

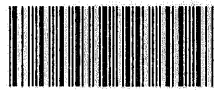
377.5
00

博士学位論文

配管系の簡易弾塑性応答解析法に関する研究

A Study on Simplified Analytical Method
for Elasto-Plastic Response of Piping

横浜国立大学附属図書館



11472408

2003年12月

指導教官 高田 一 教授

横浜国立大学 大学院
工学研究科 生産工学専攻

大谷 章 仁

目 次

第1章 序 論

1.1 研究の背景と目的	1-1
1.1.1 構造物の振動応答と減衰特性	1-1
1.1.2 減衰特性を解析により算定する研究	1-5
1.1.3 本研究の背景と目的	1-6
1.2 本論文の構成	1-10
1章の参考文献	1-12

第2章 弾性域での配管系減衰特性

2.1 緒 言	2-1
2.2 等価減衰比	2-2
2.3 配管系の減衰比計測例と耐震設計用減衰比	2-5
2.4 摩擦を有する支持部での等価線形化法による減衰算定法	2-9
2.5 結 言	2-13
2章の参考文献	2-14

第3章 配管要素の弾塑性変形特性

3.1 緒 言	3-1
3.2 エルボ弾塑性変形特性のシミュレーション	3-2
3.2.1 シミュレーションの目的	3-2
3.2.2 シミュレーション方法	3-2
3.2.3 シミュレーション結果	3-17

3.3	エルボ弾塑性変形特性の評価	3-37
3.3.1	エルボ弾塑性変形特性の評価方法	3-37
3.3.2	等価剛性及び消散エネルギーの近似	3-40
3.3.3	近似式における係数のパラメータによる影響	3-46
3.3.4	エルボ弾塑性特性の一般化された近似式	3-55
3.3.5	エルボ弾塑性特性の一般化された近似式の精度	3-58
3.4	結 言	3-61
	3章の参考文献	3-62

第4章 簡易弾塑性応答解析法

4.1	緒 言	4-1
4.2	配管系モデル加振実験	4-3
4.3	簡易弾塑性応答解析法	4-7
4.3.1	ランダム振動応答と減衰比の定式化	4-7
4.3.2	塑性変形による等価減衰比の定式化	4-14
4.3.3	配管系モデルにおける振動特性値の計算	4-17
4.3.4	簡易弾塑性応答解析法と実験結果の比較	4-21
4.3.5	降伏応力の弾塑性応答特性へ影響	4-31
4.4	結 言	4-33
	4章の参考文献	4-34

第5章 結 論

5.1	結 言	5-1
5.2	今後の課題	5-4

謝 辞

第1章 序 論

1.1 研究の背景と目的

1.1.1 構造物の振動応答と減衰特性

構造物の振動応答は、構造物の質量、剛性、減衰特性、入力波により決定される。近年、汎用有限要素法解析プログラム等の進歩により構造物の形状、材料の機械的特性、質量等を入力すれば構造物の固有振動モードを容易に求められるようになった。また、構造物を線形の振動系として扱くと、市販の有限要素法解析プログラムを用いて任意の入力波に対する構造物の振動応答を容易に計算することもできる⁽¹⁾。ここで問題となるのは、構造物の振動を線形振動系として取り扱えるものかということと、その線形振動系における減衰特性を現すパラメータである減衰比をどのように設定するかということである。

著者は、線形振動系というものを次のように捉えている。

[線形振動系に対する著者の理解]

振動系の存在する空間座標において、時間に関する2階定数係数線形微分方程式⁽²⁾により運動方程式が表され、かつ、微分方程式の全ての定数係数が正値を取るものが線形振動系である。

$$m \cdot \frac{d^2 x}{dt^2} + c \cdot \frac{dx}{dt} + k \cdot x = F(t) \quad (1-1)$$

m : 質量

c : 減衰係数

k : バネ定数

x : 変位

$F(t)$: 外力

逆に非線形の振動系とは、運動方程式が線形微分方程式では表せないもの、または微分方程式における係数が一定の正値を取らないものである。後者は、いずれか係数が負の値をとるもの、もしくは係数が空間、時間、さらにはこれ

ら両方に依存するものである。係数が負の値となる場合、数学的には線形微分方程式であるためあくまで線形であるが、振動系の運動方程式として捉える場合、線形振動系と一般的に考えられるのは係数が正値を取るものであることから、負の係数を有するものについては非線形の振動系として捉えている。

一般の構造物では、構造物の材料そのもの及び構造物を形成する各部材間の結合部において非線形の機械特性が存在し、構造物周りの流体からの影響もあり、厳密にはほとんどのものが非線形の振動系であると言える。しかし、その非線形の程度が小さく線形系として扱っても有意な差異は生じないものも多く、構造物の振動を線形振動系として近似しているのが現実である。さらに、無視できない程度の非線形性を有している場合に対しても、線形振動系として取り扱うことのできる条件をあらかじめ設定し、線形振動系として近似する場合もある。

構造物の振動モードが市販の有限要素法プログラムにより容易に求められるのとは異なり、構造物の減衰特性は、理論的もしくは解析的に求めることが困難である。そのため減衰特性については、構造物の自由振動もしくは周波数応答曲線を実験で取得し減衰比を同定するか、過去の実験結果に基づく値を基準値として使用する場合がほとんどである^{(3)~(5)}。実験的に求められた一般的な構造物の減衰比を表 1-1 に示す。

表 1-1 一般的な構造物の減衰特性 (参考文献(3)からの抜粋)

Table 8-2 Summary of damping values^a

Figure	Sample	Damping factor, ζ							
		Sample size	Standard deviation	Maximum	Average	50% Above	75% Above	90% Above	Minimum
8-14	Suspension bridges	64	0.129	0.0839	0.0117	0.0061	0.0036	0.0024	0.0021
8-15	Steel towers	21	0.0057	0.0286	0.0086	0.0064	0.0048	0.0032	0.0016
8-15	Concrete towers	3	0.0040	0.0191	0.0138	—	—	—	0.0095
8-15	All towers	24	0.0058	0.0286	0.0092	0.0080	0.0051	0.0032	0.0016
8-16	Low excitation, steel buildings	42	0.0105	0.0370	0.0151	0.0130	0.0060	0.0038	0.0029
8-16	Low excitation, concrete buildings	8	0.0070	0.0310	0.0170	0.0140	0.0110	—	0.0100
8-16	Earthquake excitation, steel buildings	24	0.0234	0.1130	0.0510	0.0400	0.0320	0.0200	0.0200
8-16	Earthquake excitation, concrete buildings	34	0.0362	0.1640	0.0685	0.0600	0.0400	0.0200	0.0170
8-16	Low excitation, all buildings	50	0.0100	0.0370	0.0154	0.0130	0.0070	0.0040	0.0029
8-16	Earthquake excitation, all buildings	58	0.0327	0.1640	0.0613	0.0520	0.0350	0.0200	0.0170
8-16	All buildings	108	0.0338	0.1640	0.0400	0.0300	0.0130	0.0060	0.0029
8-17	1- to 10-story steel buildings	54	0.0151	0.0600	0.0257	0.0240	0.0110	0.0060	0.0040
8-17	10- to 20-story steel buildings	52	0.0298	0.2000	0.0253	0.0180	0.0073	0.0060	0.0040
8-17	Over 20-story steel buildings	141	0.0109	0.0500	0.0174	0.0144	0.0092	0.0055	0.0020
8-17	1- to 10-story concrete buildings	116	0.0210	0.1240	0.0266	0.0210	0.0148	0.0100	0.0050
8-17	10- to 20-story concrete buildings	69	0.0255	0.1050	0.0319	0.0214	0.0121	0.0096	0.0069
8-17	Over 20-story concrete buildings	81	0.0252	0.1100	0.0257	0.0140	0.0100	0.0080	0.0040
8-17	All 0- to 10-story buildings	170	0.0193	0.1240	0.0263	0.0211	0.0140	0.0085	0.0040
8-17	All 10- to 20-story buildings	121	0.0276	0.200	0.0290	0.0200	0.0110	0.0070	0.0040
8-17	All over 20-story buildings	222	0.0179	0.110	0.0204	0.0141	0.0100	0.0065	0.0020
8-17	All buildings	513	0.0214	0.200	0.0244	0.0180	0.0110	0.0070	0.0020
8-18	Power-plant piping	162	0.0312	0.1770	0.0399	0.0310	0.0190	0.0080	0.0020
8-19	Heat-exchanger tubing, in air	73	0.0145	0.0796	0.0169	0.0120	0.0079	0.0060	0.0020
8-19	Heat-exchanger tubing, in water	84	0.0110	0.0535	0.0196	0.0170	0.0100	0.0073	0.0051
8-19	All heat-exchanger tubing	157	0.0128	0.0796	0.0183	0.0148	0.0092	0.0066	0.0020
8-20	Steam generator	36	0.0123	0.0507	0.0207	0.0194	0.0092	0.0076	0.0066
8-21	Aluminum skin-stringer panels	116	0.0059	0.0380	0.0164	0.0153	0.0130	0.0100	0.0055
8-21	Titanium skin-stringer panels	21	0.0049	0.0275	0.0168	0.0156	0.0123	0.0094	0.0084
8-21	All skin-stringer panels	137	0.0058	0.0380	0.0165	0.0155	0.0120	0.0100	0.0055
8-22	Aluminum honeycomb panels	26	0.0038	0.0270	0.0186	0.0180	0.0150	0.0130	0.0130
8-22	Graphite-epoxy honeycomb panels	42	0.0050	0.0233	0.0111	0.0094	0.0070	0.0060	0.0050
8-22	Kevlar honeycomb panels	7	0.0053	0.0277	0.0193	0.0155	0.0136	—	0.0136
8-22	All honeycomb panels	75	0.0060	0.0277	0.0145	0.0150	0.0083	0.0069	0.0050

^a See figures for references. 50% Above = Median value, that is, value such that 50% of damping factors exceed this value. 75% Above = Semi-Quartile value, that is, value such that 75% of damping factors exceed this value. The Average, 50% Above, and 75% Above values are recommended for design.

減衰はその発生機構に基づき名前の付けられているもの、発生する対象物に由来し名前がつけられているものがあり^{(6)~(8)}、著者は以下のように分類できると思われる。

[発生機構に基づく減衰の分類]

- ・ クーロン摩擦減衰（摩擦減衰）
- ・ 粘性減衰（線形減衰）
- ・ 速度二乗減衰
- ・ 材料減衰（内部減衰）

[発生対象に由来する減衰の分類]

- ・ 構造減衰
 - ・ 構造物の材料減衰
 - ・ 構造物を構成する要素の結合部での摩擦等による減衰
 - ・ 構造物の支持点における摩擦等による減衰
- ・ 基礎逸散減衰
- ・ 構造物周りの流体により生じる減衰

基礎逸散減衰を除く後者の分類の減衰では、前者の減衰のいずれかの発生機構もしくは複数の発生機構が混在した形で存在するものと考えられる。なお、基礎逸散減衰は、構造物の固定点が現実には完全固定ではなく微小な動きを伴うため、構造物の運動エネルギーが不完全な固定点へ波動として伝達され逸散されるという減衰効果である。

1.1.2 減衰特性を解析により算定する研究

材料減衰については、振動実験により求めた試験片の減衰特性を基に、構造物の減衰特性を構造物に生じるひずみエネルギーに関係付け、解析により減衰を算定するという研究が行われている⁽⁹⁾。これは、構造物の減衰特性において、材料減衰が支配的である場合、例えば一端を完全に固定された片持ち梁形状の構造物では、この減衰特性の解析法は有効である。前述のように、これまで構造物の減衰特性をほとんど実験で求めていたことを考えると、解析的に減衰特性を求めるこの研究は非常に重要な研究と思われる。

構造減衰については、配管系を対象とした減衰算定の研究が行われている^{(10)~(15)}。配管系の各支持部における逸散エネルギーを実験及び解析的に求め、前述の発生機構に基づく減衰の特性として定式化することにより、多様な構造を有する配管系の減衰特性を算定するという研究が行われている。この研究では配管系の支持具（ハンガ、スナバ、レストレイント）各々における逸散エネルギーを実験により求め、これを近似式により定式化することで、配管系の応答により生じる逸散エネルギーを求め、配管系の減衰特性を求めている。ただし、これら逸散エネルギーは、振動数及び振幅に依存する形で定式化されており非線形の減衰特性となる。そのため、振動数及び振幅に依存する非線形の減衰を等価線形化した減衰比として取り扱っている。現行の原子力発電プラント配管系の耐震設計に用いられている耐震設計用減衰定数⁽¹⁶⁾は、上記の研究に基づき複数の実機配管系の等価減衰比が算定され、その結果を基に設計上保守的に設定されたものである。

1.1.3 本研究の背景と目的

配管系は円管の連続体であり、その内部に流体を通過させる搬送路、管路としての機能を有する。発電プラント、化学プラント、機械設備等のほとんどの産業施設において配管系はなくてはならない存在と言える。配管系は、空間的な制約と流体を搬送するという目的において、曲がり管、分岐管が用いられ、直管との組み合わせにより様々な立体的配置がなされる。また、配管内の流体の流量調整、圧力調整の目的において配管系の中に種々の弁が組み込まれることとなる。さらに、配管及びこれに含まれる内部流体による自重を支持する目的で、配管各部の要所に支持装置が設けられる。

支持装置の中には自重を支持するだけでなく、地震により発生する荷重、内部の流体により発生する流体力を支持するために設けられるものもある。このような支持構造物についても、配管と同様に多様な配置の可能性が有るだけでなく、支持構造物そのものも多種、多様な構造を有する。既に記述している「配管系」という言葉であるが、これは、管、曲がり管、分岐管等の管路としての要素と、弁等の機器及びこれらを支持する構造物の全ての総称であり、まさに系、システムとして捕らえられるべきものである。

配管系を振動系としてみた場合には、上記のような多様な配置及び多種多様な支持条件であることから、同一の振動特性を有するものはほとんど無い。むしろ同一の振動特性を有する配管系の存在は、意図的に設計、施工がなされなければ有り得ないものと言っても過言ではない。

一つの配管系を見た場合、立体的な構造を有し質量が分布する連続体であり、かつ比較的フレキシブルな構造であることから、多くの固有振動モードを有する。さらに、この固有振動モード、すなわち振動を生じやすい配管系の変形形状に関係すると考えられる減衰特性も多様なものになる。以上のように配管系の振動特性は多種多様なものであると言える。

ハンガ (自重支持装置)

スナバ (地震荷重支持装置)

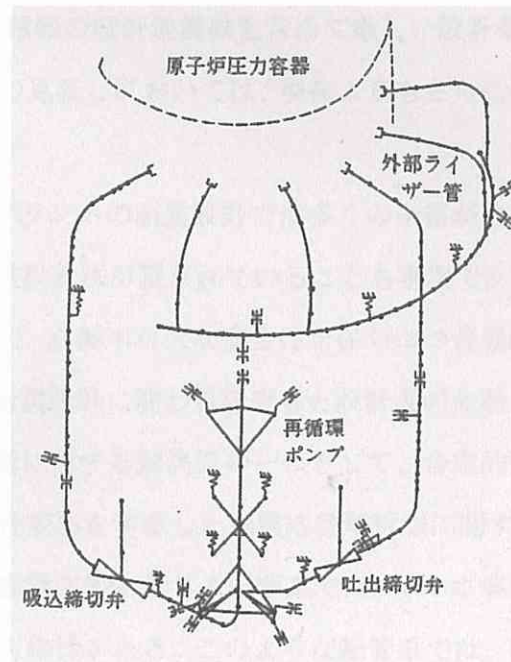
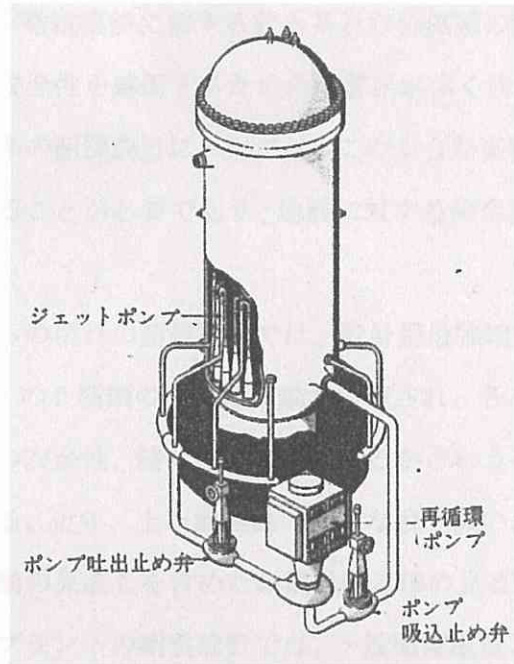


