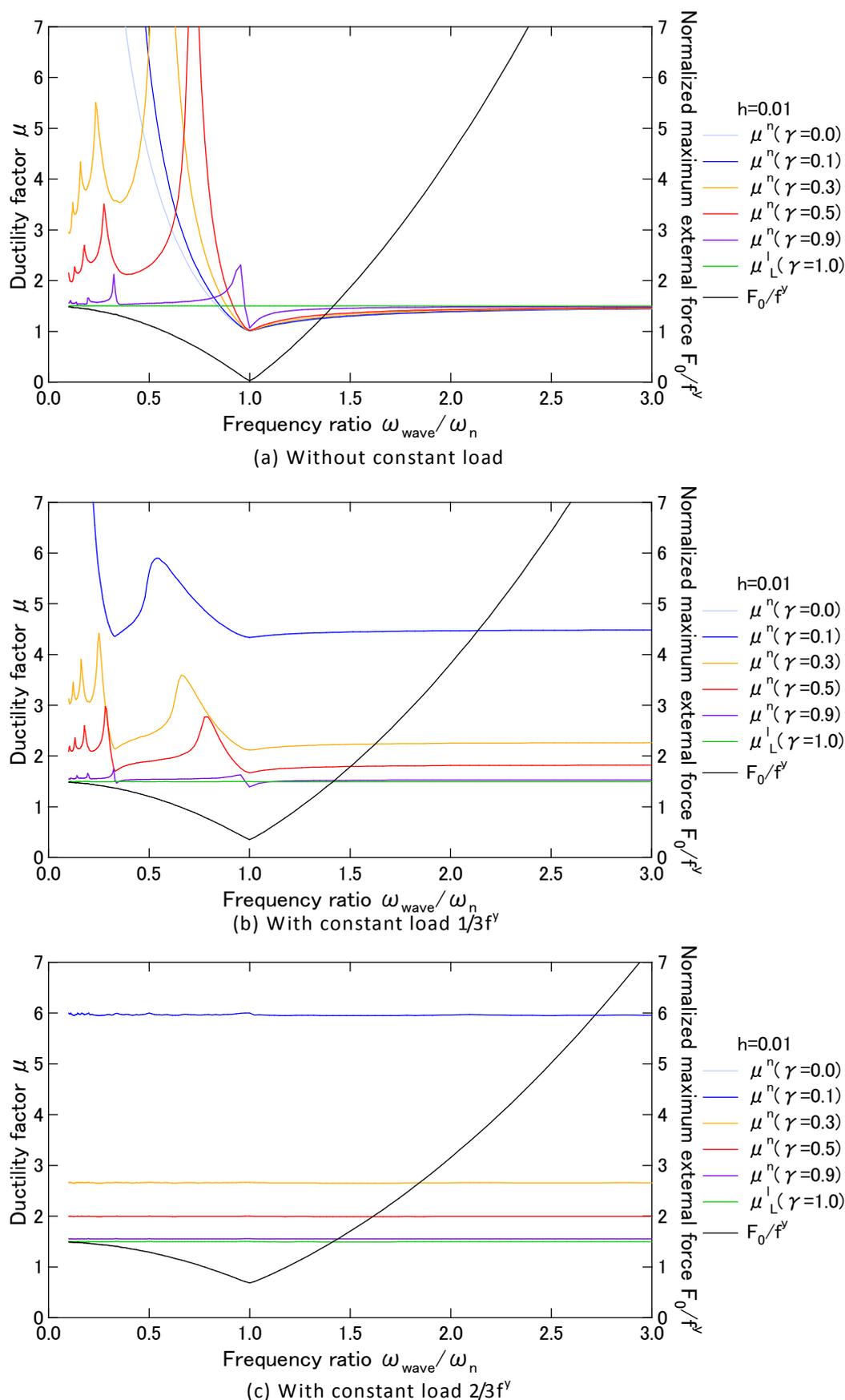


Fig. 4.3 Ductility factors of nonlinear systems ($0 \leq \gamma < 1$) for sine waves: (a) without constant load, (b) with constant load $1/3 f^y$ and (c) with constant load $2/3 f^y$: $\mu_L^I = 1.5$, $h = 0.01$.

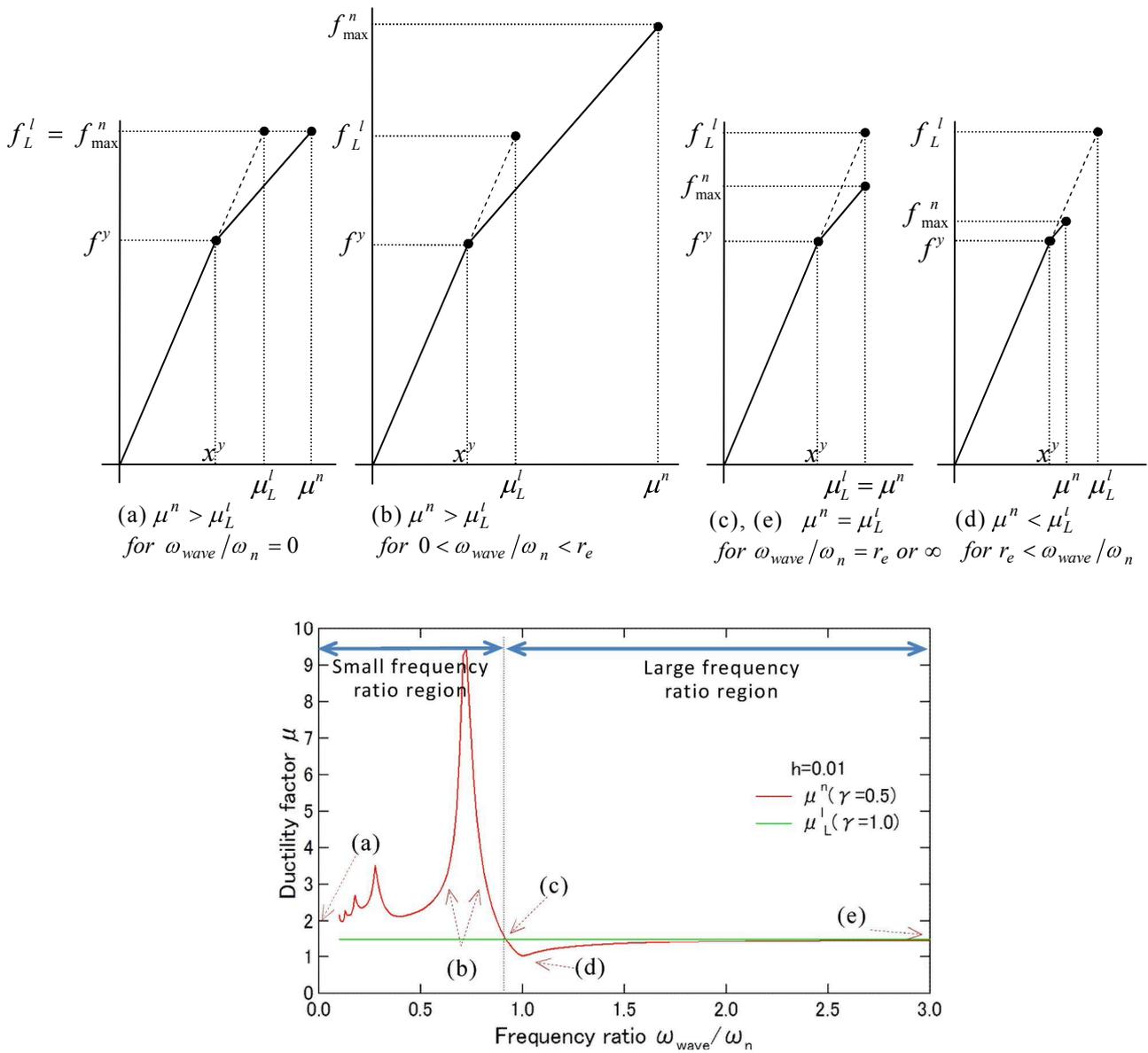


Fig. 4.4 Skeleton curves of nonlinear systems ($\gamma=0.5$) and the corresponding linear systems ($\gamma=1$) for sine waves without constant load: $\mu_L^l=1.5$, $h=0.01$.

b) 振動数比が大きい領域 ($r_e \leq \omega_{wave}/\omega_n$) (図 4.3(a), 図 4.4(c), (d), (e))

μ^n は μ_L^l より小さい. 図 4.4(d)に示すように, $\omega_n = \omega_{wave}$ 付近で外力はほぼ 0 となり, μ^n は $\mu^n \approx 1$ の極小値を持つ. また, ω_n が ω_{wave} より十分小さくなると, 図 4.4(e)に示すように, μ^n は μ_L^l に近づき図 4.4(c)と同じ状態となる.

(2) 一定荷重が作用する非線形系 (図 4.3(b), (c))

図 4.3(b), (c)より, 一定荷重が作用する非線形系に生じる塑性率 μ^n について以下のことがわかる.

- ・ 非線形系の塑性率 μ^n は、剛性比の低下に伴い対応する線形系の許容限界 μ_L^l との違いが大きくなるが、振動数比 ω_{wave}/ω_n への依存性は同じ傾向である。
- ・ 一定荷重の増加に伴い、非線形系の塑性率 μ^n の変動は小さくなる。一定荷重 $2/3 f^y$ が作用する非線形系の塑性率 μ^n は μ_L^l より大きく、振動数比 ω_{wave}/ω_n に係わらず一定の値であり、次式により与えられる。

$$\mu^n = \mu_r^n > \mu_L^l \quad (4.6)$$

非線形系の塑性率が振動数比に係わらず一定の値となることについて考えるため、一定荷重 $2/3 f^y$ が作用する非線形系の力-変形関係を示す履歴曲線と、その概略図を図 4.5 に示す。図 4.5(a)の履歴曲線は、降伏耐力および降伏変位で基準化した。図 4.5(a)の履歴曲線について図 4.5(b)の概略図を用いて考察すると、この非線形系の運動について以下のことがわかる。

- ・ 運動は直線 Y^+Y^- 上の復元力 $2/3 f^y$ の点から開始し、図の上側で降伏して図の右側に運動する（系の変形が進行する）。
- ・ 直線 Y^+Y^- および、これに平行な直線上での運動は、復元力 $2/3 f^y$ との交点を中心にはほぼ対称である。
- ・ 系は片方向のみで降伏し、運動が安定した状態（以下、終状態という）においても線分上の運動である。

ここで、図 4.5(b)の直線 Y^+Y^- 上の 2 つの白丸は対応する線形系の最大応答を示し、この線上の復元力 $2/3 f^y$ の点を中心に対称で、上側の白丸は復元力 $3/2 f^y$ である。

一定荷重が作用しない非線形系では、系が片方向で降伏すると反対方向でも降伏し環状の運動となる。一方、一定荷重が作用する非線形系では、系が片方向で降伏しても必ずしも反対方向で降伏するとは限らず、終状態においても線分上の運動となる場合がある。系が片方向のみ降伏した状態で、最大復元力が対応する線形系の最大復元力に達すると、非線形系は線分上の運動で安定する。従って、終状態が線分上の運動となる条件は、一定荷重の負の作用方向において系が降伏する前に、最大復元力が対応する線形系の最大復元力に達すること、即ち、図 4.5(b)において直線 Y^+Y^- を平行移動した場合に、点 L に接する前に点 M に接することである。これより、終状態が線分上の運動となる条件、即ち、振動数比に係わらず非線形系の塑性率 μ^n が式 (4.6) で与えられる条件は、以下の通り、対応する線形系の塑性率の限界 μ_L^l と一定荷重係数 α により与えられる。

$$\mu_L^l < \alpha + 1 \quad (4.7)$$

図 4.3 において、 $\mu_L^l = 1.5$ より、塑性率 μ^n が変動する図 4.3(b)は $\alpha + 1 = 1.33\dots$ であり式 (4.7) の条件を満たさないのに対し、塑性率 μ^n が一定の値となる図 4.3(c)は $\alpha + 1 = 1.66\dots$ であり式 (4.7) を満たすことが確認できる。

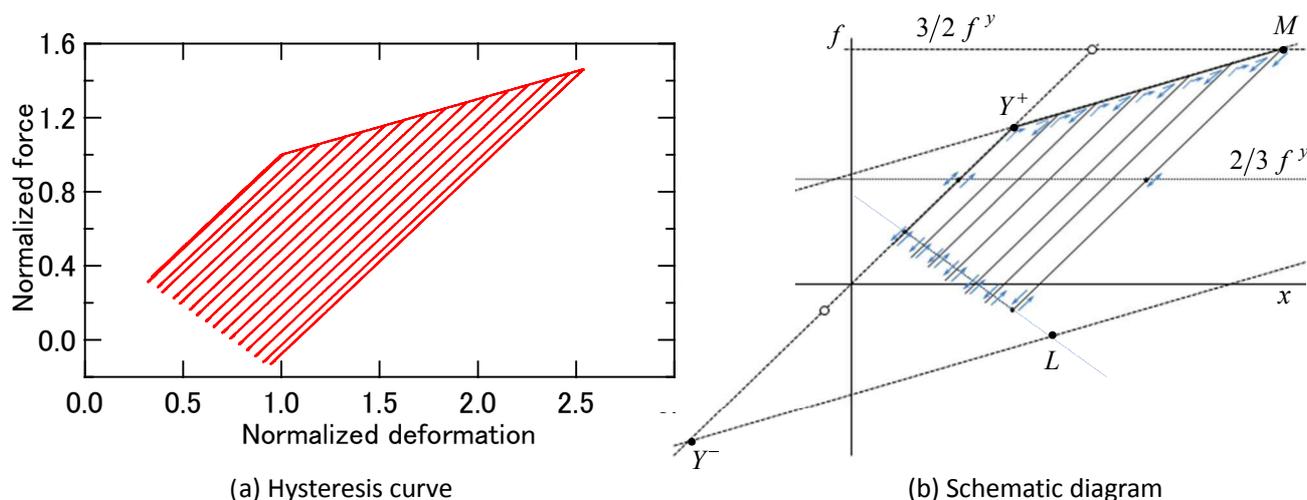


Fig. 4.5 Hysteresis curve of nonlinear system with stiffness ratio $\gamma = 0.3$ and damping ratio $h = 0.01$ for sine waves with constant load $2/3 f^y$: $\mu_L^I = 1.5$.

(3) 非線形系に生じる塑性率の特性

正弦波加振により非線形系に生じる塑性率 μ^n について以下の特性が確認された。また、対応する線形系の塑性率が 1.5 程度である場合、固有振動数、外力の振動数、および作用する一定荷重の比率により、非線形系に生じる塑性率 μ^n は様々な値となることがわかった。これは実際の機器・配管系に許容する変形状態が、外力の条件や機器・配管系により異なることを意味する。

- ・ 非線形系の塑性率 μ^n は、剛性比 γ が小さくなると対応する線形系の許容限界 μ_L^I との違いが大きくなるが、振動数比 ω_{wave}/ω_n への依存性は同じ傾向である。
- ・ 非線形系の塑性率 μ^n は、一定荷重の比率が小さいと、固有振動数と外力の振動数の比率により変動する。一定荷重の比率を大きくするとその変動は小さくなる。非線形系の塑性率 μ^n は、式 (4.7) の条件を満たすと、振動数比 ω_{wave}/ω_n に係わらず非線形系の最大復元力 f_{max}^n が対応する線形系の復元力の許容限界 f_L^I となるときの非線形系の塑性率 μ_r^n で与えられる。
- ・ 非線形系の塑性率 μ^n は、一定荷重の比率に係わらず振動数比 ω_{wave}/ω_n が十分小さくなると、非線形系の最大復元力 f_{max}^n が対応する線形系の復元力の許容限界 f_L^I となるときの非線形系の塑性率 μ_r^n で与えられる。

4・2・2・3 地震床応答による非線形系の塑性率

一定荷重が作用しない非線形系と、降伏耐力 f^y の $2/3$ の一定荷重が作用する非線形系の塑性率 μ^n の計算結果を、図 4.6 と図 4.7 に各々示す。地震床応答は、3.3 節で説明した観測記録を用いた。図の(a)が鳥取県西部地震の島根原子力発電所 2 号機原子炉建物(1 次固有周期 T_S : 0.21s)での観測波(NS-2 R/B ch24), (b)が新潟県中越沖地震の柏崎刈羽原子力発電所 7 号機原子炉建物(1 次固有周期 T_S : 0.44s)での観測波(KK-7 R/B ch7R-1)の計算結果である。上の図は塑性

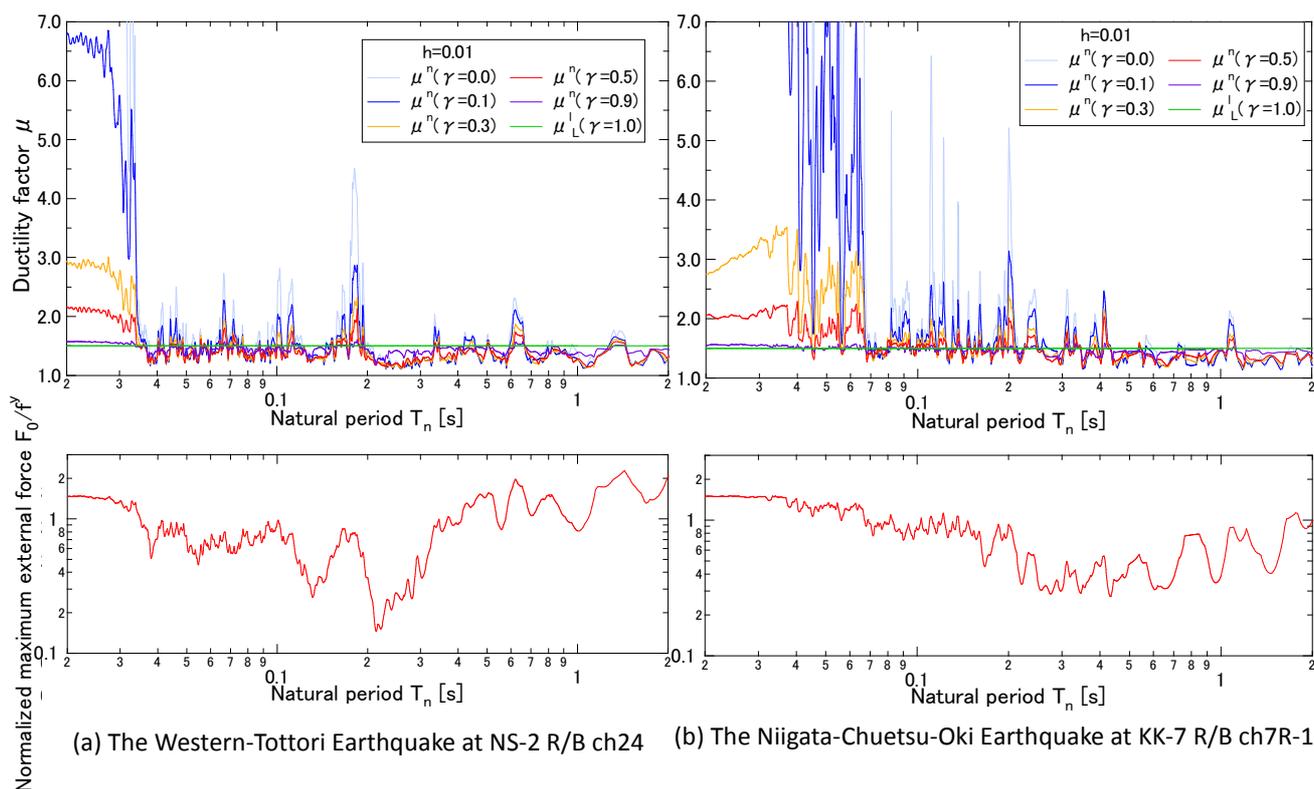


Fig. 4.6 Ductility factors of nonlinear systems ($h=0.01$) for earthquake floor motions without constant load: $\mu_L^1 = 1.5$, $h = 0.01$.

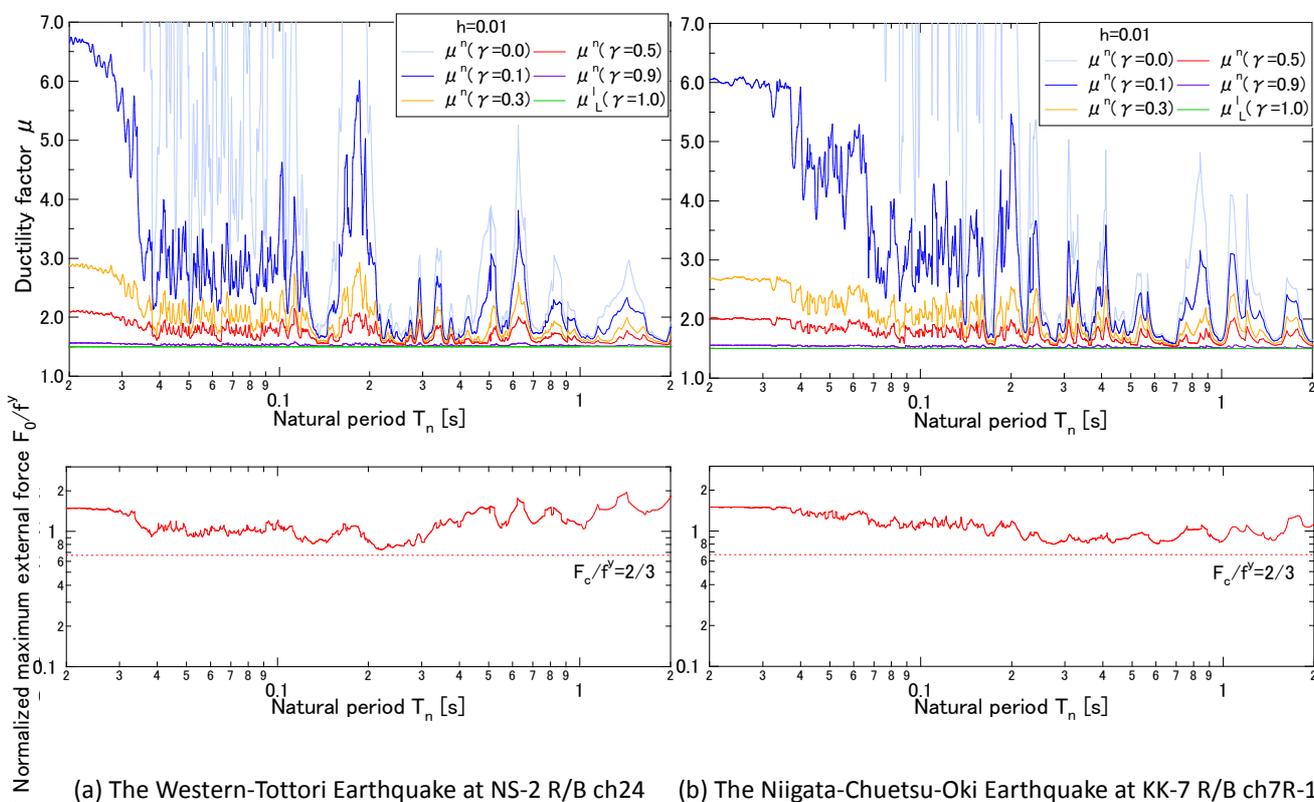


Fig. 4.7 Ductility factors of nonlinear systems ($h=0.01$) for earthquake floor motions with constant load $2/3 f^y$: $\mu_L^1 = 1.5$, $h = 0.01$.