図 1-1 原子力発電プラントの配管系の例 (参考文献(4)からの抜粋)

世界有数の地震多発国である日本では、産業施設の設計において耐震評価が重要な評価項目のひとつであり、構造物に要求される耐震性に設計が左右される場合もある。原子力発電プラントにおける配管系もその中の一つで、支持構造物の配置は配管系の耐震性を考慮して決定されるものが多い。特別な安全性が要求される原子力発電プラントでは、発電機能に要する給水系及び蒸気系の配管以外に、非常時に炉心を冷却する等の安全性を確保するための配管系が多く設置されている。原子力発電プラントの配管系の耐震設計においては、このような多種多様の重要な配管系の振動特性を把握することが必要であり、地震に対する健全性を適切に評価しなければならぬ。

原子力発電プラントの現行の耐震設計では、設計用最強地震 (S_1 地震) 及び設計用限界地震 (S_2 地震) の 2 種類の設計地震動が考慮され、各々の地震動の想定に対してどのレベルまでの安全性、健全性が必要であるかということを中心に、構造強度の評価が行われている。近年、上下地震動の動的な取り扱い、大規模直下型地震の想定等、設計用地震動の見直しを含めた耐震設計基準の見直しが進められている。

現行の原子力発電プラントの耐震設計では、一般産業施設より高い耐震性が要求されており、上記 2 種類の設計地震動も含めて厳しい設計条件が課せられている。今後の耐震設計基準の見直しにおいては、現在よりもさらに厳しい設計条件が要求されると考えられる。

一方、原子力発電プラントの耐震設計では多くの余裕が取られていると考えられており、合理的な耐震設計法が望まれていることも事実である。地震という予測困難な自然現象に対して、必要不可欠な安全性を保ちつつ合理的な耐震設計法を構築することは、昨今の耐震設計に関わる研究者と設計者の命題になっていると思われる。著者は、この命題に対する解決策の一つとして、合理的耐震設計法の構築を目的とした配管系の塑性変形を考慮した地震応答解析法に関する研究を行った。

地震により大きな振動応答を生じる配管系では、エルボ等の配管系の一部において塑性変形を生じる可能性がある。このような配管系では、塑性変形に伴うエネルギー消散が生じ配管系の振動応答は低減されると言われている。

日本の原子力発電プラント配管系の耐震設計基準では、地震により生ずる配管の応力を計算し、塑性崩壊を防止するための一次応力評価、交番応力の発生に対する

疲労評価が規定されている。設計用限界地震 (S_2 地震) に対する評価では、配管に許容され得る応力は配管材料の降伏応力以上の値となっており、塑性変形の発生が想定されている。

本研究は、配管系での塑性変形により生じる減衰効果を適切に捉え、塑性変形が生じる振動応答を合理的に算定することのできる解析法の構築を目指すものである。

1.2 本論文の構成

本研究で取り扱う配管系の弾塑性応答では、非線形の減衰特性を把握することが重要となることから、第1章では非線形振動系の定義と、一般的な構造物の減衰特性の種類、分類について述べている。また、本研究において参考とした減衰特性の定式化に関する既往研究について紹介している。なお、参考とした既往研究の代表的なものについては、次章においてより詳細な説明を記述している。さらに、本研究の位置付け及び目的として、研究対象となる配管系の振動応答の特徴、合理的耐震設計の必要性、その解決策と考えられる塑性応答特性把握の必要性を述べている。

第2章では、現行の配管系の耐震設計に用いられている耐震設計用減衰定数、配管系での減衰比実測結果に関する文献を示している。また、前章において紹介した既往研究の中の代表的な例として、配管系の支持部における摩擦・衝突による非線形減衰効果の定式化例について述べ、等価線形化法による等価減衰算定例を示した。本研究において検討を行った配管系の塑性変形による減衰特性の定式化では、この既往研究の方法を参考とした定式化を行ったものである。

第3章では、配管系の中の構造不連続部であり塑性変形を生じる可能性が高いと考えられる配管継手のエルボを取り上げ、FEMを用いたシミュレーションにより求めた履歴特性を示している。また、このエルボでの履歴特性を摩擦モデルにより近似し、塑性変形を生じるエルボの等価剛性及び消散エネルギー(履歴エネルギー吸収量)を、シミュレーション結果との比較に基づき近似式で表している。この近似式における係数をエルボの形状等により特性値の多項式により表すことで、面内曲げにより塑性変形を生じるエルボでの等価剛性及び消散エネルギーの近似式に対する一般化を図った。

第4章では、前章で定式化された塑性変形を生じるエルボの減衰特性に基づく簡易弾塑性応答解析法について述べている。この簡易弾塑性応答解析法は、塑性変形を生じる配管系の最大振動応答量を求めるための解析法である。この解析法では、減衰比と最大振動応答量の関係及び最大振動応答量と塑性変形により生じるエルボの消散エネルギーの関係を定式化し、両方の関係が同時に成立する条件、すなわち

配管系の最大振動応答量と等価減衰比を収束計算するものである。解析法の検証には、防災科学技術研究所で実施された配管系モデル加振実験結果を用いた。本研究での簡易弾塑性応答解析法による計算結果は、上記加振実験結果をほぼ再現できることがわかった。この解析法では、エルボの塑性変形の進行に伴う等価剛性の低下、これによる運動エネルギーの消失を等価減衰比の計算に考慮している。

第5章は、各章における検討内容、成果及び本研究における今後の課題についてまとめている。

[第1章の参考文献]

- (1) 日本機械学会編、耐震設計と構造動力学、日本工業出版、1985年
- (2) 矢野健太郎、石原繁共著、大学演習 解析学概論、東京裳華房発行
- (3) R. D. Blevins, Flow-Induced Vibration Second Edition, Krieger Publishing Company
- (4) American Society of Mechanical Engineers, 1986, Boiler and Pressure Vessel Code, Code Cases, Nuclear Components, Case N-411, Alternative Damping Values for Response Spectra Analysis of Class 1, 2, and 3 Piping.
- (5) A. G. Ware, The history of Allowable Damping Values for U. S. Nuclear Plant Piping, Transactions of the ASME, Journal of Pressure Vessel Technology 25th Anniversary Issue, pp. 284-290
- (6) 國枝正春著、実用機械振動学、理工学社
- (7) 長松昭男、内山勝、斉藤忍、鈴木浩平、背戸一登、原文雄、藤田勝久、山川宏、吉田和夫 編、ダイナミクスハンドブック 運動・振動・制御、朝倉書店
- (8) 背戸一登、丸山晃市 著、振動工学 解析から設計まで、森北出版株式会社
- (9) 日本機械学会、RC187 ダンピング技術の統合化に関する調査研究分科会、研究報告書(I)、(II)、2003年6月6日発行
- (10) Shibata H. et al., Investigation on the Design Damping Values for Seismic Analysis of Nuclear Power Plant Piping System, Paper K11/ 3, Fifth Structural Mechanics in Reactor Technology Conference, Berlin, West Germany, 1979.
- (11) Shibata, H. et al., A study on Damping Characteristics of Equipments and Piping Systems for Nuclear Power Plant Facilities (Seismic Damping Ratio Evaluation Program), Paper K13/ 4, Sixth Structural Mechanics in Reactor Technology Conference, Paris, France, 1981.
- (12) Shibata, H. et al., Test and Evaluation about Damping Characteristics of Hanger Supports for Nuclear Power plant Piping Systems (Seismic

- Damping Ratio Evaluation Program), Paper K 6/ 4, Sixth Structural Mechanics in Reactor Technology Conference, Paris, France, 1981.
- (13) Shibata, H. et al., A Experimental Study of Damping Characteristics with Emphasis of Insulation for Nuclear Power Plant Piping Systems (Seismic Damping Ratio Evaluation Program), Paper K 6/ 5, Sixth Structural Mechanics in Reactor Technology Conference, Paris, France, 1981.
- (14) H. Shibata, et al., "A Damping Characteristics of Piping Systems in Nuclear Power Plants," ASME PVP-Vol.73, 1983, pp151-178
- (15) Igusa, T. et al., Methods of Analysis of Piping Systems with Nonlinear Vibration Absorbers, 11th Structural Mechanics in Reactor Technology Conference, K34/ 1, 1991, pp.511-516.
- (16) 日本電気協会、電気技術指針、原子力編、原子力発電所耐震設計技術指針、JEAG-4601-1991 追補版

第 2 章 弾性域での配管系減衰特性

2.1 緒 言

配管系の減衰比は、配管本体における材料減衰、配管を支持する支持装置における減衰効果及び配管に取り付けられる保温材等の相対運動による減衰効果が寄与すると考えられている。実際の配管系の多くは鋼管により構成されているが、一般的に、この鋼管の変形に伴う材料減衰については、支持装置での減衰効果よりも小さいと言われている。

配管系におけるハンガ、スナバ、レストレイント等の支持装置における減衰効果については、実験に基づく定式化が行われており、これら支持装置における減衰効果は、振動数及び振幅に依存する非線形の減衰効果であることが確認されている。実際の耐震解析においてこの減衰効果が考慮される場合、配管系の地震応答における振動数範囲及び応答レベルにおける等価線形化された減衰比が用いられることとなる。

本章では、弾塑性応答特性を把握する上で重要となる非線形減衰特性の等価線形化について述べると共に、その定式化の例を示す。なお、ここで取り扱う減衰比は、配管系の弾塑性応答特性が出現する前段階の弾性域におけるものである。

2.2 等価減衰比

非線形の減衰効果を等価な線形減衰比として表す場合には、一般的に下式が用いられる。

$$\zeta_{eq} = \frac{\Delta E}{4 \cdot \pi \cdot E} \quad (2-1)$$

ΔE : 消散エネルギー
 ζ_{eq} : 等価減衰比
 E : 系の振動エネルギー

上式が線形振動系における減衰比に相当することは、次のように説明することができる。

1 自由度の線形振動系の運動方程式は次式で表すことができる。

$$m \cdot \ddot{x} + c \cdot \dot{x} + k \cdot x = F(t) \quad (2-2)$$

この振動系の固有角振動数及び減衰比は次式で定義される。

$$\omega = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (2-3)$$

$$\zeta = \frac{c}{c_c} = \frac{c}{2\sqrt{m \cdot k}} = \frac{c}{2 \cdot m \cdot \omega} \quad (2-4)$$

ω : 固有角振動数
 ζ : 減衰比
 m : 質量
 c : 減衰係数
 c_c : 臨界減衰係数

これらの式で表される線形の減衰効果は、速度に比例する減衰、粘性減衰によるものである。粘性減衰の履歴特性は図 2-1 に示すように楕円曲線となる。

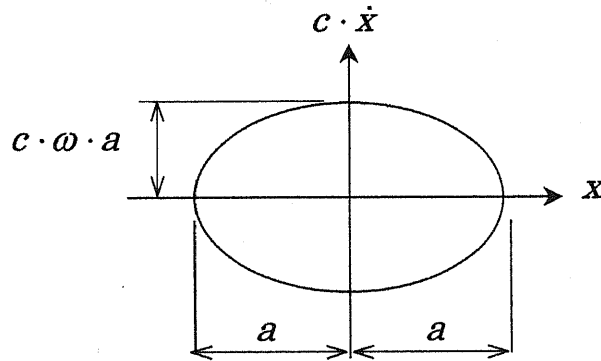


図 2.1-1 粘性減衰の履歴特性

粘性減衰の消散エネルギー ΔE は、この楕円の内部面積として求めることができ、次式により表される。

$$\Delta E = \pi \cdot c \cdot \omega \cdot a^2 \quad (2-5)$$

式 2-5 を式 2-1 に代入し、振動エネルギーがバネ要素に蓄えられるポテンシャルエネルギーであることを考慮すると、次式に示すとおり式 2-1 と式 2-4 で表される減衰比が等価であることがわかる。

$$\begin{aligned} \zeta &= \frac{\pi \cdot c \cdot \omega \cdot a^2}{4 \cdot \pi \cdot \left(\frac{1}{2} \cdot k \cdot a^2 \right)} \\ &= \frac{c \cdot \omega}{2 \cdot k} = \frac{c}{2 \cdot \frac{k}{\omega}} = \frac{c}{2 \cdot \frac{k}{\sqrt{m \cdot k}}} = \frac{c}{2 \cdot \sqrt{m \cdot k}} \end{aligned} \quad (2-6)$$

上式の関係は履歴特性が楕円曲線となる粘性減衰における関係であり、式 2-1 における分母の $4 \cdot \pi$ の定数は、消散エネルギーと振動エネルギーの比率を、減衰比の定義式に対応させるための係数として理解することができる。なお、減衰効果を表す指標には、ここで述べた減衰比、損失係数、対数減衰率、Q 係数等があり、それぞれにおいて定義が異なり、例えば減衰指標の一つである損失係数を表すには上記の分母の定数として $2 \cdot \pi$ が用いられることとなる⁽¹⁾。

非線形の減衰効果を等価な線形減衰として取り扱う場合、消散エネルギーが減衰特性を表す基本量であるとし、非線形の減衰効果における消散エネルギーを粘性減衰の消散エネルギーに換算することによって、等価減衰比を表すこととなる⁽²⁾。

2.3 配管系の減衰比計測例と耐震設計用減定数

原子力発電プラントの耐震設計基準で定められている配管系の耐震設計用減衰定数は、表 2.3-1 及び表 2.3-2 に示すとおり 0.5~2.5% の値として定められている。これは、配管を支持する支持具（支持装置及び支持構造物）の種類と個数及び保温材の有無により異なる値として設定されている⁽³⁾。

これらの値は実験に基づく支持具での消散エネルギー近似式を基に、多くの実機配管系の減衰比を算定し、これらの下限値に基づき定められた値である⁽³⁾、⁽⁴⁾。この減衰比の算定式は応答変位および振動数に依存する式となるが、実機配管系の減衰比の算定においては、地震応答での有意な振動数範囲と応答変位レベルを基に条件が設定されることとなる。

実際の配管系において計測された減衰比を図 2.3-1~4 に示す⁽⁵⁾。図 2.3-1 及び図 2.3-2 に示す減衰比は、火力発電所における配管系の減衰比の計測値を示している。図 2.3-3 及び図 2.3-4 は原子力発電プラントにおける配管系の減衰比の計測値が示されたものである。これらの図は異なる複数の配管系の減衰比が示されていることもあり、減衰比は 0.1% から数 10% の間でおおきくばらついていること、振動数が高くなると減衰比が小さくなる傾向にあることを確認することができる。

表 2.3-1 原子力発電所諸設備の耐震設計用減衰定数

(参考文献(5)からの抜粋)

表 1 1 原子力発電所諸設備の耐震設計用減衰値

設 備	減衰定数 (%)
鉄筋コンクリート構造物	5.0
建屋鉄骨構造物	2.0
溶接構造物	1.0
ボルト結合構造物	2.0
配管	0.5 ~ 2.5
空調用ダクト	2.5
ケーブルトレイ	5.0
機械装置 (ポンプ・ファン)	1.0
電気盤	4.0
スロッシング	0.5
燃料集合体 (BWR)	7.0
燃料集合体 (PWR)	10.0 ~ 15.0
制御棒駆動機構 (BWR)	3.5
制御棒駆動機構 (PWR)	5.0
1次冷却設備 (PWR)	3.0

表 2.3-1 原子力配管系の耐震設計用減衰定数

(参考文献(3)からの抜粋)

表 1 2 原子力配管系の耐震設計用減衰値

区分	説 明	減衰定数 (%)	
		保温材有	保温材無
I	スナッパ及び架構レストレイント支持が主体の配管系で (支持数が4個以上のもの)	2.5	2.0
II	スナッパ、レストレイント、ハンガ等を有する区分I以外の配管系 (アンカ及びUボルトを除く支持具数が4個以上のもの)	1.5	1.0
III	区分I, II 以外の配管	1.0	0.5

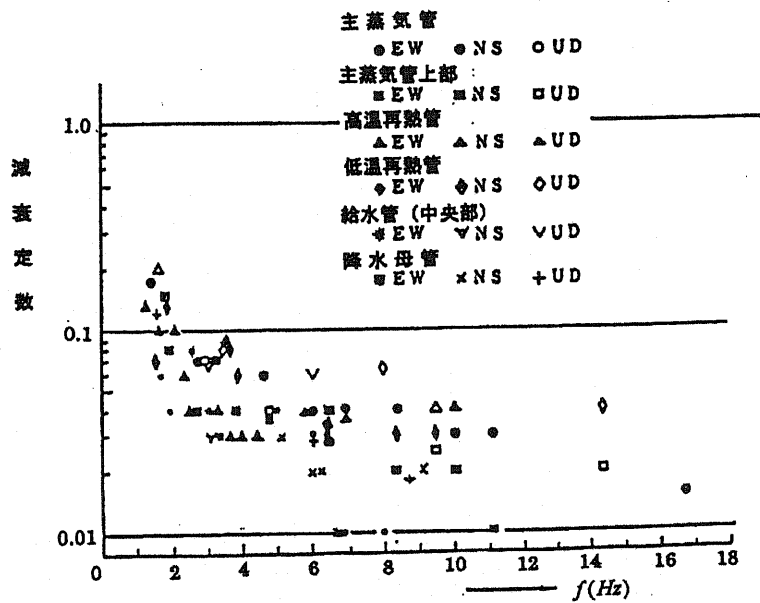


図 12 火力発電所配管系の減衰定数実測例 (K 火力発電所)

図 2.3-1 火力発電所配管系の減衰比計測値 (その 1)

(参考文献(5)からの抜粋)

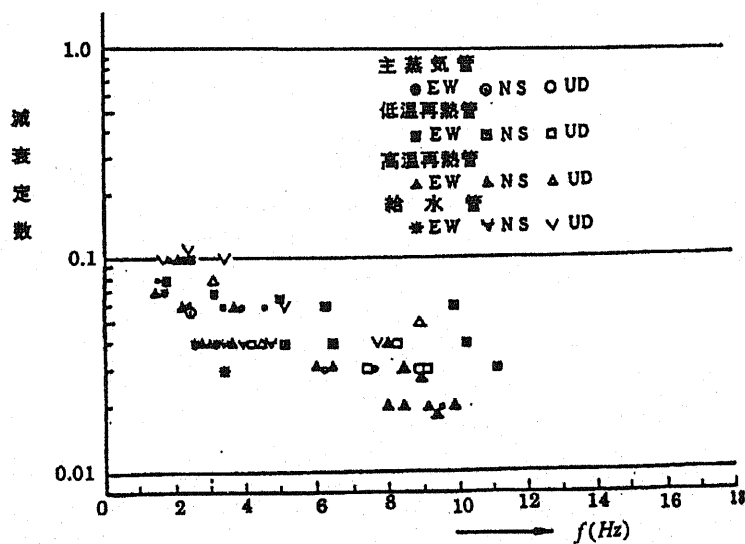


図 13 火力発電所配管系の減衰定数実測例 (Y 火力発電所)

図 2.3-2 火力発電所配管系の減衰比計測値 (その 2)

(参考文献(5)からの抜粋)

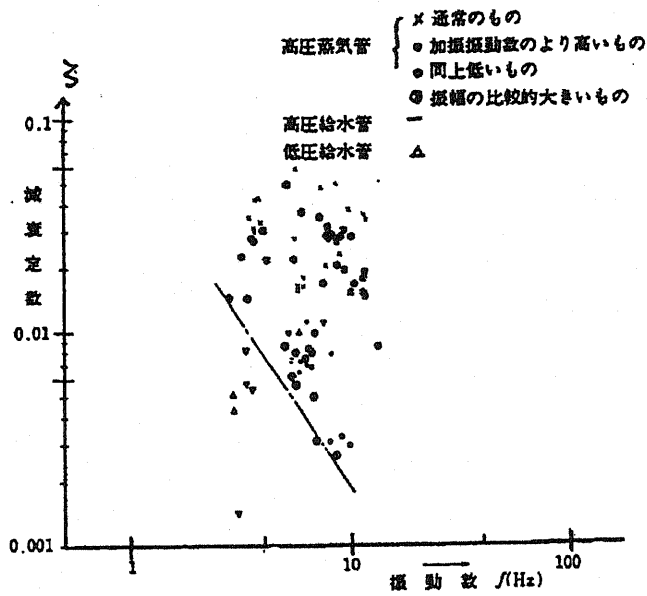


図14 原子力発電所配管系の減衰定数実測例 (日本)

図 2.3-3 国内の原子力発電所配管系の減衰比計測値

(参考文献(5)からの抜粋)

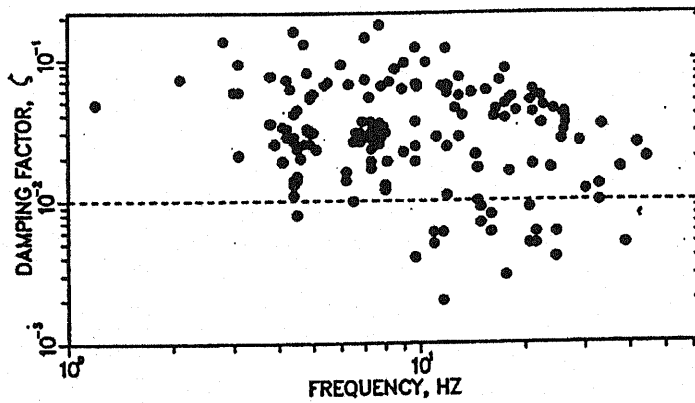


図15 原子力発電所配管系の減衰定数実測例 (米国)
(Hadjian and Tang, 1988)

図 2.3-4 米国の原子力発電所配管系の減衰比計測値

(参考文献(5)からの抜粋)

2.4 摩擦を有する支持部での等価線形化法による減衰算定法

本項では、配管の支持部における減衰特性を定式化した既往研究⁽⁶⁾を例とし、等価線形化法による減衰算定法の説明を行う。

この既往研究では、比較的口径の小さい配管系に用いられる支持装置、Uボルト支持部における摩擦及び衝突による履歴特性より、ここで生じる消散エネルギーを定式化している。Uボルト支持部の構造を図 2.4-1 に示す。

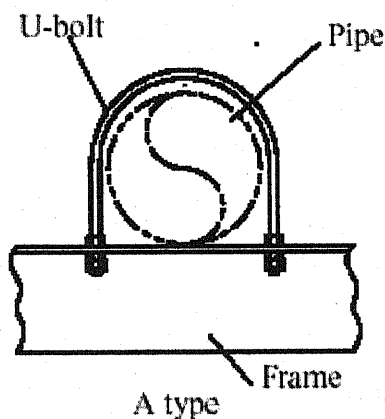
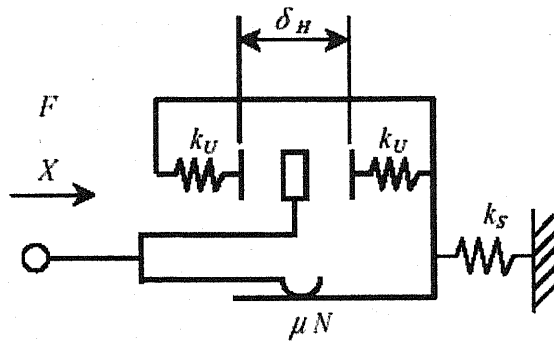


図 2.4-1 Uボルトによる支持部の構造

(参考文献(4)からの抜粋)

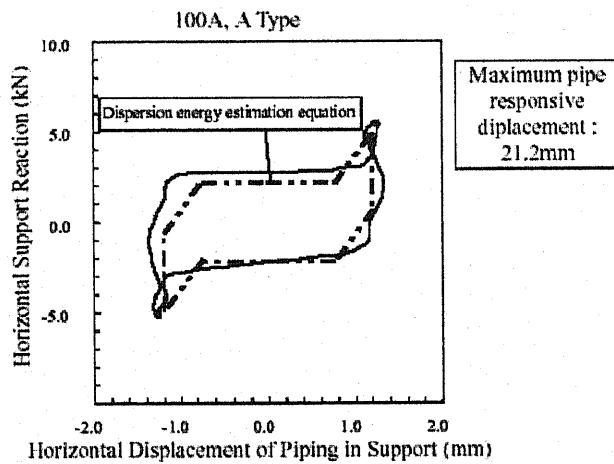
Uボルトによる支持部では、配管はL型鋼（アングル材）により自重を支持され、配管軸直方向をL型鋼に締結されたUボルトにより拘束される。この支持部における摩擦及び衝突の履歴特性をモデル化したのが図 2.4-2 である。このモデルにより求められる支持部における履歴特性と、実験結果との比較を図 2.4-3 に示す。



δ_H : Mass of horizontal clearance (Sum of both sides)
 k_U : U-bolt rigidity
 k_S : Frame rigidity (Considered as sufficient rigidity)
 μN : Frictional force

Fig. 7 U-bolt friction and collision model

図 2.4-2 Uボルトによる支持部のモデル化
 (参考文献(4)からの抜粋)



$(M=240\text{kg}, L=1.5\text{m}, \delta_f=2\text{mm}, \text{dispersion energy estimation equation parameters: } \delta_H=1.5\text{mm}, \mu=0.45, k_U=6\text{kN/mm})$

Fig. 8 Comparison with load displacement curves obtained from dispersion energy estimation equations and test results

図 2.4-3 履歴特性の実験結果との比較
 (参考文献(4)からの抜粋)

支持部における力学モデルを用いた消散エネルギーの定式化として、下式が示されており、実験結果との比較が図 2.4-4 に示されている。

$$\begin{aligned}
 & i) F \leq \mu N \\
 & \quad \Delta E = 0 \\
 & ii) F > \mu N \\
 & \quad \Delta E = 4 \cdot \mu \cdot N \cdot \frac{\delta_H}{2} + 4 \cdot \mu \cdot N \cdot \frac{F - \mu \cdot N}{k_U}
 \end{aligned}
 \tag{2-7}$$

μ : 動摩擦係数

δ_H : 配管とUボルトの水平方向隙間量 (両側の和)

F : 配管支持部での水平方向支持反力

N : 鉛直支持反力

k_U : Uボルト剛性

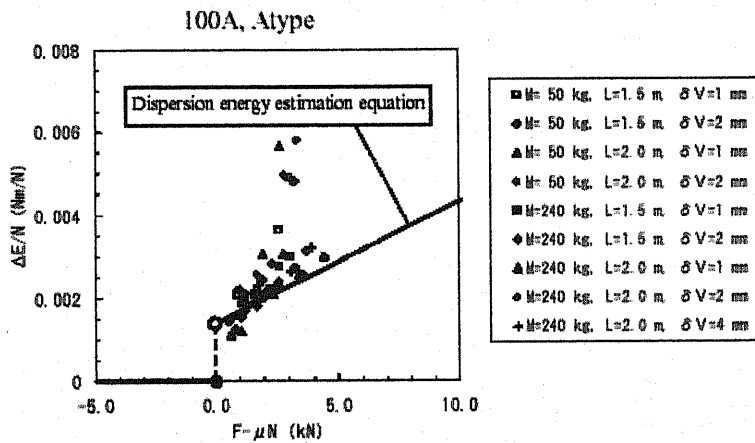


Fig. 9 Comparison between dispersion energy obtained from dispersion energy estimation equation and test results

図 2.4-4 消散エネルギーの実験結果との比較

(参考文献(4)からの抜粋)

この式を用いて算定された、実際の配管系の減衰比を図 2.4-5 に示す。この既往研究では、Uボルト支持点の数により、減衰比がどのように分布しているのかを検討し、結果として4個以上のUボルトにより支持される配管系の設計用減衰定数として2.0%を用いることを提案している。なお、ここで検討されたように摩擦が主体となる場合には、配管系の応答変位が大きくなるに従い等価減衰比は小さくなる。

式 2-8 に示す等価減衰比の式では、分母の振動エネルギー E が振動応答変位 2 乗に比例して大きくなるのに対し、摩擦により消散されるエネルギーは応答変位の 1 乗に比例する。従って、これらの比率となる等価減衰比は応答変位に反比例することとなる。

$$\zeta_{eq} = \frac{\Delta E}{4 \cdot \pi \cdot E} = \frac{\Delta E}{4 \cdot \pi \cdot \left(\frac{1}{2} \cdot K \cdot X^2 \right)} \quad (2-8)$$

K : モード剛性

X : 応答変位

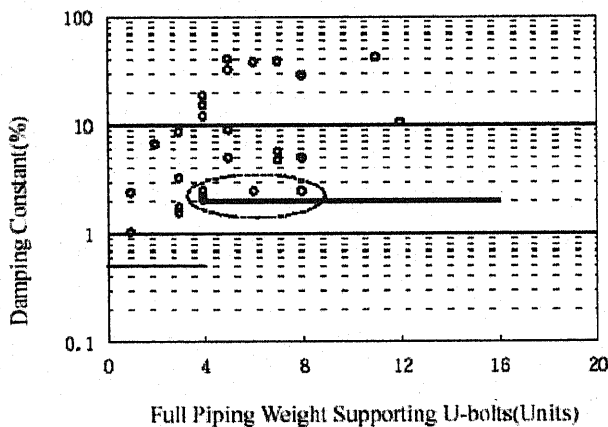


Fig. 13 Damping estimation results for U-bolt supported piping systems (displacement 2.5mm)

図 2.4-5 消散エネルギーの実験結果との比較

(参考文献(4)からの抜粋)

2.5 結 言

本章では、配管系の弾性域の減衰比として、現行の耐震設計用減衰比、これを定める基となった実機配管系での減衰比計測値及び等価線形化法を用いた配管系の減衰比算定方法に関する調査結果をまとめた。

実機配管系の減衰比では、国内の火力発電所および原子力発電所の配管系、米国の原子力発電所における配管系の減衰比計測値を例として挙げた。これらによると、配管系の減衰比は数%以下のものから数10%に達するものまでが存在し、ばらつきの大きいものであることがわかった。また、これらの計測値の傾向として、振動数と共に、減衰比が小さくなる傾向にあることも確認された。さらに、米国の設計基準における減衰比では、この振動数低下に伴う減衰比の減少が考慮されていることもわかった。