率を示し、緑線は対応する線形系($\gamma=1.0$)の許容限界 $\mu_L^I=1.5$ 、緑線以外の色付の線は非線形系の塑性率 μ^n である。下の図は系の降伏耐力で基準化した外力を示し、赤実線は基準化最大外力 F_0/f^y 、赤点線は一定荷重係数 $\alpha=F_c/f^y$ である。いずれも横軸は固有周期 T_n である。図 4.6 および図 4.7 より、非線形系に生じる塑性率 μ^n の特性が以下の通りわかる。

(1) 一定荷重が作用しない非線形系 (図 4.6)

- ・系の固有周期が建物の一次固有周期より小さい領域 ($0 \leq T_n < T_s$)

μ^n は μ_L^I より大きい傾向にある。地震による床応答加振により生じる非線形系の塑性率の最大値 $\mu_{\max}^n = \max\{\mu^n(T_n)\}$ は、正弦波加振により生じる非線形系の塑性率の最大値より小さく、また、 μ_r^n 以上である。 T_n が 0 に十分近づくと μ^n は μ_r^n に近づく。

- ・系の固有周期が建物の固有周期より大きい領域 ($T_s \leq T_n$)

μ^n は μ_L^I より小さい傾向にある。

(2) 降伏耐力の 2/3 の一定荷重が作用する非線形系 (図 4.7)

全ての領域で μ^n は μ_L^I より大きい。 T_n が 0 に十分近づくと μ^n は μ_r^n に近づく。一定荷重が作用する系の μ^n は、一定荷重が作用しない系の μ^n より μ_r^n に近づく。

(3) 非線形系に生じる塑性率の特性

地震による床応答加振により非線形系に生じる塑性率 μ^n について以下の特性が確認された。また、対応する線形系の塑性率が 1.5 程度の場合、正弦波加振と同じく、固有周期、地震による床応答の周期特性、および作用する一定荷重の比率により、非線形系に生じる塑性率 μ^n は様々な値となることがわかった。これは実際の機器・配管系に許容される変形状態が、外力の条件や機器・配管系により異なることを意味する。

- ・非線形系の塑性率 μ^n は、剛性比 γ が小さくなると対応する線形系の許容限界 μ_L^I との違いが大きくなるが、固有周期および地震による床応答の周期特性への依存性は同じ傾向である。
- ・非線形系の塑性率 μ^n は、一定荷重の比率が小さいと、固有周期および地震による床応答の周期特性により変動する。一定荷重の比率を大きくするとその変動は小さくなり、非線形系の最大復元力 f_{\max}^n が対応する線形系の復元力の許容限界 f_L^I となるときの非線形系の塑性率 μ_r^n に近づく。ただし、式 (4-7) の条件を満たしても、非線形系の塑性率 μ^n は固有周期および地震による床応答の周期特性に依存する。
- ・非線形系の塑性率 μ^n は、一定荷重の比率に係わらず固有周期 T_n が 0 に近づくと、非線形系の最大復元力 f_{\max}^n が対応する線形系の復元力の許容限界 f_L^I となるときの非線形系の塑性率 μ_r^n に近づく。

4・2・3 弾塑性解析を用いた設計における許容限界の提案

前節において、現行の設計法である弾性解析を用いた設計により非線形系に生じる塑性率を検討した。弾性解析を用いた設計において、延性破壊・塑性崩壊に対して機器・配管系に

許容している変形状態を踏まえて、弾塑性解析を用いた設計における延性破壊・塑性崩壊に対する機器・配管系の許容基準を提案する。

機器・配管系は各部材から構成されており、例えば、配管系では、直管、エルボ等から構成される。現行の弾性解析を用いた設計における許容基準では、各部材の変形状態を応力の許容限界により規定しているが、提案する弾塑性解析を用いた設計における許容基準では、これを塑性率の許容限界により規定するものである。

最初に、機器・配管系の各部材の塑性率を説明し、次に提案する供用状態 D_s における各部材の塑性率の許容限界について述べる。

4・2・3・1 各部材の塑性率

弾性変形または塑性変形する機器・配管系の部材 i の任意の変形を表すベクトル \mathbf{x}_i^{\max} は、 \mathbf{x}_i^{\max} 方向の部材 i の降伏変形 \mathbf{x}_i^y と塑性率 μ_i^n を用いて、次式により表すことができる。

$$\mathbf{x}_i^{\max} = \mu_i^n \mathbf{x}_i^y \quad (4.8)$$

ここで、部材 i の一次応力強さを σ_i とすると、部材 i の降伏変形 \mathbf{x}_i^y は次式を満たす。

$$\sigma_i(\mathbf{x}_i^y) = \sigma[C_S] \quad (4.9)$$

\mathbf{x}_i^{\max} 方向の部材 i の塑性率 μ_i^n は、式 (2.38) で定義したばね $i-j$ の塑性率 μ_{ij} を一般化したものである。

4・2・3・2 供用状態 D_s の許容限界

弾塑性解析を用いた設計においては、機器・配管系の各部材を弾塑性体、即ち、非線形系として扱う。機器・配管系の許容基準は、供用状態 D_s における各部材の変形状態を非線形系の塑性率の許容限界 μ_L^n により規定することにし、次式により与える。

$$\mu_L^n \equiv \mu_r^n \quad (4.10)$$

ここで、塑性率 μ_r^n は、非線形系の最大復元力 f_{\max}^n が、対応する線形系の復元力の許容限界 f_L^l となるときの非線形系の塑性率である。現行の許容限界である弾性解析を用いた設計における対応する線形系の許容限界と、提案した許容限界である弾塑性解析を用いた設計における非線形系の許容限界を図 4.8 に示す。この図は、非線形系と対応する線形系の骨格曲線上に現行の許容限界と提案した許容限界を表したものである。ここで、 f_L^n は提案した非線形系の復元力の許容限界である。提案した復元力の許容限界 f_L^n と現行の復元力の許容限界 f_L^l は等しく、系の許容荷重を F_L とすると次式が成り立つ。

$$F_L = f_L^n = f_L^l \quad (4.11)$$

従って、塑性率 μ_r^n は、弾性解析を用いた設計における供用状態 D_s の許容荷重 F_L が非線形系に作用した場合に生じる塑性率である。非線形系が、二直線骨格曲線と移動硬化則により与

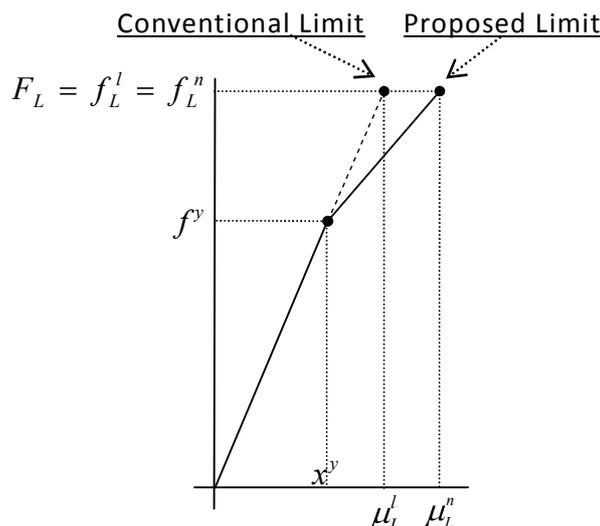


Fig. 4.8 Proposed limit of a nonlinear system and conventional limit of the corresponding linear system.

えられる復元力特性をもつ一自由度系であるとき，式 (4.5) より提案する許容限界 μ_L^n は次式で与えられる．

$$\mu_L^n \equiv 1 + \frac{\mu_L^l - 1}{\gamma} \tag{4.12}$$

式 (4.12) より，提案した塑性率の許容限界 μ_L^n は，剛性比 γ が小さくなると大きくなることわかる．これは，対応する線形系の許容限界 μ_L^l が等しいとき，剛性比 γ の小さい系の方が延性に優れた系であることの表れである．従って，非線形系の許容限界 μ_L^n の算定に当たっては，現実の機器・配管系の剛性比と等しい，または大きい値を用いる必要がある．

図 4.6 (a) に示す一定荷重が作用しない非線形系の塑性率 μ^n の計算結果に，提案した非線形系の許容限界 μ_L^n を重ね書きしたものを図 4.9 に示す．非線形系の塑性率 μ^n の計算結果と提案した非線形系の許容限界 μ_L^n を対比しやすくするため，図の横軸と縦軸はスケールは図 4.6 (a) と異なり，また縦軸は \log スケールである．実線が非線形系の許容限界 μ_L^n を示す．また，一点鎖線が鳥取県西部地震の島根原子力発電所 2 号機原子炉建物での観測波 (NS-2 R/B ch24) の計算結果，二点鎖線が新潟県中越沖地震の柏崎刈羽原子力発電所 7 号機原子炉建屋での観測波 (KK-7 R/B ch7R-1) の計算結果を示し，いずれも剛性比 $\gamma=0.1, 0.3, 0.5, 0.9$ の 4 通りの計算結果である．

この図より，提案した非線形系の許容限界 μ_L^n は以下の特性を有することがわかる．

- (a) 提案した非線形系の許容限界 μ_L^n は，十分に固有周期が短い領域において塑性率 μ^n と等しい．これは，十分に固有周期が短い系に対して，非線形系に提案した許容限界 μ_L^n を許容することと，対応する線形系に現行の許容限界 μ_L^l を許容することが等価であることを意味する．
- (b) 提案した非線形系の許容限界 μ_L^n を許容することは，系の固有周期，地震による床応答の周期特性，および一定荷重の比率に関係なく，実際の機器・配管系に単一の状態を許容する．

非線形系の許容限界 μ_L^n は、力・変形関係が二直線骨格曲線であり移動硬化則に従う復元力特性をもつ非線形一自由度系に生じる塑性率に基づき提案したものである。他の非線形一自由度系、例えば力・変形関係が多直線骨格曲線である系や異なる硬化則に従う復元力特性をもつ系の塑性率は、4章で得られた塑性率と多少異なると考えられる。しかし、提案した非線形系の許容限界 μ_L^n は、他の非線形一自由度系に対しても上記(a), (b)の特性を満たすため、これらの系に対しても適用することができると考えられる。

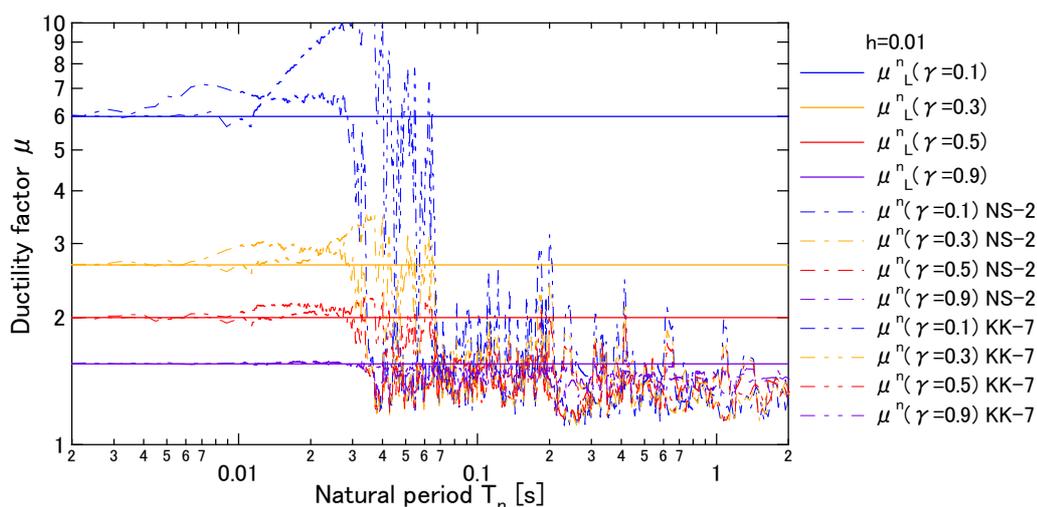


Fig. 4.9 Proposed limits of ductility factor μ_L^n and ductility factors μ^n for floor motions without constant load [NS-2 R/B ch24 & KK-7 R/B ch7R-1]

4・2・3・3 提案した許容限界において必要な系の降伏耐力

提案した許容限界において必要な系の降伏耐力を、一定塑性率応答スペクトルを用いて示す。比較のため、現行の許容限界において必要な系の降伏耐力をあわせて示す。考える一自由度系は、力・変形関係が二直線骨格曲線であり移動硬化則に従う復元力特性をもつ剛性比 $\gamma=0.5$ の系とする。また、現行の塑性率の許容限界 μ_L^l を $\mu_L^l=1.5$ 、従って、提案した塑性率の許容限界 μ_L^n を $\mu_L^n=2$ とし、一定荷重の作用しない条件で、必要な系の降伏耐力を比較した。

その結果を図 4.10 に示す。(a)が島根 2 号機原子炉建物の観測波(NS-2 R/B ch24)の計算結果、(b)が柏崎刈羽 7 号機原子炉建屋での観測波(KK-7 R/B ch7R-1) の計算結果を示す。青線は弾性床応答スペクトル、即ち、塑性率 $\mu=1$ となる線形弾性系の外力基準化降伏耐力 χ^e を、赤線は塑性率が許容限界 $\mu_L^n=2$ となる非線形系の外力基準化降伏耐力 $\chi(\mu=2, \gamma=0.5)$ を、緑線は塑性率が許容限界 $\mu_L^l=1.5$ となる対応する線形系の外力基準化降伏耐力 $\chi(\mu=1.5, \gamma=1)$ を示す。青点線は準静的に最大外力 F_0 が非線形系に作用した場合に塑性率が許容限界 μ_L^n となる外力基準化降伏耐力 χ_0 を示す。