国内での配管系の耐震設計用減衰比に関する研究としては、Uボルトにより支持される配管系の支持部での消散エネルギーを定式化し、等価減衰比を算定する研究が行われている。この研究は、実際の配管系の等価減衰比を算定した結果を、支持具数の違いによりこの等価減衰比を整理し、新たな設計用減衰比を提案するものであった。配管系の弾性域の減衰比としては、支持部における減衰効果が主体であると考えられ、その支持部における摩擦、摺動が支配的であると推察される。

本章で調査した等価線形化法による減衰比算定方法は、以降の章における配管系の弾塑性応答における等価減衰比の定式化の基本的な考え方となるものである。

[第2章の参考文献]

- (1) 長松昭男、内山勝、斉藤忍、鈴木浩平、背戸一登、原文雄、藤田勝久、山川宏、吉田和夫 編、ダイナミクスハンドブック 運動・振動・制御、朝倉書店、pp150、「表 4.2.1 各種減衰指標の比較対応」
- (2) 國枝正春著、実用機械振動学、理工学社、pp.84、「4.9 減衰容量と等価粘性減衰」
- (3) 日本電気協会、電気技術指針、原子力編、原子力発電所耐震設計技術指針、JEAG-4601-1991 追補版、pp159~180、「第6章 機器配管系の耐震設計、1.機器・配管系の設計用減衰定数」
- (4) H. Shibata, et al., "A Damping Characteristics of Piping Systems in Nuclear Power Plants," ASME PVP-Vol.73, 1983, pp151-178
- (5) 日本機械学会、RC187 ダンピング技術の統合化に関する調査研究分科会、研究報告書(I)、(II)、2003年6月6日発行、pp151~173、「5-1 構造物の減衰値 -実測と設計値-」
- (6) Kei KOBAYASHI et al., Improvement of the Damping Constants for Seismic Design of Piping System for NPP, Proceedings of 10th International Conference on Nuclear Engineering.
- (7) American Society of Mechanical Engineers, 1986, Boiler and Pressure Vessel Code, Code Cases, Nuclear Components, Case N-411, Alternative Damping Values for Response Spectra Analysis of Class 1, 2, and 3 Piping.
- (8) A. G. Ware, The history of Allowable Damping Values for U.S. Nuclear Plant Piping, Transactions of the ASME, Journal of Pressure Vessel Technology 25th Anniversary Issue, pp.284-290

第3章 配管要素の弾塑性変形特性

3.1 緒 言

配管系を構成する直管、エルボ、ティ、レジューサなどの管継手は、配管系において形状及び機械的特性の不連続部であることから、地震応答により局部的に応力が集中する。そのため、このような管継手では、設計において直管部分より大きな応力係数が用いられ強度評価が行われている。配管系の中で、比較的塑性変形が生じやすいと考えられるのも、このような管継手部分である。

管継手の中で、一般に多く用いられているものの一つとしてエルボが挙げられる。エルボの強度は配管系の健全性を左右する可能性が高く、多くの研究が行われ解析方法、設計基準に反映されている^{(1),(2)}。本研究においてもこのエルボを取り上げ、機械的な特性である弾塑性変形特性に着目した検討を行うこととした。

配管系は立体的な構造を有するため複数のエルボが配置される。図 3.1-1 に簡単な配管配置の一例を示す。この図に示すように振動が生じる場合、面内曲げを受けるエルボと面外曲げを受けるエルボが混在していることがわかる。一般的に強度上厳しく、より塑性変形が生じやすいのは面内曲げと言われている。

本研究では、エルボの面内曲げによる弾塑性変形特性について検討を行った。

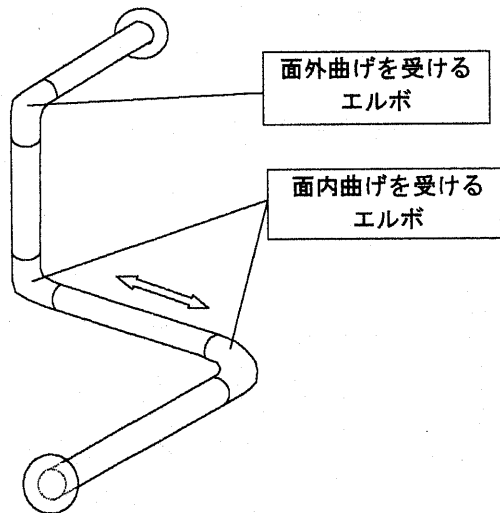


図 3.1-1 配管配置の一例

3.2 エルボ弾塑性変形特性のシミュレーション

3.2.1 シミュレーションの目的

配管系の中の塑性変形を生じやすい管継手としてエルボを取り上げ、塑性変形を生じる場合の機械的特性の変化、すなわち剛性及び消散エネルギー（履歴エネルギー吸収）の把握を目的として、FEMを用いたシミュレーションを行った。

塑性変形を生じやすい管継手の機械的特性を把握することは、配管系における振動特性及び減衰特性を把握する上で重要である。管継手の一つであるエルボが塑性変形を生じる場合の荷重変位特性には、塑性変形に伴うヒステリシスが現れる。本研究では、塑性変形を生じるエルボの剛性及び減衰特性を、変形量に依存する等価剛性及び消散エネルギーとして取り扱った。なお、本章で検討されるエルボの消散エネルギーは、次章における弾塑性振動応答解析において、塑性変形に伴う配管系の減衰特性の定式化に用いられる。

3.2.2 シミュレーション方法

(1) シミュレーション対象

構造、製造方法で分類すると、エルボには大きく分けて以下の3種類がある。

- ・ 差込式エルボ（鋳造品） : 小口径
- ・ 突合せ溶接式エルボ（引抜成形品） : 中口径
- ・ 突合せ溶接式エルボ（鋼板溶接組立成形品） : 大口径

本研究では、原子力発電プラントの配管系に多く用いられている配管用鋼製突合せ溶接式継手 90° エルボ⁽³⁾を対象に検討を行うこととする。この種のエルボの標準形状を表 3.2-1 にまとめて示す。

表 3.2-1 配管用鋼製突合せ溶接式継手 90° エルボ (引抜成形品) の標準形状

呼び寸法		公称寸法 ¹⁾					形状特性値 ²⁾		
口径		肉厚	外径	肉厚	曲げ半径		D/t	R/D	
A	B	Sch	D (mm)	t (mm)	R (mm)			ロング	ショート
mm	inch				ロング	ショート			
100	4	40	114.3	6.0	152.4	101.6	19.1	1.33	0.89
		80	114.3	8.6	152.4	101.6	13.3	1.33	0.89
		120	114.3	11.1	152.4	101.6	10.3	1.33	0.89
		160	114.3	13.5	152.4	101.6	8.5	1.33	0.89
125	5	40	139.8	6.6	190.5	127.0	21.2	1.36	0.91
		80	139.8	9.5	190.5	127.0	14.7	1.36	0.91
150	6	40	165.2	7.1	228.6	152.4	23.3	1.38	0.92
		80	165.2	11.0	228.6	152.4	15.0	1.38	0.92
		120	165.2	14.3	228.6	152.4	11.6	1.38	0.92
		160	165.2	18.2	228.6	152.4	9.1	1.38	0.92
200	8	40	216.3	8.2	304.8	203.2	26.4	1.41	0.94
		80	216.3	12.7	304.8	203.2	17.0	1.41	0.94
		100	216.3	15.1	304.8	203.2	14.3	1.41	0.94
		120	216.3	18.2	304.8	203.2	11.9	1.41	0.94
250	10	40	267.4	9.3	381.0	254.0	28.8	1.42	0.95
		80	267.4	15.1	381.0	254.0	17.7	1.42	0.95
		100	267.4	18.2	381.0	254.0	14.7	1.42	0.95
		120	267.4	21.4	381.0	254.0	12.5	1.42	0.95
300	12	40	318.5	10.3	457.2	304.8	30.9	1.44	0.96
		80	318.5	17.4	457.2	304.8	18.3	1.44	0.96
		100	318.5	21.4	457.2	304.8	14.9	1.44	0.96
		120	318.5	25.4	457.2	304.8	12.5	1.44	0.96
350	14	40	355.6	11.1	533.4	355.6	32.0	1.50	1.00
		80	355.6	19.0	533.4	355.6	18.7	1.50	1.00
		100	355.6	23.8	533.4	355.6	14.9	1.50	1.00
		120	355.6	27.8	533.4	355.6	12.8	1.50	1.00
400	16	80	406.4	21.4	609.6	406.4	19.0	1.50	1.00
		100	406.4	26.2	609.6	406.4	15.5	1.50	1.00
		120	406.4	30.9	609.6	406.4	13.2	1.50	1.00
450	18	80	457.2	23.8	685.8	457.2	19.2	1.50	1.00
		100	457.2	29.4	685.8	457.2	15.6	1.50	1.00
		120	457.2	34.9	685.8	457.2	13.1	1.50	1.00

1) 図 3.2-1 参照

2) 太字は各特性値の最大値及び最小値を示す。

本研究ではエルボの標準品の中で中間的な 200A の口径エルボを主として解析を行い、エルボの形状特性値 D/t 及び R/D の最大値及び最小値が包絡されるよう図 3.2-1 に示す口径 D 、肉厚 t 、曲げ半径 R をパラメータとして解析対象のエルボを選定することとした。

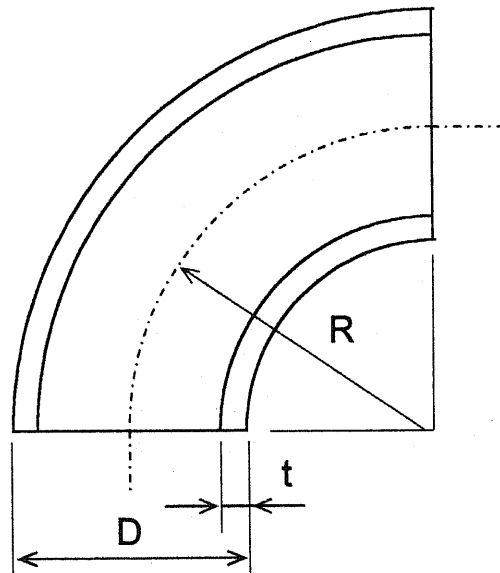


図 3.2-1 エルボ形状の記号

(2) シミュレーションケース

シミュレーションにおいて以下のパラメータを考慮した。これらのパラメータは、エルボにおける機械的特性に影響を及ぼすと考えられるものである。

① 配管口径及び肉厚

配管用鋼製突合せ溶接式継手 90° エルボ（引抜成形品）の標準品における形状として、口径 100A~400A 及び肉厚 Sch40~160 を模擬する。なお、標準品の外径と肉厚の比率 D/t における最大値及び最小値となるエルボを選定する。

② エルボ曲げ半径（ロングエルボ又はショートエルボ）

エルボの形状として曲げ半径 R の大きいロングエルボと、 R の小さいショートエルボを選定する。表 3.2-1 に示すように 350A 以上の口径では、曲げ半径と外径の比率 R/D は、ロングエルボで 1.5、ショートエルボで 1.0 である。350A より小さい口径では、これらの比率よりも若干小さくなる。

③ 内圧

配管系の設計基準では、管の内圧により生じる周方向応力が設計応力強さ S_m 値*以内となるように規定されている。実際の設計では、この周方向が $0.5S_m$ 程度の値になるように設計されることが多いことから、内圧による周方向応力が $0.5S_m$ レベルとなるような内圧を主としてシミュレーションを行うこととする。

また、代表形状のエルボにおいて内圧が低いケースとして周方向応力が $0.05S_m$ となる場合、高いケースとして $1.0S_m$ となる条件を選定しシミュレーションを行う。

* 設計応力強さ S_m は設計基準において、降伏応力 σ_y の $2/3$ と、引張り強さ σ_u の $1/3$ のいずれか小さい値として規定されている。

④ 降伏応力

塑性変形を生じるエルボの履歴特性は、降伏応力の大小によって異なると考えられる。この履歴特性の違いは等価剛性及びエネルギー消散量に影響を及ぼすことから、代表形状のエルボに対して 4 種類の降伏応力を考慮した場合のシミュレーションを行う。材料試験で得られた降伏応力と設計基準における値を参考に降伏応力を選定する。

以上のパラメータを考慮し選定されたシミュレーションケースを表 3.2-2 にまとめて示す。

表 3.2-2 シミュレーションケース

No.	エルボ種類	外径	肉厚	曲げ半径	内圧	降伏応力	D/t	R/D	Sm N/mm ²	内圧 応力 σ_p *Sm
		D mm	t mm	R mm	P MPa	σ_y N/mm ²				
1	100A Sch80 ロング	114.3	8.6	152.4	12.6	346	13.3	1.33	168	0.50
2	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	9.9	346	17.0	1.41	168	0.50
3	300A Sch80 ロング	318.5	17.4	457.2	9.2	346	18.3	1.44	168	0.50
4	400A Sch80 ロング	406.4	21.4	609.6	8.8	346	19.0	1.50	168	0.50
5	200A Sch40 ロング	216.3	8.2	304.8	6.4	346	26.4	1.41	168	0.50
6	200A Sch100 ロング	216.3	15.1	304.8	11.7	346	14.3	1.41	168	0.50
7	200A Sch120 ロング	216.3	18.2	304.8	14.1	346	11.9	1.41	168	0.50
8	100A Sch80 ショート	114.3	8.6	101.6	12.6	346	13.4	0.89	168	0.50
9	200A Sch80 ショート	216.3	12.7	203.2	9.9	346	17.0	0.94	168	0.50
10	400A Sch80 ショート	406.4	21.4	406.4	8.8	346	19.0	1.00	168	0.50
11	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	1.0	346	17.0	1.41	168	0.05
12	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	19.7	346	17.0	1.41	168	1.00
13	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	5.9	150	17.0	1.41	100	0.50
14	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	7.3	215	17.0	1.41	125	0.50
15	100A Sch160 ロング	114.3	13.5	152.4	19.8	346	8.5	1.33	168	0.50
16	350A Sch40 ロング	355.6	11.1	533.4	5.2	346	32.0	1.50	168	0.50
17	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	9.4	275	17.0	1.41	160	0.50
18	400A Sch80 ロング	406.4	21.4	609.6	5.3	150	19.0	1.50	100	0.50
19	400A Sch80 ロング	406.4	21.4	609.6	6.6	215	19.0	1.50	125	0.50
20	100A Sch160 ロング	114.3	13.5	152.4	11.8	150	8.5	1.33	100	0.50
21	350A Sch40 ロング	355.6	11.1	533.4	3.1	150	32.0	1.50	100	0.50

* 太字はシミュレーションにおいて着目するパラメータを示す。

(3) 解析コード

シミュレーションでは汎用の有限要素法解析プログラム ABAQUS Ver. 5.8 を用いた。

(4) シミュレーションモデル

シミュレーションモデルを図 3.2-2 に示す。

前項のシミュレーションケースに挙げられた全てのエルボについて、周方向に 7.5° ピッチ (360° を 48 分割)、管軸方向に 3.5° ピッチ (90° を 24 分割) に要素分割し、シェル要素を用いたモデルを作成した。使用した要素は、前項の解析コードにおけるシェル要素 S4 及び S3 を用いた。

このモデルではエルボの両端に直管が設けられ、その直管の先端に強制変位を入力することにより、面内曲げを負荷した。エルボ端部の直管の長さは、管の外径 D の 4 倍とし、その端部には剛な閉止板を設け、この閉止板の中心部に強制変位を入力する点を設けた。なお、シミュレーションを行ったモデルでは、対称条件を考慮し、直管-エルボ-直管の全体構造の 1/4 部分をモデル化している。