対応する線形系の外力基準化降伏耐力 $\chi(\mu, \gamma=1)$ は、線形弾性系の外力基準化降伏耐力 χ^e と次の関係がある。

$$\chi(\mu, \gamma=1) = \frac{\chi^e}{\mu} \tag{4.13}$$

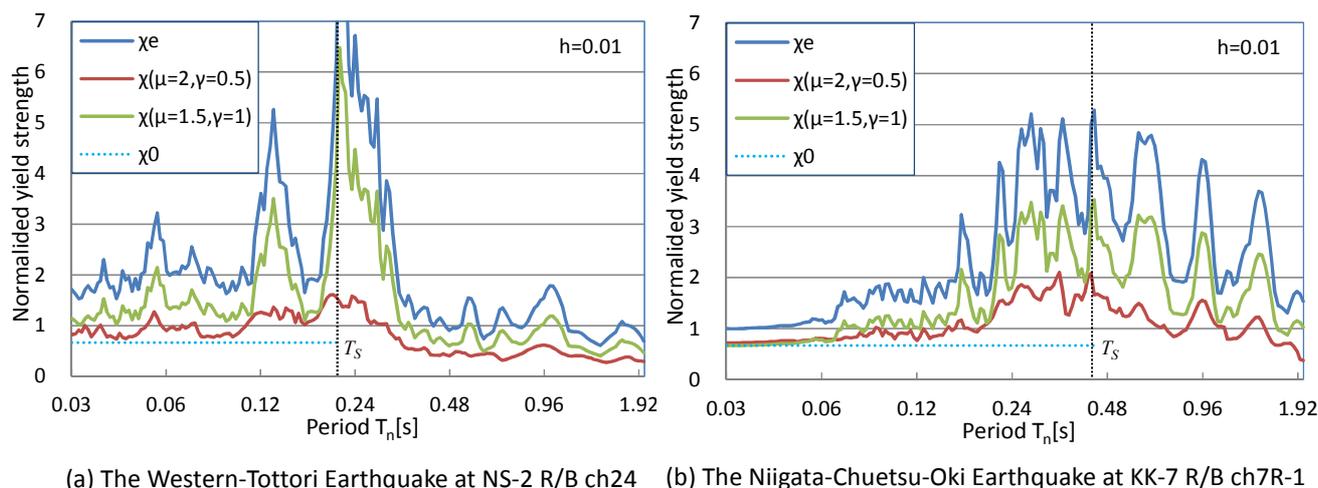


Fig. 4.10 Constant ductility response spectra for earthquake floor motion

従って、塑性率が許容限界 μ_L^l となる対応する線形系の外力基準化降伏耐力は $\chi = \chi^e / \mu_L^l$ である。また、式 (2.3) と式 (2.10) より、準静的に最大外力 F_0 が非線形系に作用した場合に塑性率が許容限界 μ_L^n となる外力基準化降伏耐力 χ_0 は、次式で与えられる。

$$\chi_0 = \frac{1}{1 + (\mu_L^n - 1)\gamma} \quad (1 \leq \mu_L^n) \tag{4.14}$$

式 (4.12) を式 (4.14) に代入すると次式が得られ、この外力基準化降伏耐力 χ_0 は対応する線形系の許容限界 μ_L^l のみで表すことができる。

$$\chi_0 = \frac{1}{\mu_L^l} \tag{4.15}$$

図 4.10 より、提案した許容限界を用いた場合に必要な系の降伏耐力について以下のことがわかる。

- 提案した許容限界 μ_L^n を用いた場合に必要な系の降伏耐力は、現行の許容限界 μ_L^l を用いた場合に必要な系の降伏耐力に比べ、応答増幅領域で大きく低減する（例えば、図 4.10 (a), (b) の $T_n = T_s$ 付近の領域）。応答増幅のない領域では低減しない（図 4.10(b) の 0.06s 以下の領域）。
- 提案した許容限界 μ_L^n を用いた場合に系に必要な降伏耐力は、固有周期 T_n が建物の一次固有周期 T_s より短い領域では外力基準化降伏耐力 χ_0 を下回らないが、建物の一次固有周期 T_s より長い領域では外力基準化降伏耐力 χ_0 を下回る。

上記は、第3章で述べた塑性変形を許容する系に必要な降伏耐力の特性と整合する。

次に、系に必要な降伏耐力の剛性比 γ への依存性を考える。剛性比 γ を大きくすると、許容限界 μ_L^n は小さくなり μ_L^l に近づく。従って、必要な外力基準化降伏耐力 χ は大きくなり χ^e / μ_L^l

に近づく。また、剛性比 γ を小さくすると許容限界 μ_L^n は大きくなり、必要な外力基準化降伏耐力 χ は小さくなる。ただし、固有周期 T_n が建物の一次固有周期 T_s より短い領域では、外力基準化降伏耐力 χ_0 を下回らない。

ここまでは、一定荷重が作用しない一自由度系に必要な降伏耐力についての考察である。前節において、床応答加振により対応する線形一自由度系が塑性率の許容限界 μ_L^l となるときに、一定荷重の比率を大きくすると非線形系の塑性率 μ^n は μ_r^n に近づくことを確認した。提案した塑性率の許容限界 μ_L^n は μ_r^n に等しいことから、一自由度系に一定荷重が作用する場合、その比率を大きくすると系に必要な外力基準化降伏耐力 χ は大きくなり、対応する線形系に必要な外力基準化降伏耐力 χ^e/μ_L^l に近づく。

以上をまとめると、提案した許容限界において必要な系の降伏耐力は、現行の許容限界を用いた場合に必要な系の降伏耐力と同等であるか低減すること、また、以下に該当するとその低減の程度が大きいことがわかる。

- 対応する線形系の塑性率の許容限界 μ_L^l が大きい。
- 系の剛性比 γ が小さい。
- 系の固有周期 T_n が床応答の増幅領域にある。
- 系の降伏耐力に対して作用する一定荷重が小さい（一定荷重係数 α が小さい）。

4・3 結 言

最初に、動的設計法に求められる条件 a) を満たす機器・配管系の弾塑性解析を用いた設計における許容基準を提案した。具体的には、弾塑性解析を用いた設計における破損様式と結びつけた強度指標を提案し、提案した強度指標により規定された許容限界の考え方を述べた。

次に、各破損様式のうち延性破壊・塑性崩壊に対しては、現行の許容限界を準用することができないため、現行の弾性解析を用いた設計を行った機器・配管系の変形状態を明らかにし、許容限界を提案した。

- (1) 弾性解析を用いた設計により供用状態 Ds の許容限界にある系の変形状態は、固有周期、地震による床応答の周期特性、および作用する一定荷重の降伏耐力に対する比率に依存する。
- (2) 提案した弾塑性解析を用いた設計における供用状態 Ds の許容限界は、機器・配管系の各部材の変形状態を塑性率の許容限界により規定するものであり、塑性率の許容限界 μ_L^n は次式で与えられる。

$$\mu_L^n \equiv \mu_r^n$$

ここで、 μ_r^n は弾性解析を用いた設計における供用状態 Ds の許容荷重が非線形系に作用した場合に生じる塑性率である。

- (3) 塑性率の許容限界 μ_L^n は、弾性解析を用いた設計において、十分に固有周期が短い系に対し既に許容している変形状態である。これを、固有周期、地震による床応答の周

期特性，および作用する一定荷重の比率に係わらず，一律に非線形系の許容限界とするものである。

- (4) 提案した許容限界を用いた場合に必要な系の降伏耐力は，現行の許容限界を用いた場合に必要な系の降伏耐力と同等であるか，低減する。

第5章 機器・配管系の弾塑性設計法

本章では、機器・配管系の動的解析による設計と静的解析による設計の方法について述べる。

動的解析による設計では、第3章で明らかにした地震床応答に対する非線形系の応答特性を踏まえて、動的設計法に求められる条件を満たす弾塑性解析を用いた設計の方法を提案する。この方法は、第4章で提案した許容基準と本章で提案する応答・強度評価法から構成される。提案する応答・強度評価法は、多自由度系に適用できる「塑性率設計法」と一自由度系に適用できる「簡易化必要降伏耐力設計法」がある。また、第2章で提案した弾塑性応答スペクトル解析法は、塑性率設計法に用いる動的解析に適している。

静的解析による設計では、第3章で明らかにした非線形系の応答特性に基づき、静的設計法である地震床応答の最大加速度を用いる方法と静的震度法を導き、静的設計法が有効に機能する機構を考察する。この考察に基づき、地震力のレベルに応じて設計震度が考慮できる静的震度法を提案する。

5・1 動的解析による設計

以下の動的設計法に求められる条件を満たす、弾塑性解析を用いた設計の方法を提案する。

【動的設計法に求められる条件】

- a) 許容限界は、破損様式と結びついた強度指標により規定されたものであること
- b) 応答・強度評価法は、破損様式と結びついた強度指標の値を保守的に求めるものであること

条件 a) を満たす弾塑性解析を用いた設計における許容基準については第4章で提案した。本節では、第4章で提案した許容基準を用いることを前提に、第3章で明らかにした地震床応答に対する非線形系の応答特性に基づき、条件 b) を満たす応答・強度評価法を提案する。提案する応答・強度評価法には、多自由度系に適用できる塑性率設計法と一自由度系に適用できる簡易化必要降伏耐力設計法がある。塑性率設計法は、機器・配管系の応答指標を塑性率とし、応答指標である塑性率から強度指標の値を求め、許容限界と比較する設計法である。また、簡易化必要降伏耐力設計法は、地震床応答に対する非線形一自由度系の応答特性を踏まえて、機器・配管系の必要降伏耐力を簡易に設定する設計法である。

5・1・1 多自由度系の塑性率設計法の提案

動的設計法に求められる条件 b) は、次に示す2つの条件に分けて考えることができる。

- b-1) 系の応答指標の値（応答値）を保守的に求められる応答評価法（動的解析法、減衰比等）であること
- b-2) 系の応答値から強度指標の値（強度値）を保守的に求められる強度評価法であること

条件 b-1)に着目する。線形系の応答は小さな減衰比を用いることで保守的な応答値が得られるが、非線形系の応答は降伏点や二次剛性にも依存する。このため、弾塑性応答する機器・配管系は、モデル化や応答指標の選定が重要である。

第3章において、地震床応答に対する非線形一自由度系の応答特性を分析した結果、塑性率について以下のことが明らかとなった。

- ・ 塑性率は、系の降伏耐力を小さくすると大きくなるという、降伏耐力と単純な関係にある応答指標である。
- ・ 系の降伏耐力が同じであれば、降伏後の剛性は塑性率にさほど大きな影響を与えない

第1章で示した通り、変位量やひずみ振幅が応答指標である既往の弾塑性解析を用いた設計の方法は、保守性を有する応答値を得るため精緻なモデル化が必要である。これに対し、塑性率は、系の降伏耐力と単純な関係にあり、また、降伏後の剛性の違いがさほど大きな影響を与えない応答指標である。

塑性率は、これまで一自由度系の変形度を表す指標として用いられてきた。主に、系に必要な降伏耐力の低減度を表すための指標として用いられてきたが[49]、屋外塔槽類等に対しては、これを一自由度系とし扱い、塑性率を応答指標とする設計法が高压ガス設備等耐震設計指針[17, 18]として整備されている。

塑性率を応答指標とする設計法を、原子炉施設の機器・配管系の設計に適用するためには、塑性率を多自由度系の変形度を表す指標にする必要がある。第2章では多自由度系の各ばねの変形度を塑性率に、また、第4章ではこれを一般化して、機器・配管系の各部材の変形度を塑性率により表し、塑性率を多自由度系の変形度を表す指標に拡張した。

以上を踏まえ、本節では、弾塑性解析を用いた設計の応答・強度評価法として、機器・配管系の応答指標を塑性率とする多自由度系の塑性率設計法を提案する。その概要及びその設計手順を以下に、その設計フローを図5.1に示す。