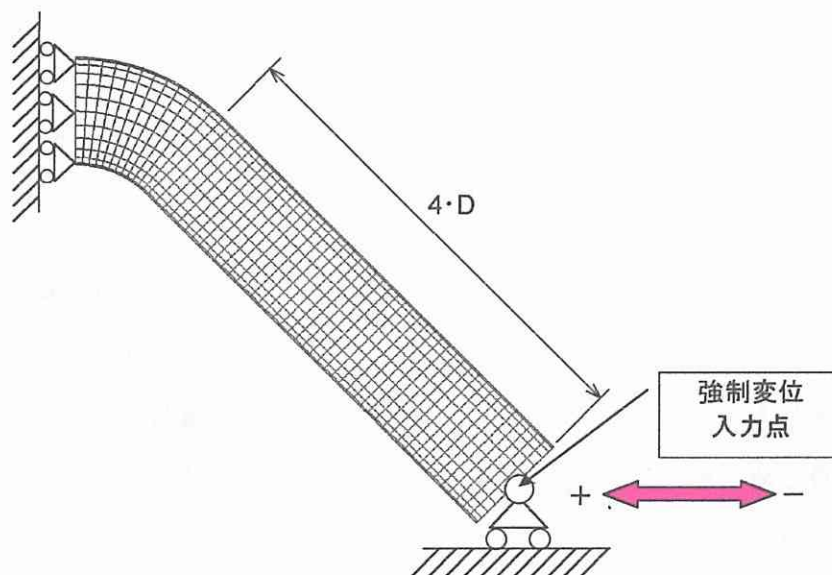


図 3.2-2 シミュレーションモデル

(5) 材料特性

単調引張試験結果に基づくバイリニア近似曲線を、シミュレーションケースの中での主たる応力ひずみ関係とした。また、降伏応力の違いによる履歴特性の違いを把握するために、バイリニア近似曲線の 2 次勾配は単調引張試験より設定した値とし、降伏応力のみを変化させた応力ひずみ関係を用いた。降伏応力としては炭素鋼管の設計基準の値を用いた。

シミュレーションにおける応力ひずみ関係を設定するために用いた材料試験結果は、100A Sch120 ロングエルボ (PT370) より図 3.2-3 に示す試験片を採取し実施された単調引張り試験によるものである。試験で得られた公称応力-公称ひずみ線図を図 3.2-4 に示す。FEM による解析では、真応力と真ひずみの関係を入力条件とする必要があり⁽⁴⁾、公称応力-公称ひずみのデータを下式で換算し、真応力-真ひずみのデータとした。

$$\varepsilon_{true} = \ln(1 + \varepsilon_{nom}) \quad (3-1)$$

$$\sigma_{true} = \sigma_{nom} \cdot (1 + \varepsilon_{nom}) \quad (3-2)$$

ε_{nom} : 公称ひずみ

ε_{true} : 真ひずみ

σ_{nom} : 公称応力

σ_{true} : 真応力

上式で計算された真応力-真ひずみデータの内、10~18%のデータを基にバイリニア近似曲線の 2 次勾配を定めた。図 3.2-5 に単調引張試験結果より設定したバイリニア近似曲線を示す。また、設計基準値の降伏応力に基づき設定したバイリニア近似曲線を図 3.2-6 に示す。硬化則としては、繰り返し負荷を受ける場合の弾塑性挙動を再現できると言われている移動硬化則を用いた。

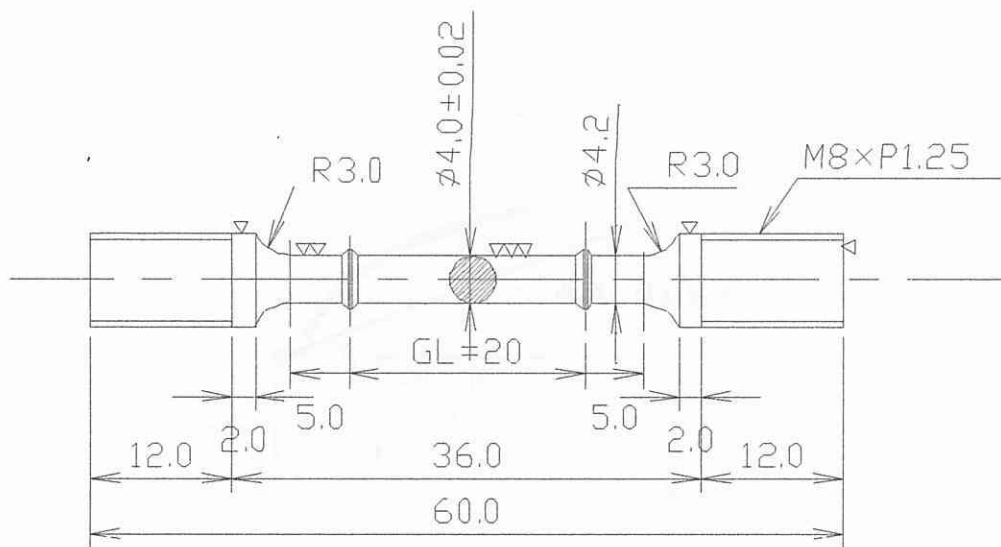


図 3.2-3 単調引張試験 試験片形状

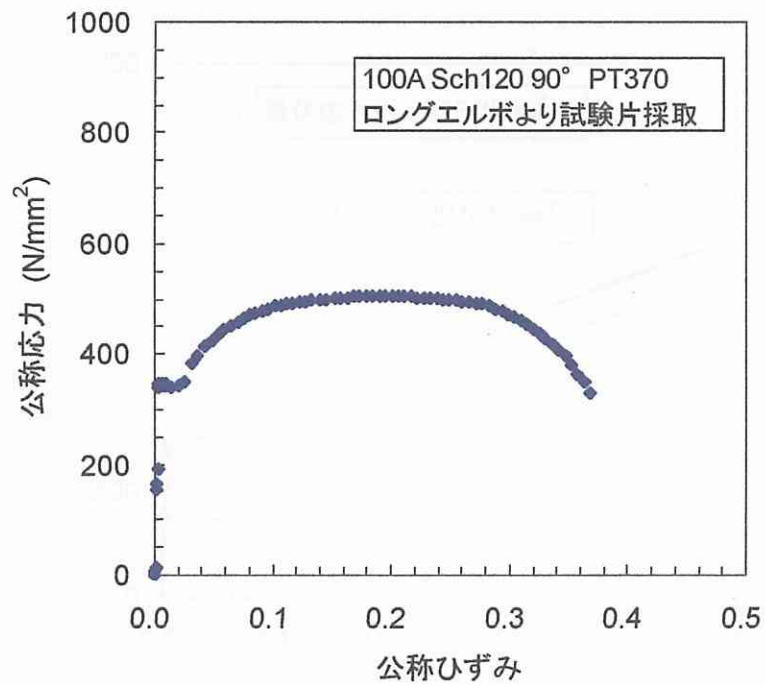


図 3.2-4 単調引張試験 公称応力-公称ひずみ線図

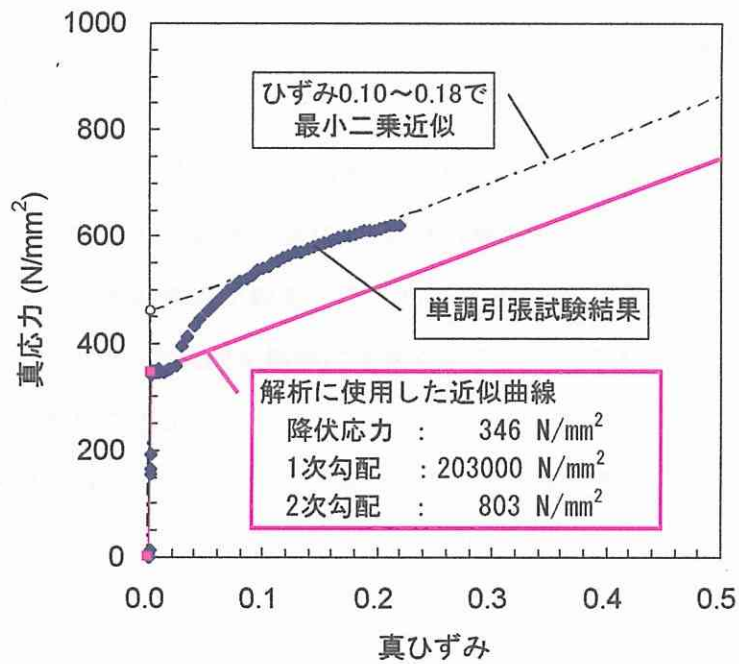


図 3.2-5 単調引張試験結果に基づくバイリニア近似曲線

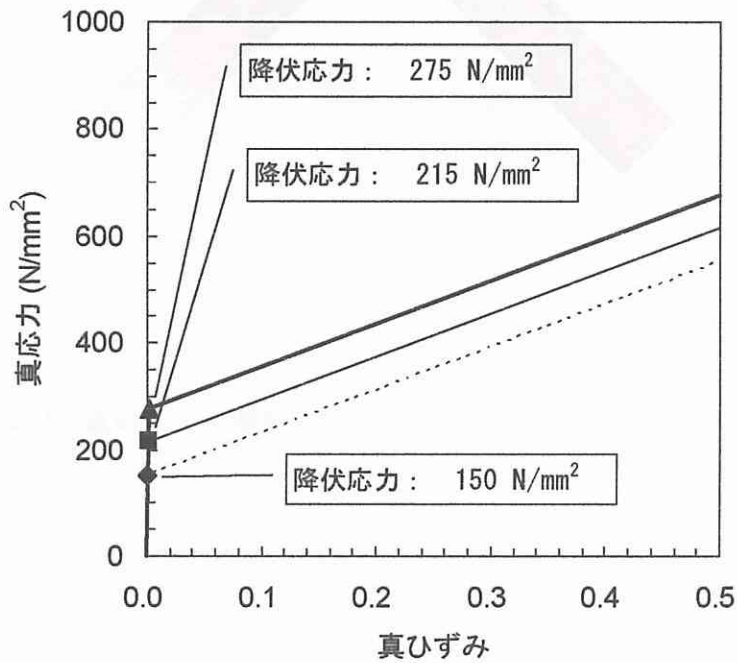


図 3.2-6 降伏応力（設計基準値）をパラメータとしたバイリニア近似曲線

前述のように単調引張試験結果よりバイリニア近似曲線の応力ひずみ関係を求め、FEM でのエルボ弾塑性解析に適用する方法については、参考文献(3)において実験結果との比較が示されている。この文献では、シミュレーションで求められた履歴特性が、実験結果の履歴特性と良く一致することが確認されている。図 3.2-7~3.2-9 に参考文献(5)における解析モデル及び荷重変位曲線に関する解析結果と実験結果の比較を示す。バイリニア近似曲線における 2 次勾配の影響については、2 次勾配を極端に大きく設定しない限り荷重変位曲線に有意な違いを生じないことが示されている。図 3.2-10 及び図 3.2-11 に参考文献(5)での応力-ひずみバイリニア近似曲線の 2 次勾配の影響解析に用いられた材料特性と、その結果として求められた荷重変位曲線を示す。

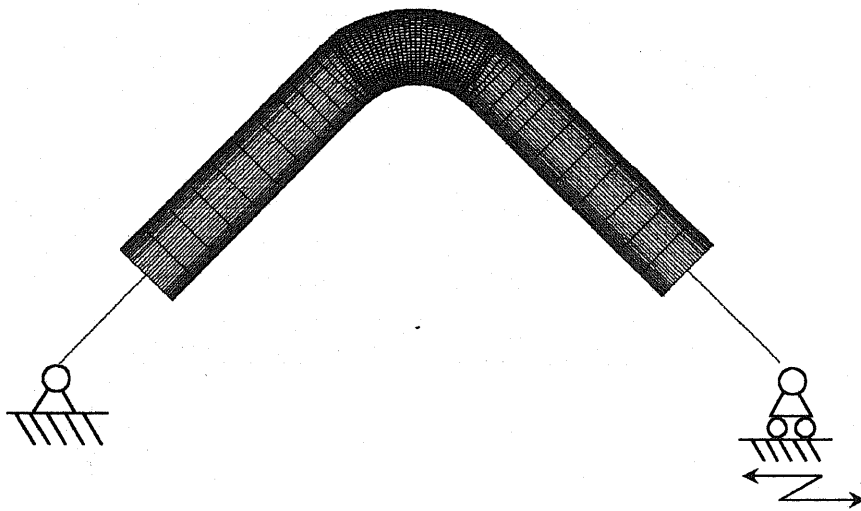
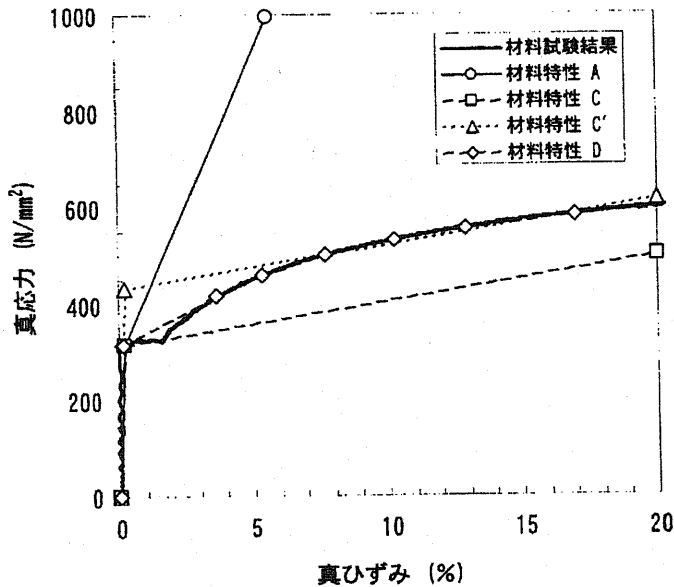


図 3.2-7 減肉エルボ弾塑性解析モデル (参考文献(5)からの抜粋)



材料特性 A : 「配管系終局強度」における材料特性③の Bi-linear 曲線の 2 次勾配と、単調引張試験で得られた降伏応力を基に近似した Bi-linear 近似曲線 (降伏応力: 316 N/mm²、二次勾配: 12400 N/mm²)

材料特性 C : 単調引張試験で得られた応力ひずみ曲線を 5~20% のひずみの範囲で近似して 2 次勾配を決定し、単調引張試験*での降伏応力と合致するようシフトした Bi-linear 近似曲線 (降伏応力: 316 N/mm²、二次勾配: 923 N/mm²)

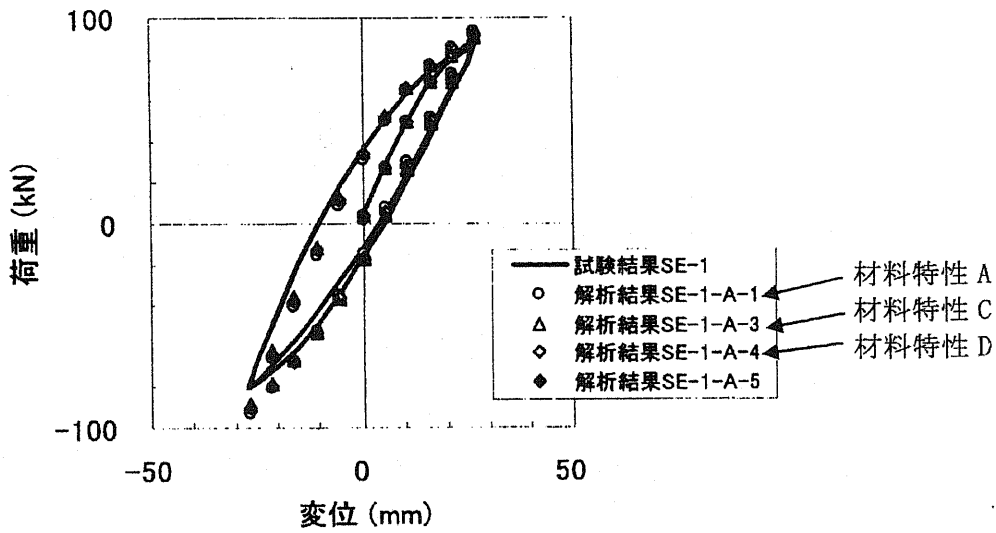
材料特性 C' : 単調引張試験*で得られた応力ひずみ曲線を 5~20% のひずみの範囲で近似した 2 種類の Bi-linear 近似曲線 (降伏応力: 432 N/mm²、二次勾配: 923 N/mm²)