塑性率設計法：機器・配管系の構造を計画し、これをモデル化して動的解析を行い、得られた各部材の塑性率から破損様式ごとの強度指標の値を求め、許容限界と比較する設計法。強度指標の値が許容限界を満たさない場合、機器・配管系の構造を変更し、許容限界を満たす構造を計画する。

<多自由度系の塑性率設計法の設計手順>

1) 機器・配管系の構造計画を行う。

2) 応答評価

地震床応答による機器・配管系の応答値を得るため、以下により応答評価を行う。

2-1) 機器・配管系の構造計画に基づき、非線形多自由度系の動的解析モデルを作成する。

動的解析モデルの降伏耐力は実際の機器・配管系より小さくなるよう、規格値等を用

いる。降伏後の剛性は実際の機器・配管系に近い値を用いるとよいが、応答指標である塑性率への影響がさほど大きくない。

2-2) 地震床応答による外力と自重等の一定荷重による外力を動的解析モデルに入力して動的解析を行い、応答指標である塑性率の値を得る。減衰比は、弾性解析を用いた設計と同じく、実際の機器・配管系の減衰比より小さい値を用いる。自重等の一定荷重による外力の影響が小さい場合は、地震床応答による外力のみにより動的解析を行うことができる。

2-3) 地震床応答による外力のみにより動的解析を行う場合は、2章で提案した弾塑性応答スペクトル解析法を用いると、解析結果から塑性率が直接得られる。また、従来の弾性スペクトル解析法において、保守性を確保するために行っているスペクトルの拡幅を、弾塑性応答スペクトル解析法においても同様に行うことができる。ただし、2章で述べたように、一定塑性率応答スペクトルは塑性率を大きくすると、弾性スペクトル解析法に用いる加速度応答スペクトルに比べ滑らかになるため、スペクトルの拡幅はさほど重要ではない。

3) 強度評価

2)で得られた応答指標である塑性率の値から強度指標の値を得るため、以下により強度評価を行う。強度指標が塑性率である場合、強度評価は要しない。

3-1) 機器・配管系の構造計画に基づき、強度評価部位の強度解析モデルを作成する。強度解析モデルの物性値は、塑性率の値を入力した場合に、強度指標の値が保守的に得られるよう設定する。例えば、疲労破損の強度指標であるひずみ振幅を得る場合、機器・配管系が単純形状であれば、降伏耐力は実際の機器・配管系より大きくすると、同じ塑性率に対して大きな変位を与えることになり、大きなひずみ振幅が得られる。

3-2) 強度解析モデルに動的解析で得られた塑性率を入力して強度解析を行い、強度指標の値を得る。

4) 許容限界との比較

強度指標の値と許容限界を比較し、強度指標の値が許容限界以下であるか確認する。強度指標の値が許容限界より大きい場合は、強度指標の値が許容限界以下となるよう構造計画を変更する。

以上が、提案する塑性率設計法である。動的解析モデルに実際の機器・配管系より小さい降伏耐力を用いることにより、応答指標である塑性率を保守的に得る方法であり、条件 b-1)を満たすことができる。強度評価は静的な解析であり、必要によりパラメータの感度解析を行うことにより、塑性率を入力した場合に強度指標の値が保守的に得られるように強度解析モデルを作成することは難しくない。従って、条件 b-2)を満たすことができる。

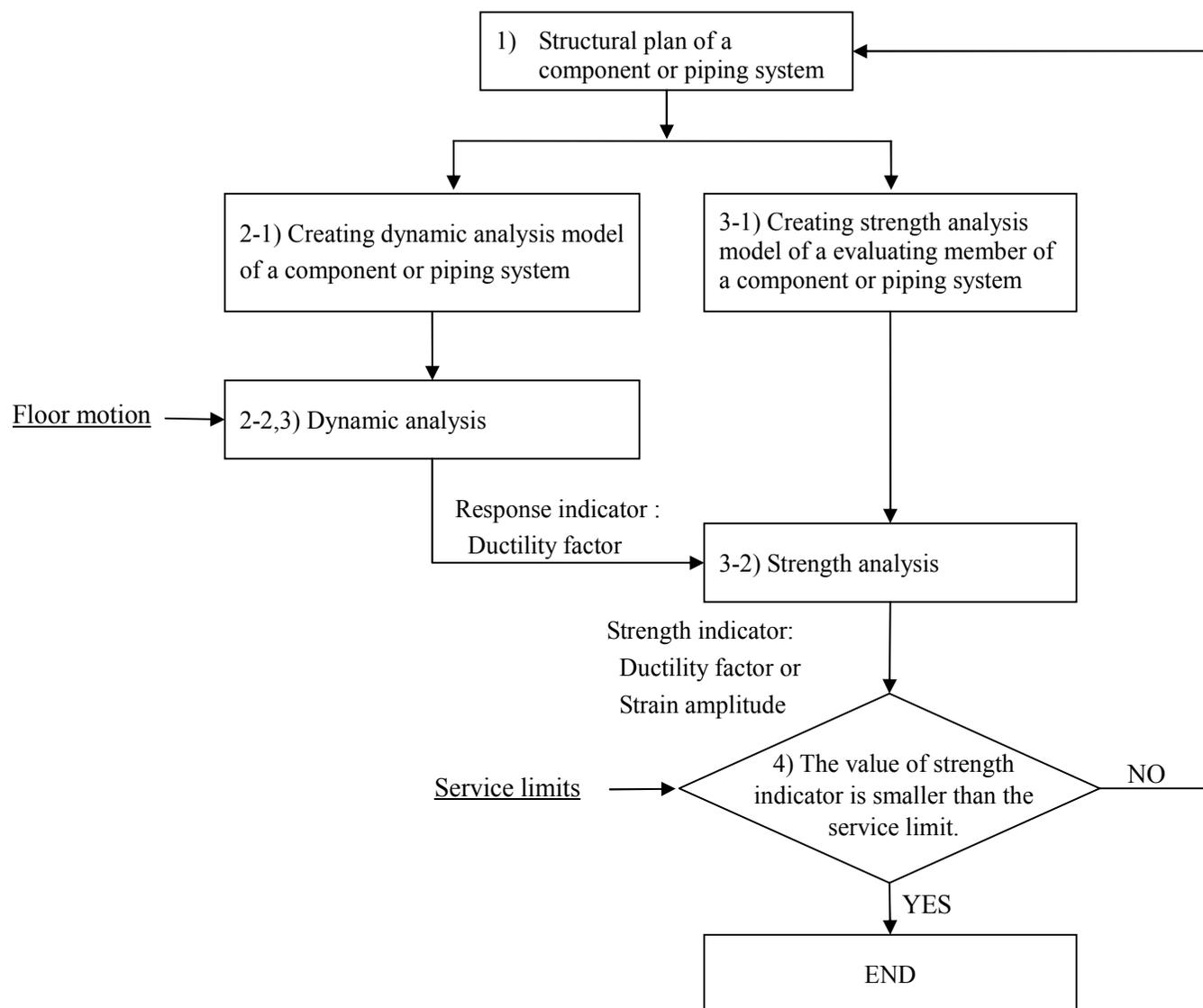


Fig. 5.1 Flow of ductility factor design method

5・1・2 一自由度系の簡易化必要降伏耐力設計法の提案

機器・配管系を一自由度系として扱うことができ、支配的な外力が地震床応答のみである場合、機器・配管系に許容する塑性率 μ （以下、許容塑性率という）から一定塑性率応答スペクトルを用いて必要な降伏耐力 f^y （以下、必要降伏耐力という）を設定し、設計を行うことができる[29]。この設計法を必要降伏耐力設計法とよぶこととし、その概要を以下に示す。

必要降伏耐力設計法：機器・配管系の構造を計画し、許容基準を満たす許容塑性率 μ 、固有周期 T_n 及び剛性比 γ を求める。一定塑性率応答スペクトルを用いて、許容塑性率 μ 、固有周期 T_n 、減衰比 h 及び剛性比 γ から、必要降伏耐力 f^y を求め、計画した機器・配管系の降伏耐力と比較する設計法。計画した機器・配管系の降伏耐力が必要降伏耐力を下回る場合、機器・配管系の構造を変更し、降伏耐力が必要降伏耐力を上回る構造を計画する。

前節で提案した塑性率設計法は、機器・配管系の降伏耐力から動的解析を行い、得られた応答指標である塑性率から強度指標の値を得て、許容限界と比較する方法である。これに対し、必要降伏耐力設計法はこの逆のステップで強度評価と応答評価を行うものであり、強度指標の値が許容限界となる塑性率を求め、この塑性率を許容塑性率として必要降伏耐力を求めるものである。従って、必要降伏耐力設計法は塑性率設計法と同様に、条件 b)を満たす設計法である。

本節では、第3章で明らかにした地震床応答に対する非線形系の応答特性を踏まえ、簡易化必要降伏耐力設計法を提案する。

(1) 必要降伏耐力設計法の簡易化

機器・配管系の固有周期 T_n は、弾性解析を用いた設計においても算出する指標であるが、これを算出するためには弾性計算モデルまたは弾性解析モデルが必要である。また、剛性比 γ は、弾性解析を用いた設計においては算出しない指標であり、これを算出するためには弾塑性解析モデルが必要であり、これを求めるのは容易ではない。

地震床応答に対する非線形系の応答特性を踏まえ、機器・配管系の固有周期 T_n を必要とせず、剛性比 γ の概略値と減衰比 h を用いる必要降伏耐力設計法を考える。この簡易化のために用いる、3章で得られた地震床応答に対する非線形系一自由度系の応答特性を以下に示す。

(1) ある剛性比 γ の系に必要な降伏耐力 f^y は、許容塑性率 μ の増加とともに低減し、固有周期 T_n への依存性が小さくなる。従って、系に必要な降伏耐力 f^y は保守的かつ合理的に次式の f_1^y に近似することができる。

$$f_1^y(h, \gamma; \mu) = \max\{\chi(T_n, h, \gamma; \mu); T_n = 0 \sim \infty\} \quad (5.1)$$

例えば、図3.7と3.8から減衰比 $h=0.01$ 、剛性比 $\gamma=0.2$ の系の許容塑性率が $\mu=3$ である場合、系の固有周期 T_n に関係なく、島根2号機原子炉建物の観測波(NS-2 R/B ch24)に対して必

要な降伏耐力は、最大外力 F_0 の 1.0 倍、柏崎刈羽 7 号機原子炉建屋での観測波(KK-7 R/B ch7R-1) に対して必要な降伏耐力は、最大外力 F_0 の 1.4 倍と設定することができる。

(2) 二次剛性の違いは系に必要な降伏耐力 f^y にさほど大きく影響しない。従って、系の剛性比の推定最小値 γ_{\min} と推定最大値 γ_{\max} を概算すると、許容塑性率 μ の系に必要な降伏耐力 f^y は保守的かつ合理的に次式の f_2^y に近似することができる。

$$f_2^y(\mu) = \max\{f_1^y(\gamma; \mu); \gamma = \gamma_{\min} \sim \gamma_{\max}\} \quad (5.2)$$

(2) 簡易化必要降伏耐力設計法

以上の非線形系の応答特性を用いて、簡易化必要降伏耐力設計法の概要を以下に示す。

簡易化必要降伏耐力設計法：一定塑性率応答スペクトルを用いて、許容塑性率 μ ，減衰比 h 及び剛性比 γ から、設計する機器・配管系の必要降伏耐力 f^y を求め、降伏耐力が必要降伏耐力を上回る構造を計画する設計法。

簡易化必要降伏耐力設計法においては、設計する機器・配管系の許容塑性率 μ ，減衰比 h 及び剛性比 γ が予め必要であるが、以下のように機器・配管系の種別ごとに予め規定することができると考えられる。

許容塑性率 μ ：機器・配管系の種別ごとに、4章で述べた許容基準を満たす塑性率を強度解析又は試験等により求め、これを許容塑性率として設定する。延性破壊・塑性崩壊に対しては、4章で示した許容限界が塑性率で与えられるため、これをそのまま用いることができる。なお、JEAC4601の参考資料には、座屈しにくい構造の配管支持構造物に対して、延性破壊・塑性崩壊、過大な変形及び疲労破損の許容限界を満たす値として、許容塑性率 3 が記載されており [2-g]、高圧ガス設備等耐震設計指針において機器・配管系の種別ごとに許容塑性率が規定されている [17, 18]。

減衰比 h ：現行の弾性解析を用いた設計において、機器・配管系の種別ごとに規定されている減衰比をそのまま用いることができる。

剛性比 γ ：機器・配管系の種別ごとに、強度解析または試験等により剛性比 γ を求め、設計用の剛性比として設定する。機器・配管系の種別ごとに剛性比を規定した例はないが、剛性比は系に必要な降伏耐力にさほど大きな影響を与えないため、機器・配管系の種別ごとの概略値で十分であると考えられる。なお、高圧ガス設備等耐震設計指針においては、実際の塔槽類の剛性に係らず、剛性比が $\gamma=0$ である弾完全塑性型の非線形系を用いることが規定されている。

簡易化必要降伏耐力設計法の設計手順を以下に示す。

＜一自由度系の簡易化必要降伏耐力設計法の設計手順＞

1) 必要降伏耐力の算定

設計する機器・配管系を設置する地震床応答から、減衰比 h 及び剛性比 γ の一定塑性率応答スペクトルを作成し、許容塑性率 μ のスペクトルのピーク値を、必要な降伏耐力 f^y として読み取る。設計する機器・配管系の固有周期帯を概算し、スペクトルを読み取る周期帯を限定してもよい。

2) 構造計画

降伏耐力が必要降伏耐力を上回る構造を計画する。

以上が、提案する簡易化必要降伏耐力設計法である。この設計法は、系の固有周期や減衰比等に応じて敏感に変化する弾性加速度床応答スペクトルと異なり、一定塑性率床応答スペクトルが許容する塑性率の増加に伴い安定したスペクトルとなることに着目した設計法である。この設計法を用いると、機器・配管系の正確な固有周期や二次剛性を用いず、構造を計画する上での基本的な設計要求値である必要降伏耐力が明らかになるため、構造計画が容易である。

5・2 静的解析による設計

機器・配管系の静的解析による設計には、地震床応答の最大加速度を用いる方法と静的震度法がある。これらの設計法を、第3章で明らかにした非線形系の応答特性に基づき導くことにより、弾塑性応答する機器・配管系に対する設計として、静的解析による設計が機能する機構を定量的に考察する。この考察に基づき、地震力のレベルに応じて設計震度が考慮できる静的震度法を提案する。本節では、耐震設計において支配的な外力である水平方向の地震床応答による外力を対象に考え、鉛直方向の地震床応答や自重等による外力は考慮しない。

5・2・1 地震床応答の最大加速度を用いる方法の考察

地震床応答の最大加速度を用いる方法は、固有振動数が 20Hz 以上の剛性の高い機器・配管系に対して用いる設計法であり、その概要を以下に示す[2-k]。

地震床応答の最大応答加速度を用いる方法：地震床応答の最大加速度 A_0 を震度とし、機器・配管系に一律に作用させて地震荷重を求め、この地震荷重により対応する線形系に生じる応力が、弾性解析を用いた設計における供用状態 D_s の許容限界の範囲となるよう構造設計する方法。

地震床応答の最大加速度を用いる方法は、機器・配管系を対応する線形系として扱い、最大外力 F_0 を地震荷重として静的に作用させ、発生する応力が弾性解析を用いた設計における供用状態 D_s の応力の許容限界の範囲となるよう設計するものであり、次式のように表される。

$$\frac{f_u^l}{SF^l} \geq F_0 = mA_0 \quad (5.3)$$

ここで、 f_u^l と SF^l は各々対応する線形系の最大耐力と安全率である。弾性解析を用いた設計における供用状態Dsの一次応力強さの許容限界は、「鋼材の究極的な強さを基にして、これを弾性計算により、塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたもの[36-c]」である。従って、地震床応答の最大加速度を用いる方法により設計した機器・配管系は、次式に示すように、最大耐力 f_u^n が非線形系の安全率 SF^n を考慮した上で最大外力 F_0 以上あることを意味する。

$$\frac{f_u^n}{SF^n} \geq F_0 = mA_0 \quad (5.4)$$

本節では、第3章で明らかにした地震床応答に対する非線形系の応答特性を踏まえ、地震床応答の最大加速度を用いる方法について考察する。

鋼製の機器・配管系が安定した塑性変形能力を有し、力-変形関係が二直線骨格曲線であり、移動硬化則に従う復元力特性を持つ一自由度系として扱うことができるとする。鋼製の機器・配管系は、塑性変形が進行するに従い剛性が低下するため、最大耐力付近を考えると、機器・配管系は二次剛性の小さい非線形系になる。3章において、塑性率 μ が3~5以上の二次剛性が小さい非線形系は、必要な最大耐力が最大外力 F_0 であり、系の最大耐力が最大外力 F_0 を下回った場合、系の変形が急速に進行することを明らかにした。従って、鋼材で作られた機器・配管系の変形が急速に進行しないための必要条件は、次式の通り、機器・配管系の最大耐力 f_u^n が最大外力 F_0 以上あることと考えられる。

$$f_u^n \geq F_0 \quad (5.5)$$

式(5.4)と式(5.5)より、地震床応答の最大加速度を用いる方法は、機器・配管系の変形が急速に進行しないための必要条件を、安全率を考慮した上で満たすものと考えられる。この方法は、機器・配管系の弾塑性応答により、機器・配管系に必要な最大耐力が固有周期に係わらず最大外力となることを利用したものであるといえる。

5・2・2 静的震度法の考察と改良の提案

近年の原子力発電所の震災では、低耐震クラスの少なくない機器・配管系に、設計で考慮した静的地震力より大きい地震力が作用し弾塑性応答したと推定されるが、機能低下・喪失レベルの損傷が発生する頻度は低く、静的震度法による設計が機能したと考えられる。

本節では、最初に第3章で明らかにした地震床応答に対する非線形系の応答特性を踏まえ、静的震度法について考察する。次に、この考察に基づき、地震力のレベルに応じて設計震度が考慮できる静的震度法を提案する。

(1) 静的震度法の考察

静的震度法の概要を以下に示す。

静的震度法：重要度に応じて設定した設計震度を機器・配管系に一律に作用させ、この地震荷重により生じる応力が、弾性範囲となるよう設計する方法。

静的震度法により設計した質量 m の機器・配管系は、次式に示すように、降伏耐力 f^y が設計震度 CI による外力以上ある。

$$f^y \geq mCI \quad (5.6)$$

式 (5.5) に式 (2.3) を代入すると、機器・配管系が延性破壊・塑性崩壊しないための必要条件を、機器・配管系の降伏耐力 f^y に対して表す次式が得られる。

$$f^y(T_n, h, \gamma; \mu) \geq \frac{F_0}{1 + (\mu - 1)\gamma} \quad (5.7)$$

式 (5.7) より、系に必要な降伏耐力 f^y は、機器・配管系の二次剛性 γ や許容する塑性率 μ の値により低減するが、保守的にこの低減効果を考慮しないことにする、即ち、式 (5.7) において、 $\gamma = 0$ とすると次式が得られる。

$$f^y(T_n, h, \gamma; \mu) \geq F_0 = mA_0 \quad (5.8)$$

式 (5.6) と式 (5.8) より、設計震度 CI が地震床応答の最大加速度 A_0 と比較可能な値であることがわかる。即ち、静的震度法による設計は、設計震度 CI が、支持構造物の地震床応答の最大加速度 A_0 より大きい場合、機器・配管系が、その二次剛性に係らず、変形が急速に進行しないための必要条件を満たすと考えることができる。

原子力発電所の震災では、原子炉建物基礎版上で最大 0.69G の水平震度を観測している[10, 11]。静的震度法による設計震度は、S クラス 0.72G、B クラス 0.36G、C クラス 0.24G であり[2-a]、低耐震クラスの設計震度を大幅に上回るが、原子炉建物内において低耐震クラスの機器・配管系の損傷は確認されていない[10, 11]。これは、これらの機器・配管系が以下のいずれかの状態にあるためであると考えられる。

- ・ 機器・配管系が設計震度に対して十分な余剰降伏耐力をもつ。従って、十分な最大耐力をもつ。
- ・ 機器・配管系が降伏後、十分な塑性変形能力及び剛性をもつ。従って、十分な最大耐力をもつ。

機器・配管系の降伏後の剛性が耐震裕度に対して影響を及ぼすことは、菊池によっても指摘されている[30]。

以上より、静的震度法は、次のように理解することができると考えられる。

- ・ 静的震度法の設計震度 CI は、地震床応答の最大加速度 A_0 と比較可能な値であり、対応させることができる値である。
- ・ 静的振動法で考慮していない、機器・配管系の降伏後の剛性が耐震裕度に影響を及ぼすこと。

(2) 静的震度法の改良

地震床応答の最大加速度を用いる方法と静的震度法を比較する。式 (5.7) より、地震床応答の最大加速度を用いる方法は、機器・配管系の降伏後の剛性を考慮しているのに対し、静的震度法は、機器・配管系の降伏後の剛性を考慮していないことがわかる。静的震度法についての考察の結果を踏まえると、設計震度を地震床応答の最大加速度とし、降伏後の剛性を考慮する地震床応答の最大加速度を用いる方法が、静的震度法を改良したものであると考えられる。よって、地震力のレベルに応じて設計震度が考慮できる静的震度法として、「機器・配管系の固有振動数に係わらず地震床応答の最大加速度を用いる方法」を提案する。

従来の静的震度法に用いる設計震度は、建物等の震災事例を踏まえて経験的に設定されたものであるが、提案する静的震度法では、設計する機器・配管系が機能を維持することが期待される地震動による床応答の最大加速度を設計震度とすることができる。具体的には、確定論的に策定した地震動による床応答を用いる方法と確率論的に策定した地震動による床応答を用いる方法が考えられる。

提案した静的震度法により設計した機器・配管系の設計震度と、実際に機器・配管系が破損する震度の関係は、今後試験等により確認する必要がある。

5・3 結 言

本章では、機器・配管系の動的解析による設計と、静的解析による設計の方法について述べた。

動的解析による設計では、動的解析による設計法の条件を満たす弾塑性解析を用いた設計の方法として、多自由度系に適用できる「塑性率設計法」と一自由度系に適用できる「簡易化必要降伏耐力設計法」の2つの設計法を提案した。

静的解析による設計では、非線形系の応答特性に基づき、地震床応答の最大加速度を用いる方法と静的震度法を導き、これらの設計法が有効に機能する機構を考察した。この考察に基づき、地震力のレベルに応じて設計震度が考慮できる静的震度法を提案した。提案した静的震度法により設計した機器・配管系の設計震度と、実際に機器・配管系が破損する震度の関係は、今後試験等により確認する必要がある。

第6章 結論

本論文では、原子炉施設の機器・配管系の耐震設計に用いることができる弾塑性設計法の提案を目的に、地震床応答に対する機器・配管系の弾塑性応答特性に基づく、弾塑性設計法の研究を行った。

動的解析による設計では、以下に示す動的設計法に求められる条件を満たす弾塑性解析を用いた設計の方法を提案した。

【動的設計法に求められる条件】

- a) 許容限界は、破損様式と結びついた強度指標により規定されたものであること
- b) 応答・強度評価法は、破損様式と結びついた強度指標の値を保守的に求めるものであること

静的解析による設計では、この設計法が弾塑性応答する機器・配管系に対して機能する機構を定量的に考察し、地震力のレベルに応じて設計震度が考慮できる設計法を提案した。

本章では、各章の結論を纏め、今後の課題を述べる。

6・1 一定塑性率応答スペクトルと非線形系の応答スペクトル解析法（第2章）

(1) 結論

第2章では、本論文で対象とする一自由度系とその運動方程式を示し、系の降伏耐力と地震力により生じる塑性率の関係を表す一定塑性率応答スペクトルを説明した。そして、この一定塑性率応答スペクトルを用いて非線形多自由度系の解析ができる弾塑性応答スペクトル解析法を提案した。

- (a) 本解析法は、線形多自由度系の動的解析法である弾性応答スペクトル解析法を、一定塑性率応答スペクトルを用いて非線形多自由度系の動的解析法に拡張したものである。この解析法は、塑性領域においても固有モード間の相互作用がないとの仮定を用いて導出した、時間依存モード塑性率に対する非線形一自由度系の運動方程式を基礎とするものである。
- (b) 力-変形関係が二直線骨格曲線である非線形二自由度系について、弾塑性応答スペクトル解析法と時刻歴応答解析法により動的解析を行った結果は、一定の精度で合致し、非保守的になる程度は、最大でも2割程度であった。
- (c) 支持構造物の一次固有周期以下に固有周期を持つ振動モードに作用する荷重の、最大外力に対する比率が小さくなると、モード間の相互作用がないと仮定した影響により、解析精度が下がり、塑性率の大きくなるばねで過小評価になる傾向があると推定される。
- (d) この検証結果から、弾塑性応答スペクトル解析法は、機器・配管系の耐震設計に用いる非線形多自由度系の動的解析法として、有効であると考えられる。