材料特性 D : 単調引張試験で得られた応力ひずみ線図を近似した Multi-linear 近似曲線 (AF-OW 則で用いる)

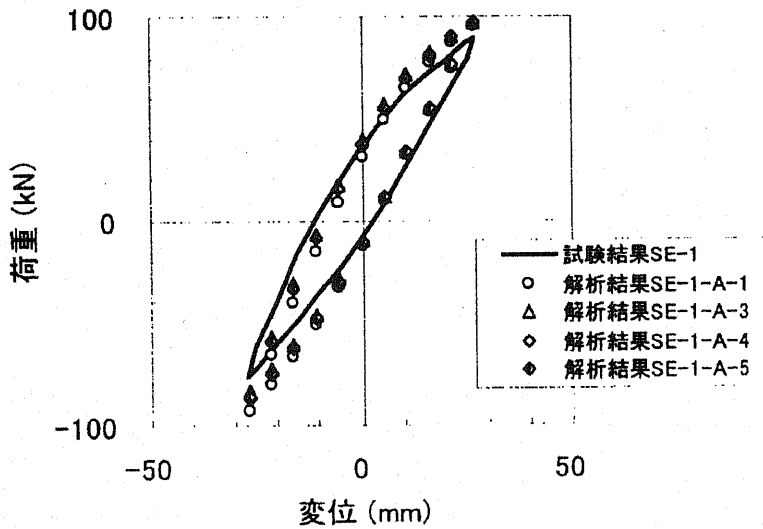
* エルボ側部から軸方向に採取した試験片での単調引張試験

図 4.3-3 (1/3) 解析に用いた応力ひずみ近似曲線 (減肉エルボ (常温))

図 3.2-8 応力-ひずみバイリニア近似曲線 (参考文献(5)からの抜粋)



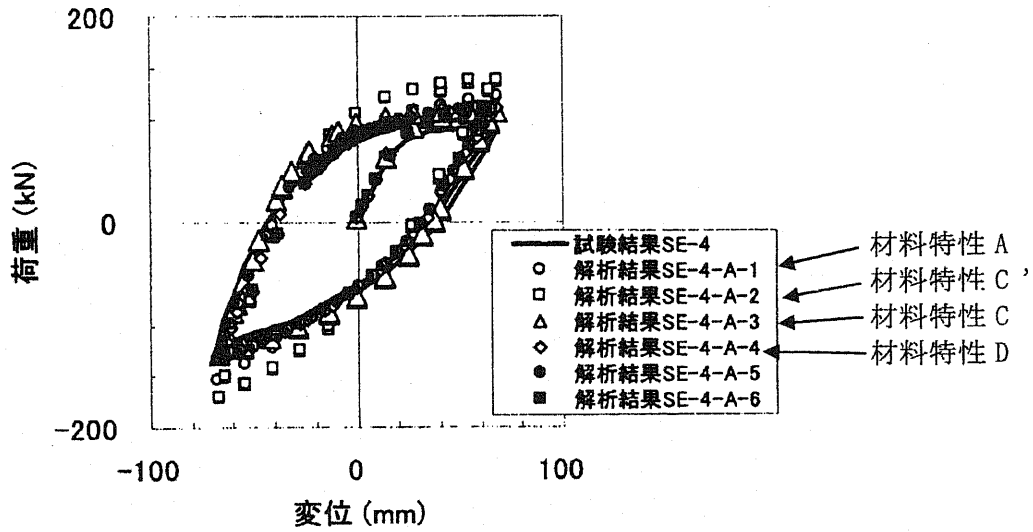
(a) 初期2サイクル



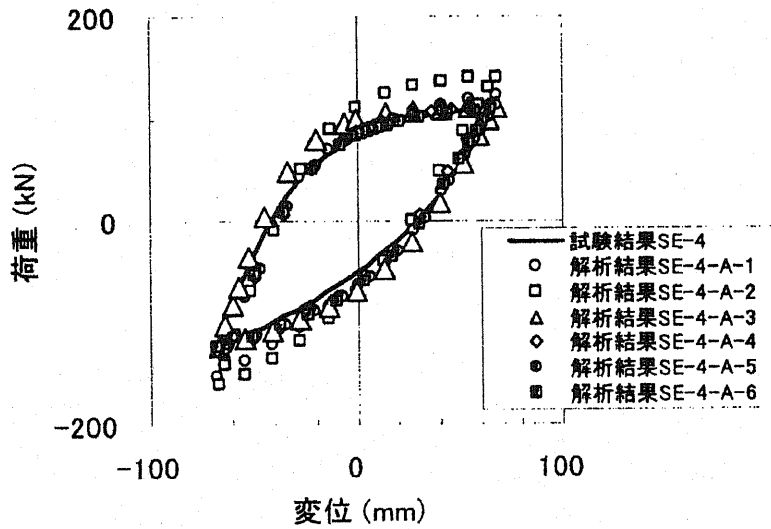
(b) 41サイクル目

図 4.3.4 減肉エルボの荷重変位曲線の解析と試験結果の比較
(部分減肉1、負荷レベル①、解析ケース No. SE-1-A-1, 3~5)

図 3.2-9 (1/2) 荷重変位曲線の実験と解析の比較 (参考文献(5)からの抜粋)



(a) 初期2サイクル



(b) 41 サイクル目

図 4.3-7 減肉エルボの荷重変位曲線の解析と試験結果の比較
(部分減肉1、負荷レベル②、解析ケース No. SE-4-A-1~6)

図 3.2-9 (2/2) 荷重変位曲線の実験と解析の比較 (参考文献(5)からの抜粋)

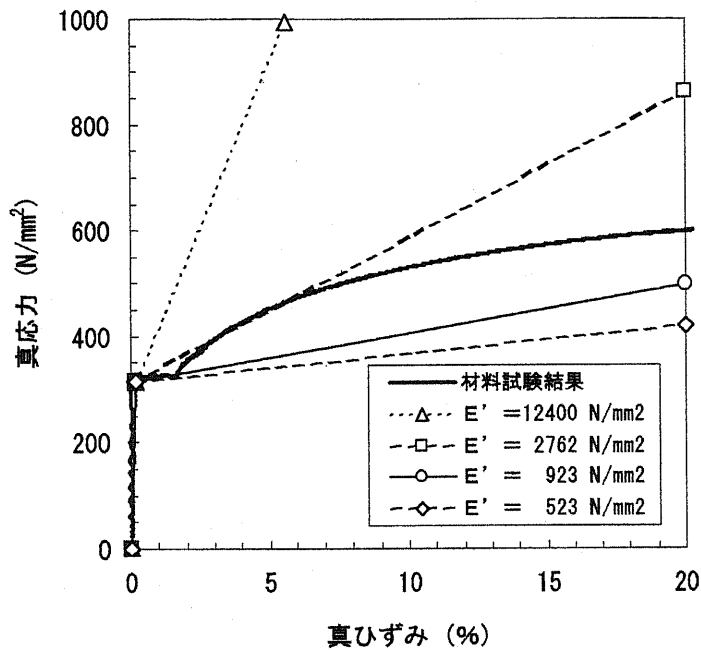


図 3.2-10 2次勾配の影響検討に用いられた材料特性(参考文献(5)からの抜粋)

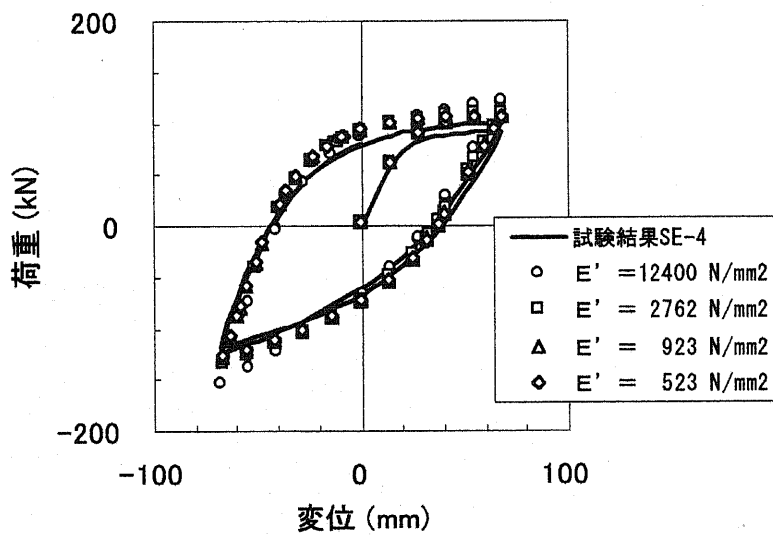
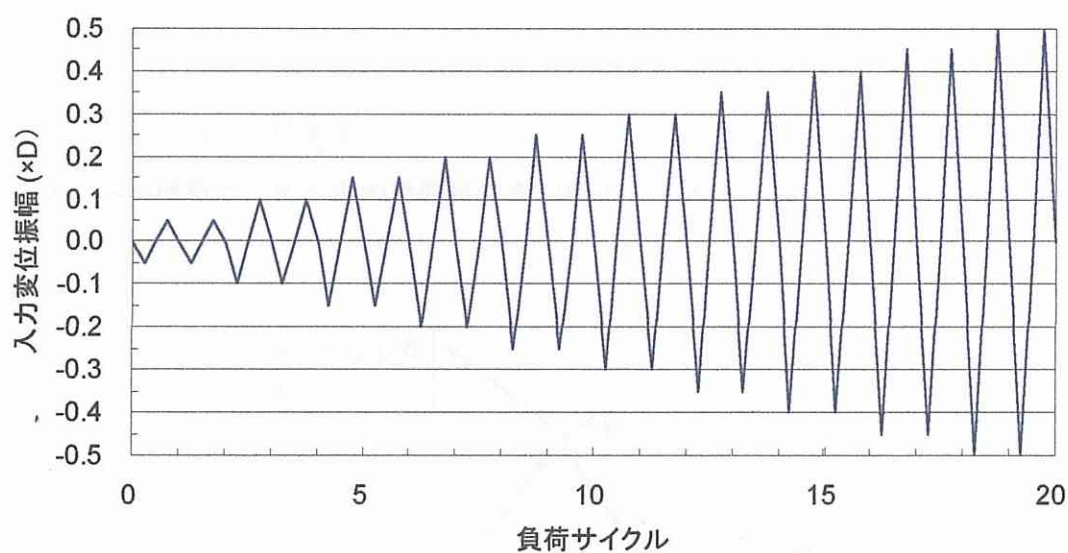


図 3.2-11 2次勾配の荷重変位曲線への影響(参考文献(5)からの抜粋)

(6) 入力条件

パラメータとなっている内圧をモデルのシェル要素内面への分布荷重として負荷する。シミュレーションモデルにおける強制変位入力点に対して図 3.2-12 に示す強制変位を静的に負荷した。なお、シミュレーションモデルでは対称条件を用いて管軸方向の半分の部分をモデル化しているものであるから、実際のシミュレーションでは、図 3.2-12 の振幅の半分の負荷を行っている。



- * シミュレーションモデルでは対称条件を考慮しモデル化されているため、この図の半分の振幅レベルを負荷している。

図 3.2-12 強制変位振幅の履歴

3.2.3 シミュレーション結果

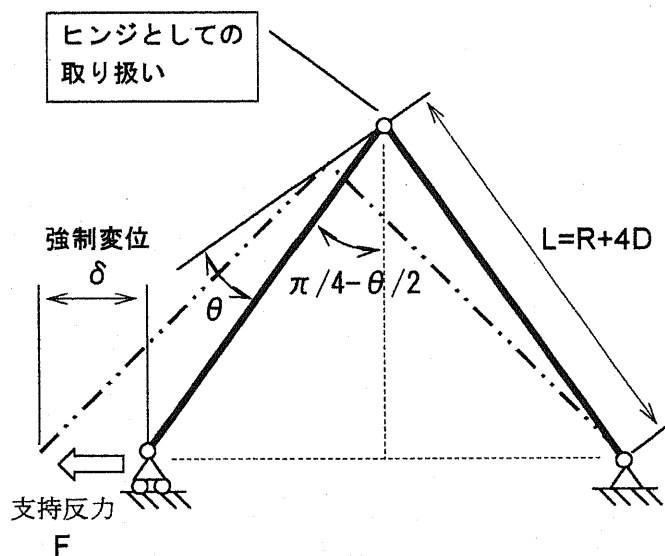
(1) 荷重変位曲線

シミュレーションモデルにおける入力変位及び入力点での支持反力を基に、下式を用いて曲げ角度変位量とモーメントへの換算を行った。

$$\theta = \frac{1}{2} \cdot \left\{ \pi - 4 \cdot \sin^{-1} \left(\frac{\sqrt{2} \cdot L - \delta}{2 \cdot L} \right) \right\} \quad (3-3)$$

$$M = F \cdot L \cdot \cos \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2} \right) \quad (3-4)$$

図 3.2-8 はエルボでのモーメントと曲げ角度の考え方を示している。エルボにおける面内曲げの荷重変位 ($F-\delta$) 関係より、モーメントと曲げ角度変位量 ($M-\theta$) への換算は、エルボの履歴特性を一般化して表すためのものである。



$$\theta = \frac{1}{2} \cdot \left\{ \pi - 4 \cdot \sin^{-1} \left(\frac{\sqrt{2} \cdot L - \delta}{2 \cdot L} \right) \right\}, \quad M = F \cdot L \cdot \cos \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2} \right)$$

図 3.2-8 エルボでのモーメント及び角度変形 θ の考え方

シミュレーション結果を換算し求められたモーメント-角度変位量の履歴曲線を図 3.2-9~29 に示す。これらの図において、モーメント及び角度変位の正の方向は、エルボが閉じる方向の変位と反力としている。

これらの図に示すように、エルボの口径、肉厚、エルボ曲げ半径、内圧、降伏応力の違いにより履歴曲線の形状が変化していることが分かる。口径及び肉厚が大きくなると、履歴曲線の縦軸方向の大きさが増加し、曲げ半径の小さいショーとエルボの場合及び内圧が小さくなる場合には、履歴曲線の上部の傾きが平らになる傾向にある。さらに、降伏応力の違いは履歴曲線に及ぼす影響が大きく、降伏応力が小さい条件では履歴曲線の高さが低くなることが確認された。

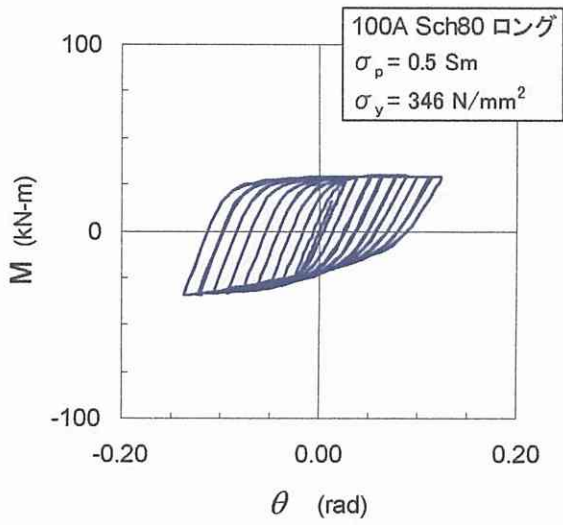


図 3.2-9 Case 1 M- θ 曲線

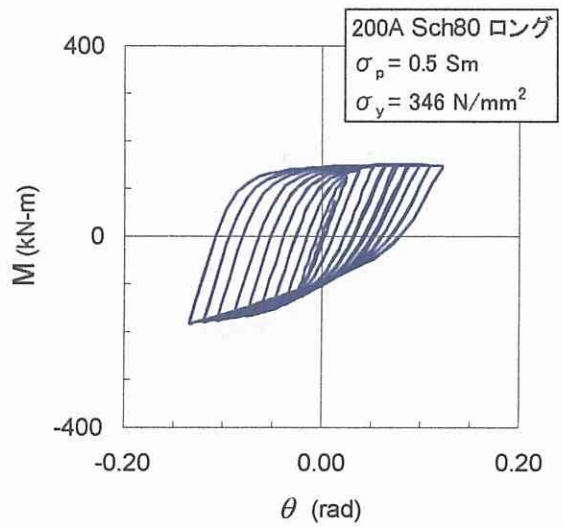


図 3.2-10 Case 2 M- θ 曲線

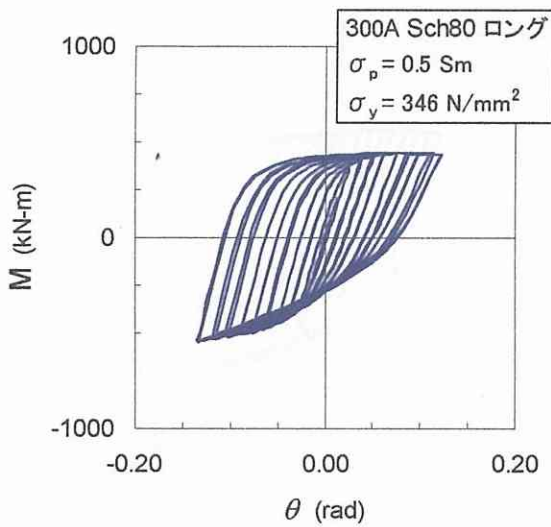


図 3.2-11 Case 3 M- θ 曲線

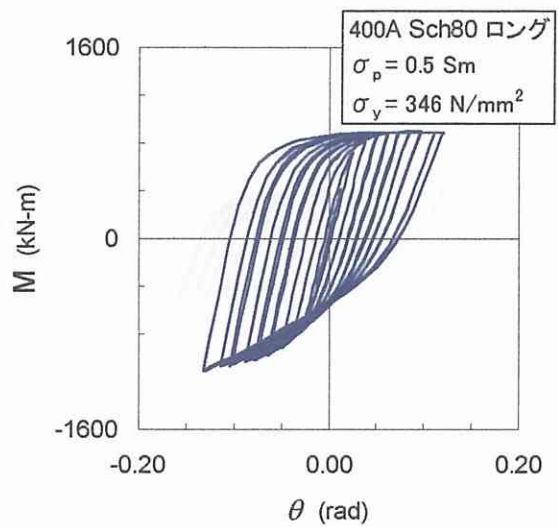


図 3.2-12 Case 4 M- θ 曲線

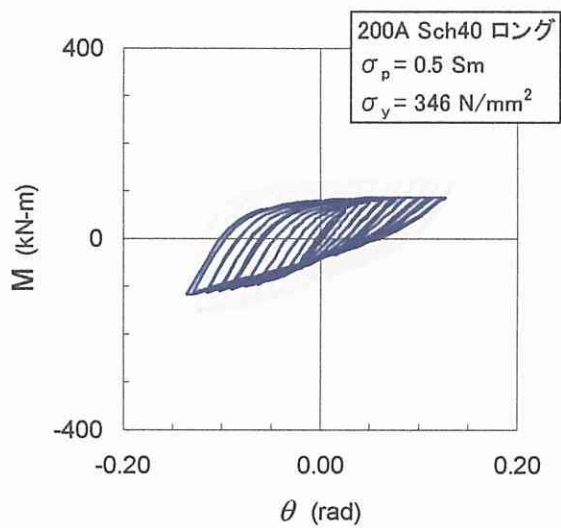


図 3.2-13 Case 5 M-θ 曲線

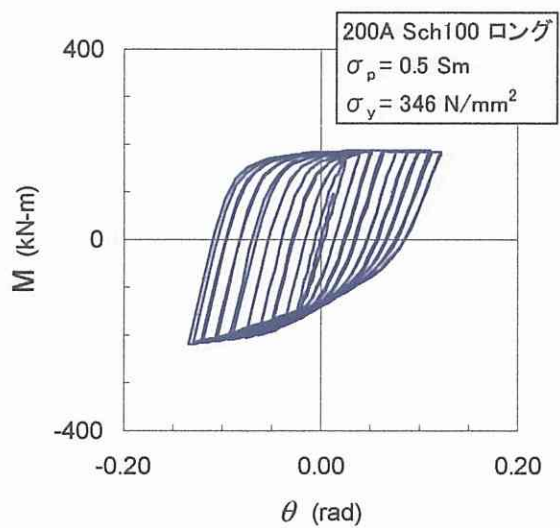


図 3.2-14 Case 6 M-θ 曲線

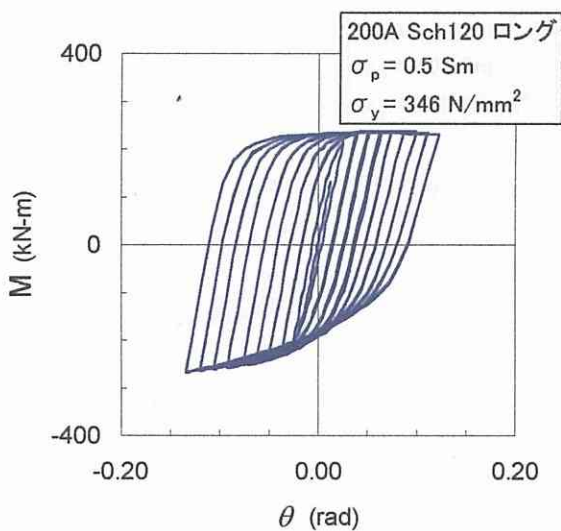


図 3.2-15 Case 7 M-θ 曲線

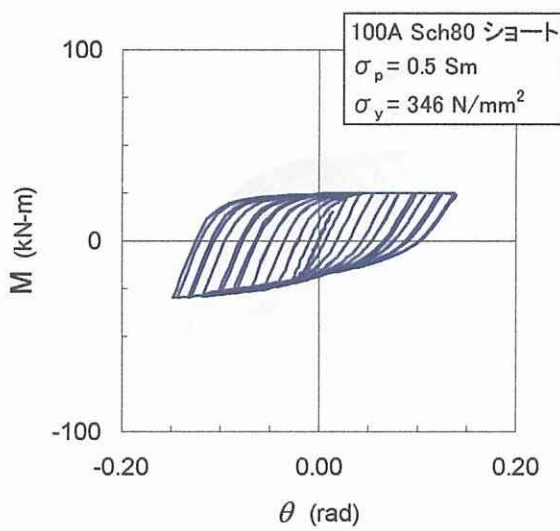


図 3.2-16 Case 8 M-θ 曲線

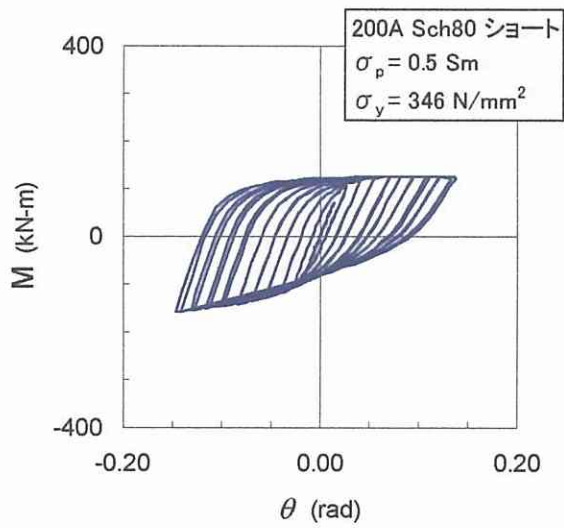


図 3.2-17 Case 9 M-θ 曲線

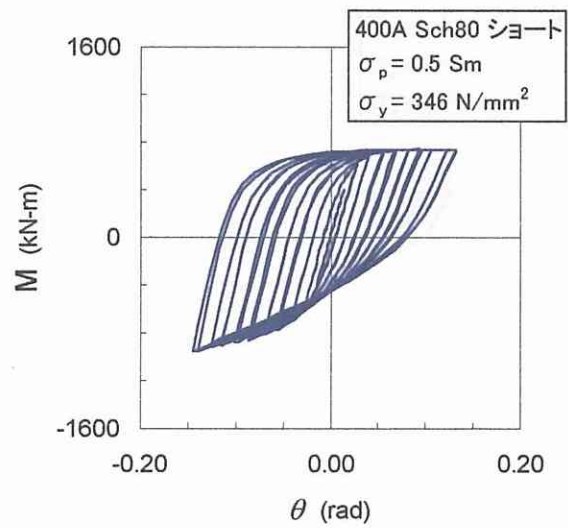


図 3.2-18 Case10 M-θ 曲線

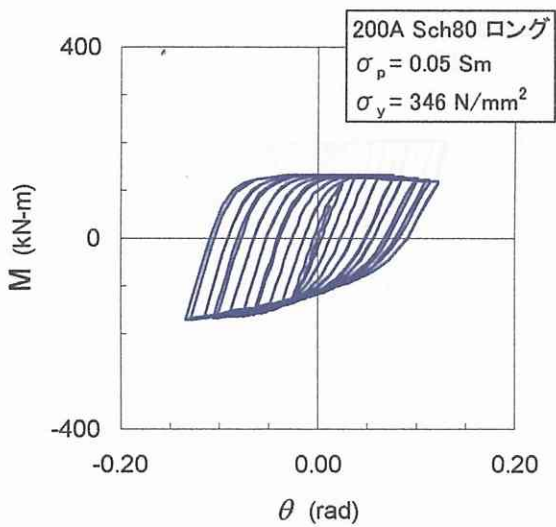


図 3.2-19 Case11 M-θ 曲線

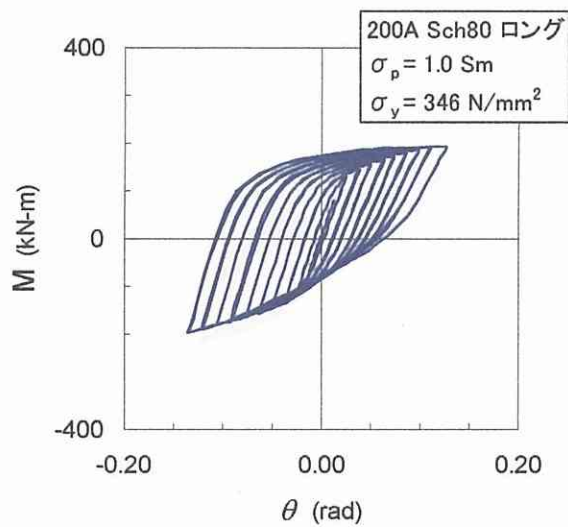


図 3.2-20 Case12 M-θ 曲線

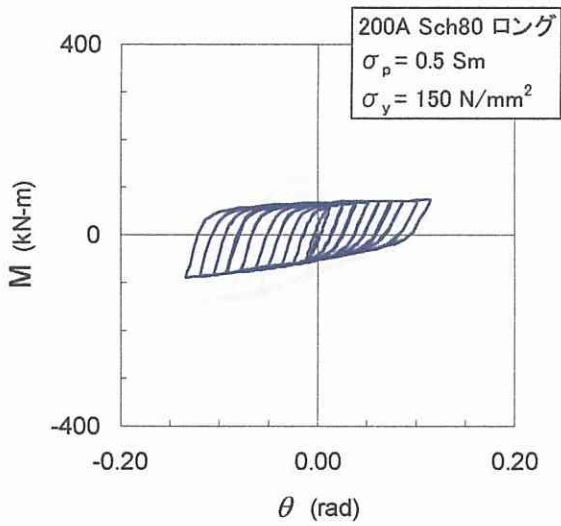


図 3.2-21 Case13 M-θ 曲線

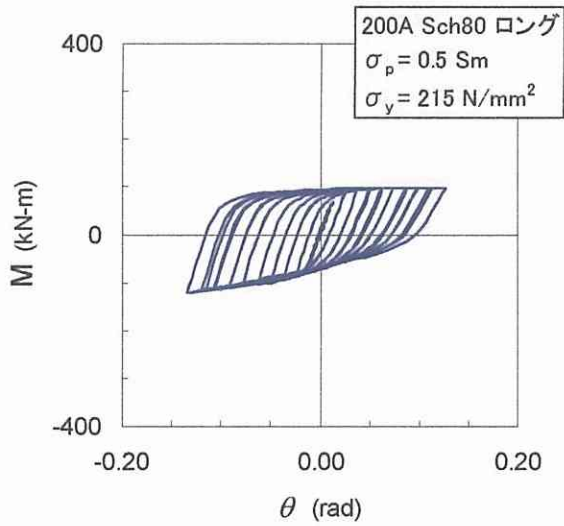


図 3.2-22 Case14 M-θ 曲線

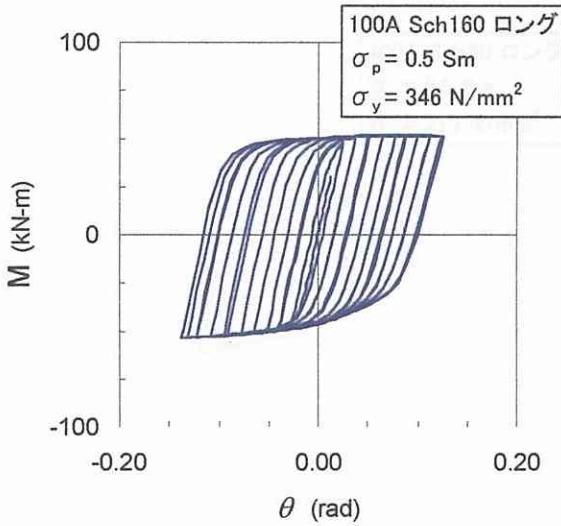


図 3.2-23 Case15 M-θ 曲線

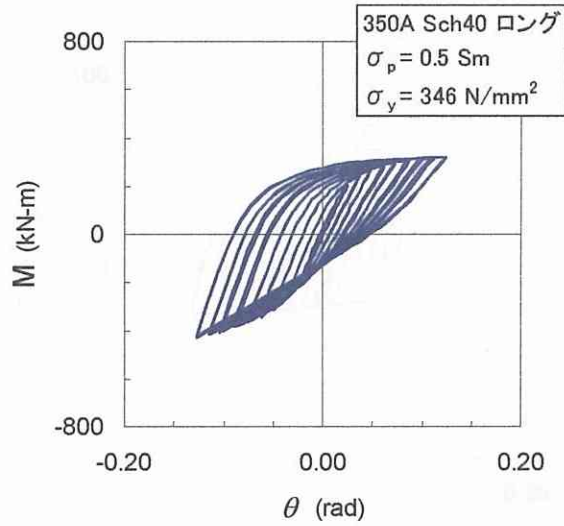


図 3.2-24 Case16 M-θ 曲線

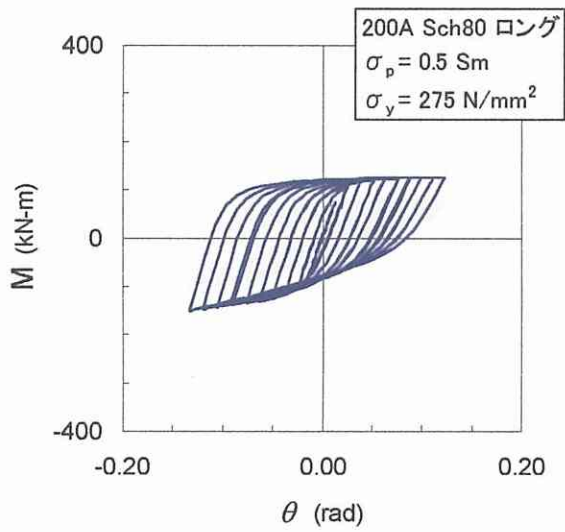


図 3.2-25 Case17 M-θ 曲線