(2) 今後の課題

- ・ 提案した弾塑性応答スペクトル解析法この解析法が有効である系の種類（自由度）、応答レベル及び精度について、今後さらに確認して行く必要がある。
- ・ 本手法の導出のために用いた「塑性領域において固有モード間の相互作用がない」との仮定と、推定した「支持構造物の一次固有周期以下に固有周期を持つ振動モードに作用する荷重の、最大外力に対する比率が小さくなると解析精度が下がり、塑性率の大きくなるばねで過小評価になる傾向がある」こととの関係を明らかにすることが望まれる。

6・2 地震床応答に対する非線形系の応答特性（第3章）**(1) 結論**

第3章では、力-変形関係が二直線骨格曲線であり移動硬化則に従う復元力特性を持つ一自由度系の、地震床応答に対する応答について、塑性率をある特定の値に止めるために必要となる系の降伏耐力を中心に分析した。その結果、以下の弾塑性応答特性を確認し、塑性変形を許容する系に必要な降伏耐力及び降伏耐力低減度の特性をまとめた。

- 一自由度系は、系に許容する塑性率を増加させると、①最大耐力の増加効果、②最大変位の増加効果及び、③履歴減衰の増加効果により、必要な降伏耐力が低減する。
- 支持構造物の応答により増幅した床応答の加速度最大値は、通常、支持構造物の1次モードによる振動が主な振動成分となる。この支持構造物の1次固有周期 T_S を用いて、床応答スペクトルの周期帯を系の弾塑性応答特性が異なる2つの領域に区分することができる。
- 床応答スペクトルの全周期帯を、0以上 T_S 未満の支持構造物周期帯と、 T_S 以上の支持構造物超過周期帯に区分すると、支持構造物周期帯は荷重制御型領域、支持構造物超過周期帯は変位制御型領域とすることができる。
- 許容する塑性率を増加させると、系に必要な降伏耐力の固有周期への依存性が小さくなり、減衰比への依存性も小さくなる。また、二次剛性の違いは系に必要な降伏耐力にさほど大きな影響を与えない（荷重制御型領域において、系に必要な降伏耐力が振動数の十分に高い系に必要な降伏耐力程度の場合を除く。（f）に記す。）。
- 荷重制御型領域にある系は、許容する塑性率を増加させると、①と③の効果により必要な降伏耐力が低減する。系に必要な降伏耐力は、基本的に振動数の十分に高い系に必要な降伏耐力以上である。また、二次剛性が小さく、塑性率 μ が3~5以上となる系に必要な降伏耐力は、振動数の十分に高い系に必要な降伏耐力程度、即ち、系に必要な最大耐力は最大外力程度であり、系の最大耐力が最大外力を下回った場合、系の変形が急速に進行する。
- 変位制御型領域にある系は、許容する塑性率を増加させると、②と③の効果により系に必要な降伏耐力が低減する。系に必要な降伏耐力は、二次剛性に係わらず線形弾性系に必要な降伏耐力の $1/\mu$ 程度又はそれ以下である。

地震床応答に対する非線形多自由度系の各モードの応答特性は、地震床応答に対する非線形一自由度系の応答特性と同じであり、非線形多自由度系のモード降伏耐力とモード塑性率

を、各々、非線形一自由度系の降伏耐力と塑性率に対応させることができる。非線形多自由度系の応答特性はその重ね合わせとして理解できる。

(2) 今後の課題

- ・ 地震床応答に対する、力-変形関係が二直線骨格曲線（剛性比 0 以上）であり移動硬化則に従う復元力特性を持つ一自由度系の応答特性を明らかにした。この復元力特性は、機器・配管系の基本的な復元力特性であると考えられるが、座屈すると劣化型の復元力特性になる等、他の復元力特性を持つ機器・配管系もある。今後は、他の復元力特性を持つ一自由度系の、地震床応答に対する応答特性を明らかにして行く必要がある。

6・3 機器・配管系の弾塑性設計における許容基準（第4章）

(1) 結論

第4章では、最初に、動的設計法に求められる条件 a) を満たす機器・配管系の弾塑性解析を用いた設計における許容基準を提案した。具体的には、弾塑性解析を用いた設計における破損様式と結びついた強度指標を提案し、提案した強度指標により規定された許容限界の考え方を述べた。

次に、各破損様式のうち延性破壊・塑性崩壊に対しては、現行の許容限界を準用することができないため、現行の弾性解析を用いた設計を行った機器・配管系の変形状態を明らかにし、許容限界を提案した。

- 弾性解析を用いた設計により供用状態 D_s の許容限界にある系の変形状態は、固有周期、地震による床応答の周期特性、および作用する一定荷重の降伏耐力に対する比率に依存する。
- 提案した弾塑性解析を用いた設計における供用状態 D_s の許容限界は、機器・配管系の各部材の変形状態を塑性率の許容限界により規定するものであり、塑性率の許容限界 μ_L^n は次式で与えられる。

$$\mu_L^n \equiv \mu_r^n$$

ここで、 μ_r^n は弾性解析を用いた設計における供用状態 D_s の許容荷重が非線形系に作用した場合に生じる塑性率である。

- 塑性率の許容限界 μ_L^n は、弾性解析を用いた設計において、十分に固有周期が短い系に対して既に許容している変形状態である。これを、固有周期、地震による床応答の周期特性、および作用する一定荷重の比率に係わらず、一律に非線形系の許容限界とするものである。
- 提案した許容限界を用いた場合に必要な系の降伏耐力は、現行の許容限界を用いた場合に必要な系の降伏耐力と同等であるか、低減する。

(2) 今後の課題

- ・ 提案した延性破壊・塑性崩壊に対する許容限界は、力・変形関係が二直線骨格曲線であり移動硬化則に従う復元力特性をもつ非線形一自由度系に生じる塑性率を踏まえたも

のである。この許容限界は、復元力特性の異なる他の非線形一自由度系においても、十分に固有周期が短い系に対して既に許容している変形状態であるため、これらの系に対しても適用することができると考えられが、復元力特性の異なる他の非線形一自由度系に対しても、現行の弾性解析を用いた設計を行った機器・配管系の変形状態を明らかにすることが望まれる。

- ・ 原子炉施設の機器・配管に想定される他の破損様式のうち、座屈については、構造に強く依存する現象であるため本論文では検討していない。今後、構造毎に試験や解析を行い塑性率の許容限界が提案されることが望まれる。
- ・ 地震慣性力による負荷は、荷重制御型、変位制御型又はこれらの混合型となると考えられているが、本論文では、基本的に従来通り地震慣性力による負荷を荷重制御型として扱った。構造物の破損様式とこれに基づく許容基準を考える上で根本的な課題であり、解明されることが望まれる。

6・4 機器・配管系の弾塑性設計法（第5章）

(1) 結論

第5章では、機器・配管系の動的解析による設計と、静的解析による設計の方法について述べた。

動的解析による設計では、動的解析による設計法の条件を満たす弾塑性解析を用いた設計の方法として、多自由度系に適用できる「塑性率設計法」と一自由度系に適用できる「簡易化必要降伏耐力設計法」の2つの設計法を提案した。

静的解析による設計では、非線形系の応答特性に基づき、地震床応答の最大加速度を用いる方法と静的震度法を導き、これらの設計法が有効に機能する機構を考察した。この考察に基づき、地震力のレベルに応じて設計震度が考慮できる静的震度法を提案した。

(2) 今後の課題

- ・ 動的解析による設計において提案し塑性率設計法と簡易化必要降伏耐力設計法は、この設計法による機器・配管系の設計・評価事例がまだない。フィジビリティスタディのため、実機の機器・配管系にこの設計法を適用した設計・評価を行い、実効性や有効性を確認する必要がある。
- ・ 提案した静的震度法により設計した機器・配管系が、実際に破損する震度を、試験等により確認する必要がある。

謝 辞

本研究を進めるにあたり、東京工業大学 工学院 木村康治教授に、懇切かつ丁寧にご指導とご助言を賜りました。ご指導の時間は、遠方に在住する著者の出張にあわせて夜間にしてくださり、いつも笑顔で迎えてくださりました。先生とお会いしてから5年になりますが、その間、著者の取り組みに対して、言葉にされない励ましを常に受けていたように感じております。ここに謹んで感謝の意を表します。

本研究の審査において、東京工業大学 工学院 天谷賢治教授、高原弘樹教授、中尾裕也准教授、宮崎祐介准教授に、有益なご助言を賜りました。深く感謝致します。

茨城大学 坂田文彦名誉教授、筑波大学 橋本幸男講師には、著者の修士時代に本研究の基礎となる非線形動力学のご指導を賜りました。非線形多自由度系の運動方程式を前にして、途方に暮れる著者に「君は何がしたいのか」と問いかけ、農場を散歩し、励ましていただいたことを懐かしく思い出します。厚く御礼申し上げます。

本研究は、電力中央研究所 松浦真一特別嘱託研究員、酒井理哉上席研究員、嶋津龍弥研究員と共同で進めさせていただきました。この研究は、10年前に松浦真一特別嘱託研究員に一定塑性率応答スペクトルをご教授いただいたところから始まりました。不思議なスペクトルに、ときに感動し、ときに悩み、多くのご指導と数々のご討論をいただきました。心より感謝申し上げます。

中国電力株式会社 岩崎昭正常務執行役員、北野立夫常務執行役員には、業務と研究の両立にご理解を賜り、著者に本論文作成の機会と温かいご支援をくださいました。深く感謝致します。

日立GEニュークリアエナジー株式会社的设计者の方々には、機器・配管系の設計について数多くのご指導をいただきました。特に、鈴木浩明主任技師には耐震設計の初歩からご指導をしていただきました。飯島唯司グループリーダーには、耐震研究の先輩として、また、よき相談相手として、貴重なご意見とご助言をいただきました。榊田高明グループリーダーには、弾性応答スペクトル解析法のわかりやすい解説資料をご提供いただきました。心より感謝申し上げます。

東京工業大学 工学院 中尾裕也准教授、土田崇弘助教、研究室の皆様には、ゼミ等で貴重なご意見とご助言をいただきました。不定期に伺う著者を温かく迎えてくださり、ありがとうございました。

本研究には、東京電力株式会社（現東京電力ホールディングス株式会社）から提供された柏崎刈羽原子力発電所、福島第一原子力発電所および福島第二原子力発電所の地震観測記録、中部電力株式会社から提供された浜岡原子力発電所の地震観測記録、東北電力株式会社から提供された女川原子力発電所の地震観測記録、日本原子力発電株式会社から提供された東海第二発電所の地震観測記録を用いました。ここに謝意を表します。

最後に、本研究に取り組むに当たり様々なご協力とご支援を賜りました皆様に、改めて感謝の意を表します。そして、これまで温かく応援してくれた美和子さん、蒼樹君、心からありがとう。

文 献

- [1] 原子力規制委員会, 実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈第4条別記2, 制定平成25年6月19日 原規技発第1306193号, 改正平成29年8月30日 原規技発第1708302号.
- [2-a] 日本電気協会, 原子力発電所耐震設計技術規程, JEAC4601-2015(2015), pp.23-29, pp.294-297.
- [2-b] 日本電気協会, 原子力発電所耐震設計技術規程, JEAC4601-2015(2015), pp.465-468.
- [2-c] 日本電気協会, 原子力発電所耐震設計技術規程, JEAC4601-2015(2015), pp.308-309.
- [2-d] 日本電気協会, 原子力発電所耐震設計技術規程, JEAC4601-2015(2015), pp.388-389.
- [2-e] 日本電気協会, 原子力発電所耐震設計技術規程, JEAC4601-2015(2015), pp.412-428.
- [2-f] 日本電気協会, 原子力発電所耐震設計技術規程, JEAC4601-2015(2015), pp.308-386.
- [2-g] 日本電気協会, 原子力発電所耐震設計技術規程, JEAC4601-2015(2015), pp.1012-1020.
- [2-h] 日本電気協会, 原子力発電所耐震設計技術規程, JEAC4601-2015(2015), pp.868-876.
- [2-i] 日本電気協会, 原子力発電所耐震設計技術規程, JEAC4601-2015(2015), pp.308-414.
- [2-j] 日本電気協会, 原子力発電所耐震設計技術規程, JEAC4601-2015(2015), pp.65-73.
- [2-k] 日本電気協会, 原子力発電所耐震設計技術規程, JEAC4601-2015(2015), pp.392-394.
- [2-l] 日本電気協会, 原子力発電所耐震設計技術規程, JEAC4601-2015(2015), pp.306.
- [3] 柴田明德, 最新耐震構造解析 第2版(2003), pp.302-303, p.306, 森北出版株式会社.
- [4] 東京電力株式会社, 柏崎刈羽原子力発電所における2007年新潟県中越沖地震など時刻歴データ(DVD)〈改訂版〉(2007), 震災予防協会, TD-200.
- [5] 中部電力株式会社, 浜岡原子力発電所における「2009年8月11日駿河湾の地震(本震及び余震等)の加速度時刻歴波形データ(CD-ROM)〈改訂版〉(2009), 日本地震工学会, No. 050.
- [6] 東京電力株式会社, 平成23年3月11日に発生した東北地方太平洋地震における福島第一原子力発電所および福島第二原子力発電所で観測された強震観測記録等の強震データ記録(CD-ROM)〈改訂版〉(2011), 日本地震工学会, No. 001.
- [7] 東北電力株式会社, 女川原子力発電所における「平成23年(2011年)東北地方太平洋沖地震」の余震等の加速度時刻歴波形データ(追加)(CD-ROM)(2011), 日本地震工学会, No. 201.
- [8] 日本原子力発電株式会社, 東海第二発電所における「平成23年(2011年)東北地方太平洋沖地震」の加速度時刻歴波形データ(CD-ROM)(2011), 日本地震工学会, No. 100.
- [9] International Atomic Energy Agency, IAEA mission to Onagawa nuclear power station to examine the performance of systems, structures and components following the Great East Japanese Earthquake and Tsunami, IAEA Mission Report, 30 July - 11 August 2012, Onagawa and Tokyo, Japan (2012).
- [10] 森田良, 稲田文夫, 大鳥靖樹, 南保光秀, 檜館宏司, 山口修平, 竹内正孝, 山口達也, 沼田健, 宮道秀樹, 細谷照繁, 木村勇介, 雨宮満彦, 田口豊信, 福士直己, 山口敦嗣, 小島信之, 原子力発電所の被災事例に基づく低耐震クラス機器の耐震信頼性に関する研究, JSME Dynamics and Design Conference 予稿集, No.203(2013).

-
- [11] Morita, R., Inada, F., Ootori, Y., Nanpo, M., Naradate, K., Yamaguchi, S., Takeuchi, M., Yamaguchi, T., Numata, K., Tamura, I., Hosotani, T., Kimura, Y., Amemiya, M., Taguchi, T., Fukushi, N., Yamaguchi and A., Kojima, N., Statistical analysis of seismic effects of low seismic class equipment based on damage data of nuclear power plants, Proceedings of the ASME 2014 Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2014-24644(2014).
- [12] Newmark, N. M., Inelastic design of nuclear reactor structures and its implication on design of critical equipment, Proceedings of International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology(1977), K 4/1.
- [13] The American Society of Mechanical Engineers, ASME boiler & pressure vessel code, Section III, Nonmandatory Appendix N(2015), p.323.
- [14] 日本建築学会, 建築耐震設計における保有耐力と変形性能(1990).
- [15] 菅野忠, 舘野公一, 超高層ビルの時刻歴解析と性能評価について, 2007・2・5 日本建築センター (2007), https://www.bcj.or.jp/c20_international/cooperation/src/Presentation3_1.pdf.
- [16] 日本建築センター, 性能評価シート, ビルディングレター 2017・4 (2017), pp.83-95.
- [17] 高圧ガス保安協会, 高圧ガス設備等耐震設計指針 (2012), レベ2耐震性能評価 解説編 改訂新版.
- [18] 高圧ガス保安協会, 高圧ガス設備等耐震設計指針 (2012), レベ2耐震性能評価 評価例編 改訂新版.
- [19] Akiyama, A., Seismic resistance of fast breeder reactor components influenced by buckling (1997), Kajima Institute Publishing.
- [20] Caughey, T. K., Sinusoidal excitation of a system with bilinear hysteresis, Journal of Applied Mechanics, ASME, Vol.27 (1960), pp.640-643.
- [21] Caughey, T. K., Random excitation of a system with bilinear hysteresis, Journal of Applied Mechanics, ASME, Vol.27 (1960), pp.649-652.
- [22] Jennings, P. C., Equivalent viscous damping for yielding structures, Proceedings of ASCE, Vol.94 (1968), pp.103-116.
- [23] Iwan, W. D. and Gates, N. C., Estimating earthquake response of simple hysteretic structures, Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE, Vol.105, No.3 (1979), pp391-405.
- [24] 浪田芳郎, 川畑淳一, 市橋一郎, 福田俊彦, 弾塑性ダンパ支持配管系の耐震設計手法の開発 : 第3報, 三次元配管モデル試験とその応答解析, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.61, No.590 (1995), pp.3881-3888.
- [25] 飯島唯司, 小野悟, 等価線形化法による配管系の簡易的な弾塑性地震応答解析, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.68, No.673 (2002), pp.2542-2548.
- [26] Veletsos, A. S. and Newmark, N. M., Effect of inelastic behavior on the response of simple systems to earthquake motions, Proceedings of the 2nd World Conference on Earthquake Engineering, Vol.2(1960), pp.895-912.
- [27] Veletsos, A. S., Newmark, N. M. and Chelapati, C.V., Deformation spectra for elastic and elastoplastic systems subjected ground shock and earthquake motion, Proceedings of the 3rd World Conference on Earthquake Engineering, Vol.II(1965), pp.663-682.
- [28] Veletsos, A. S., Maximum deformation of certain nonlinear systems, Proceedings of the 4th World Conference on Earthquake Engineering, Vol. 1(1969), pp.155-170.
-

-
- [29] Chopra, A. K., Dynamics of structures, 4th ed. (2011), pp.222-227, pp.244-245, pp.257-305, Prentice Hall, New Jersey, USA.
- [30] 菊池優, 地震荷重の特徴, 日本機械学会 動力エネルギーシステム部門 2008年度年次大会 W11 ワークショップ「中越沖地震の柏崎刈羽発電所への影響評価」(2008)
- [31] 中越沖地震の柏崎刈羽原子力発電所への影響評価研究分科会, 平成 19 年度, 平成 20 年度中越沖地震の柏崎刈羽原子力発電所への影響評価研究分科会活動報告書(2008), p.7, pp.38-52, 日本機械学会 動力エネルギーシステム部門.
- [32] 上坂充, 鬼沢邦雄, 笠原直人, 鈴木一彦, 原子炉構造力学, 第 1 版(2009), pp.82-87, オーム社.
- [33] 矢川元基, 一宮正和, 原子炉構造設計, 初版(1989), pp.98-125, 培風館.
- [34] Pierre B. Labbe, Ductility and seismic design criteria, Earthquake Engineering, Tenth World Conference (1992), Balkema, Rotterdam, ISBN 9054100605.
- [35] Pierre B. Labbe, On categorization of seismic load as primary or secondary, Proceedings of the ASME 2017 Pressure Vessels and Piping Conference (2017), Waikoloa, Hawaii, United States, PVP2017-66056.
- [36-a] 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 設計・建設規格, JSME S NC1-2012(2012), pp.I-4-22 - I-4-56, pp.I-解説 4-31 - I-解説 4-67.
- [36-b] 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 設計・建設規格, JSME S NC1-2012(2012), p.I-1-8.
- [36-c] 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 設計・建設規格, JSME S NC1-2012(2012), p.I-解説 4-36.
- [36-d] 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 設計・建設規格, JSME S NC1-2012(2012), pp.I-4-247 - I-4-258.
- [36-e] 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 設計・建設規格, JSME S NC1-2012(2012), pp.I-8-7 - I-9-9, pp.I-解説 8-8 - I-解説 8-9.
- [37] Morishita, M., Otani, A., Watakabe, T., Nakamura, I., Shibutani, T. and Shiratori, M., Seismic qualification of piping systems by detailed inelastic response analysis: Part 1 - A code case for piping seismic evaluation based on detailed inelastic response analysis, Proceedings of the ASME 2017 Pressure Vessels and Piping Conference (2017), Waikoloa, Hawaii, United States, PVP2017-65166.
- [38] Otani, A., Shibutani, T., Morishita, M., Nakamura, I., Watakabe, T., and Shiratori, M., Seismic qualification of piping systems by detailed inelastic response analysis: Part 2 - A guideline for piping seismic inelastic response analysis, Proceedings of the ASME 2017 Pressure Vessels and Piping Conference (2017), Waikoloa, Hawaii, United States, PVP2017-65190.
- [39] Nakamura, I., Otani, A., Morishita, M., Shiratori, M., Watakabe, T. and Shibutani, T., Seismic qualification of piping systems by detailed inelastic response analysis: Part 3 - Variation in elastic-plastic analysis results on carbon steel pipes from the benchmark analyses and the parametric analysis, Proceedings of the ASME 2017 Pressure Vessels and Piping Conference (2017), Waikoloa, Hawaii, United States, PVP2017-65316.
- [40] Watakabe, T., Nakamura, I., Otani, A., Morishita, M., Shibutani, T. and Shiratori, M., Seismic qualification of piping systems by detailed inelastic response analysis: Part 4 - Second round benchmark analyses with stainless steel piping component test, Proceedings of the ASME 2017 Pressure Vessels and Piping Conference (2017), Waikoloa, Hawaii, United States, PVP2017-65324.
- [41] 日本建築学会, 容器構造設計指針・同解説 第 4 版 (2010).
- [42] NASA, Buckling of thin-walled circular cylinders, NASA SP-8007 (1968).
-

-
- [43] 秋山 宏, 大坪英臣, 山田大彦, 中村秀治, 松浦真一, 萩原 豊, 湯原哲夫, 平山 浩, 中川正紀, 大岡裕二, 高速増殖炉容器の耐震座屈設計法に関する研究(第1報、座屈設計技術指針(案)の骨子), 機械学会論文集 (A 編) 60 卷 575 号 (1994-7) 論文 No.93-1754, pp.204-211.
- [44] 萩原豊, 山本広祐, 川本要次, 中川正紀, 秋山宏, 高速増殖炉容器の耐震座屈設計法に関する研究 (第9報、弾塑性地震応答下における座屈の評価), 機械学会論文集 (A 編) 64 卷 626 号 (1998-10) 論文 No.98-0163, pp.163-170.
- [45] 建築基準法 第 82 条 保有水平耐力計算, 第 83 条 地震力.
- [46] 佐野利器, 家屋耐震構造要梗, 大正 4 年 3 月・建築雑誌, http://www.structure.jp/column9/sano_t04_03.pdf
- [47] 井上豊, 耐震設計法の改訂によせて, 生産と技術 (1980 年新春号) - Vol.32, No.1 -, pp.18-23.
- [48] 武村雅之, 天災不忘の旅 震災の跡を巡る (その 6) 耐震基準ゆかりの地, 日本地震学会広報誌なみふる No.85(2011).
- [49] Newmark, N. M., Current Trends in the Seismic Analysis and Design of High-Rise Structures, Civil Engineering Classics. Copyright holder: Reprinted from Chapt. 16, pp. 403-424, Earthquake Engineering, Robert L. Wiegel, Ed., Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, NJ, pp. 403-424, 1970.
- [50] 田村伊知郎, 松浦真一, 弾塑性応答スペクトルに基づく機器の弾塑性特性に関する考察, JSME Dynamics and Design Conference 予稿集, No.512(2011).
- [51] 田村伊知郎, 松浦真一, 地震力に対する機器・配管系の弾塑性応答評価法 (弾塑性応答スペクトルを用いた多自由度系の動的解析), 日本機械学会論文集, Vol.83, No.850 (2017), DOI:10.1299/transjsme.16-00438.
- [52] 日本建築学会, 鋼構造設計基準-許容応力度設計法-(2005), pp.8-14.