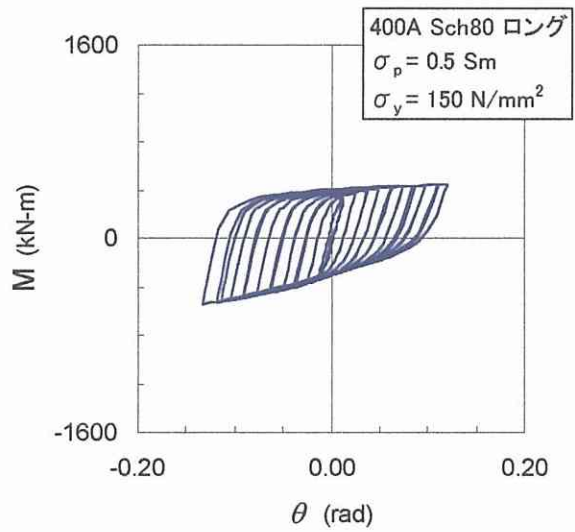


図 3.2-26 Case18 M-θ 曲線

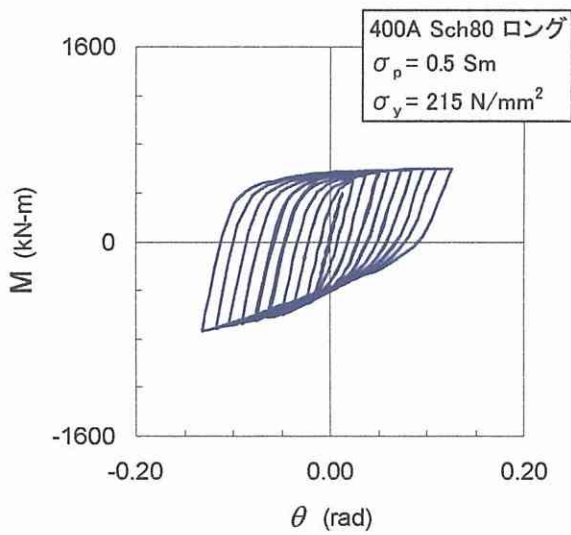


図 3.2-27 Case19 M-θ 曲線

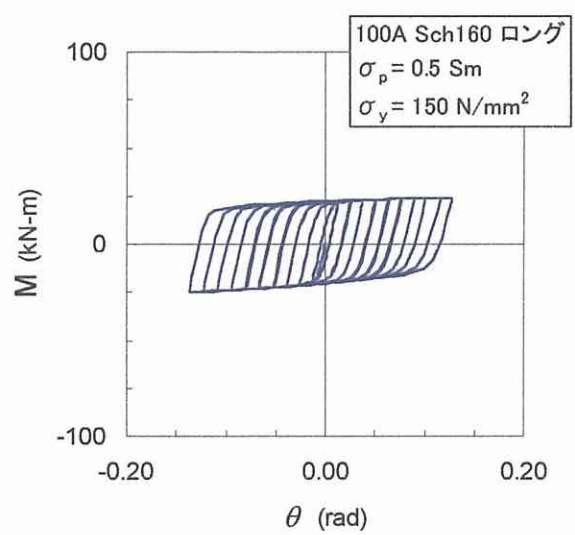


図 3.2-28 Case20 M-θ 曲線

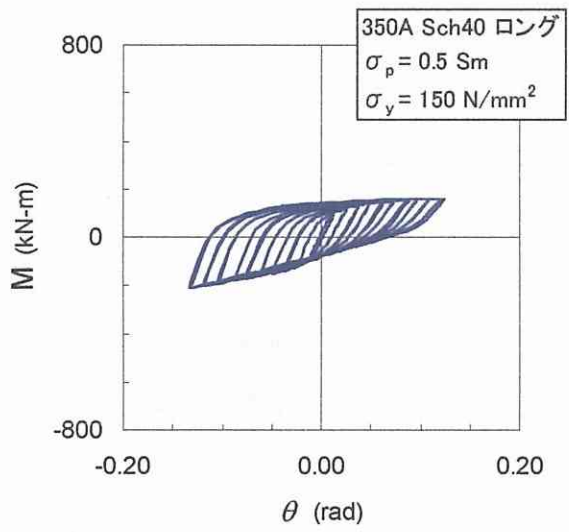


図 3.2-29 Case21 M- θ 曲線

(2) 等価剛性及び消散エネルギー

前項に示した各エルボでの履歴曲線より、図 3.2-30 及び図 3.2-31 に示すように等価剛性及び消散エネルギーを求めた。これらの図に示すように、エルボの等価剛性は角度変位量の最大値及び最小値発生点を結ぶ直線の傾きとして、消散エネルギーは各角度変位レベルにおける履歴曲線 1 サイクルの内部面積として定義した。

計算された等価剛性及び消散エネルギーを図 3.2-32～50 に示す。これらの図から、エルボの塑性変形が進むにつれて、等価剛性は漸近的に低下し、消散エネルギーは直線的に増加する傾向が確認された。また、口径、肉厚、降伏応力が小さいほど、等価剛性及び消散エネルギーが小さくなる傾向が確認された。例えば、図 3.2-32～35 では口径の違いによる等価剛性及び消散エネルギーの違いが現れており、図 3.2-33、36～38 では肉厚の違い、図 3.2-33、44、45、48 では降伏応力の違いによる等価剛性及び消散エネルギーの違いを確認することができる。

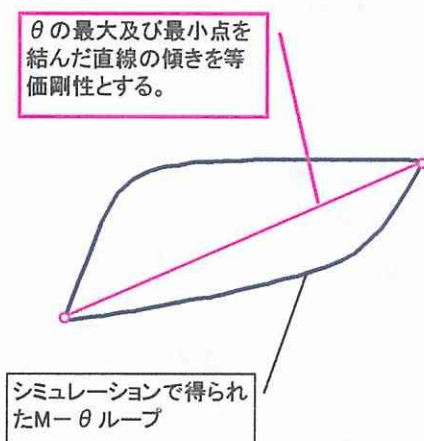


図 3.2-30 等価剛性の算定方法

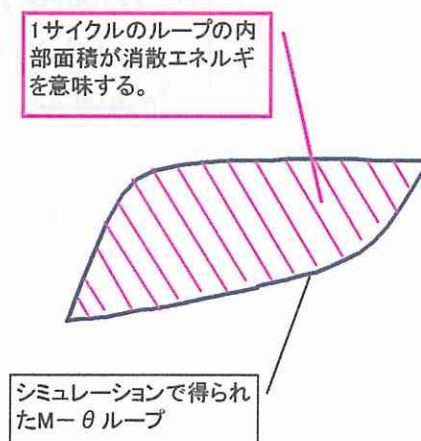


図 3.2-31 消散エネルギーの算定方法

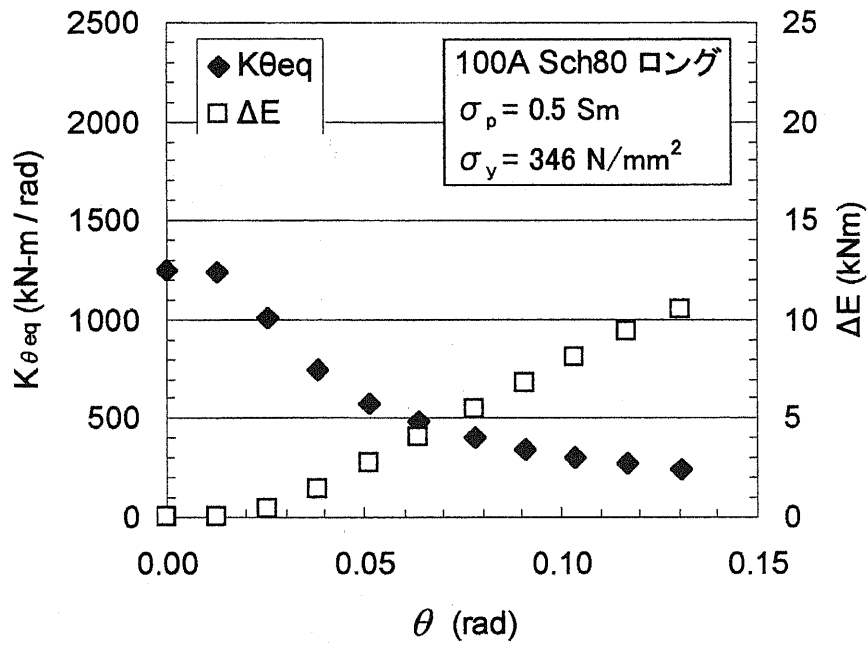


図 3.2-32 Case 1 等価剛性と消散エネルギー

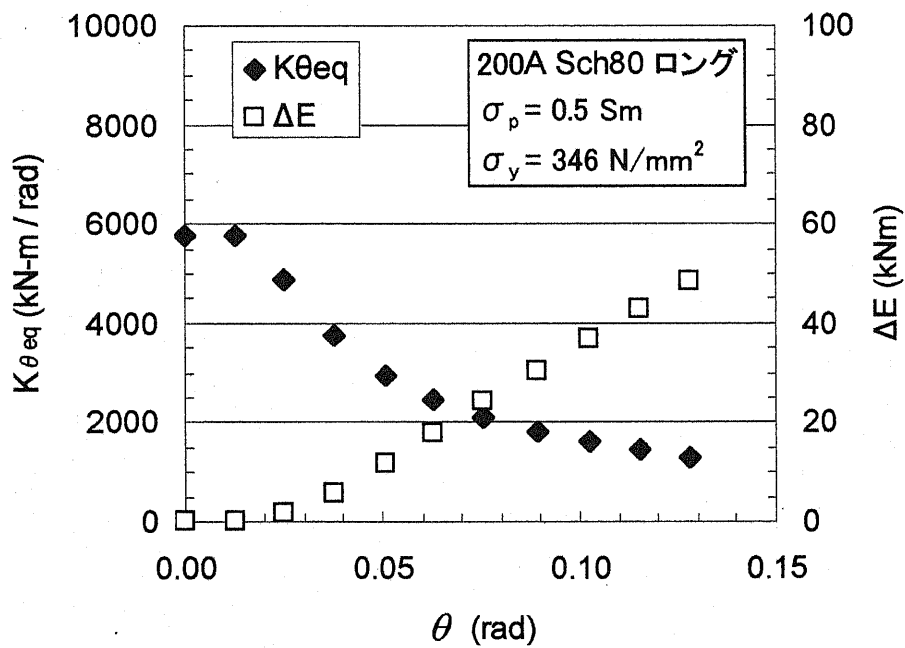


図 3.2-33 Case 2 等価剛性と消散エネルギー

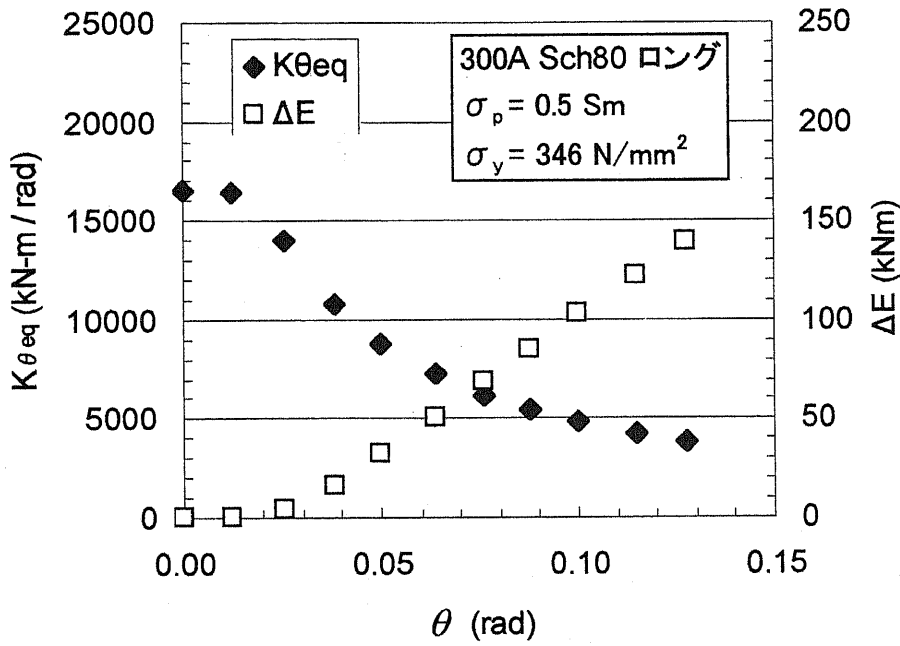


図 3.2-34 Case 3 等価剛性と消散エネルギー

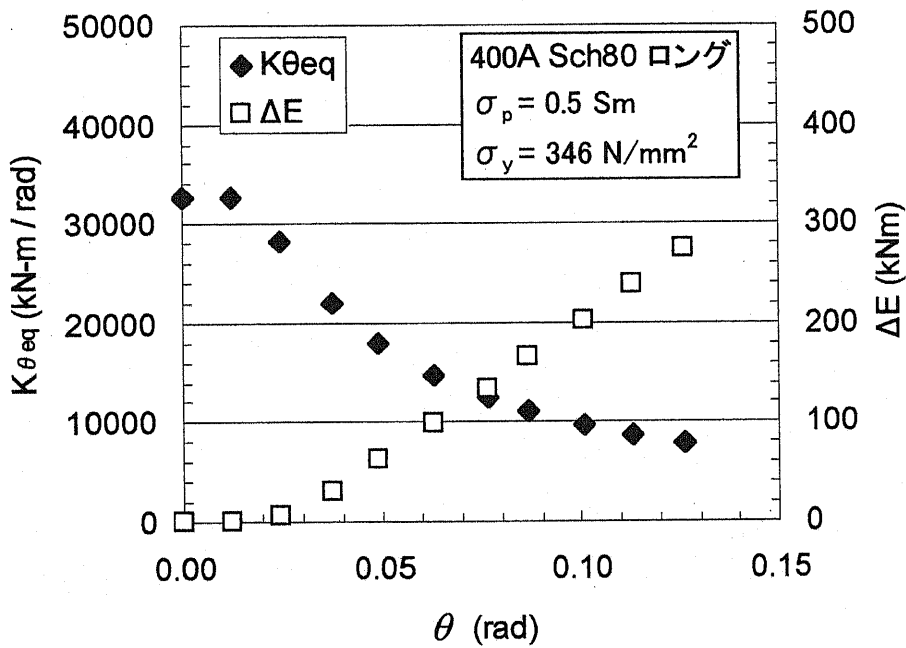


図 3.2-35 Case 4 等価剛性と消散エネルギー

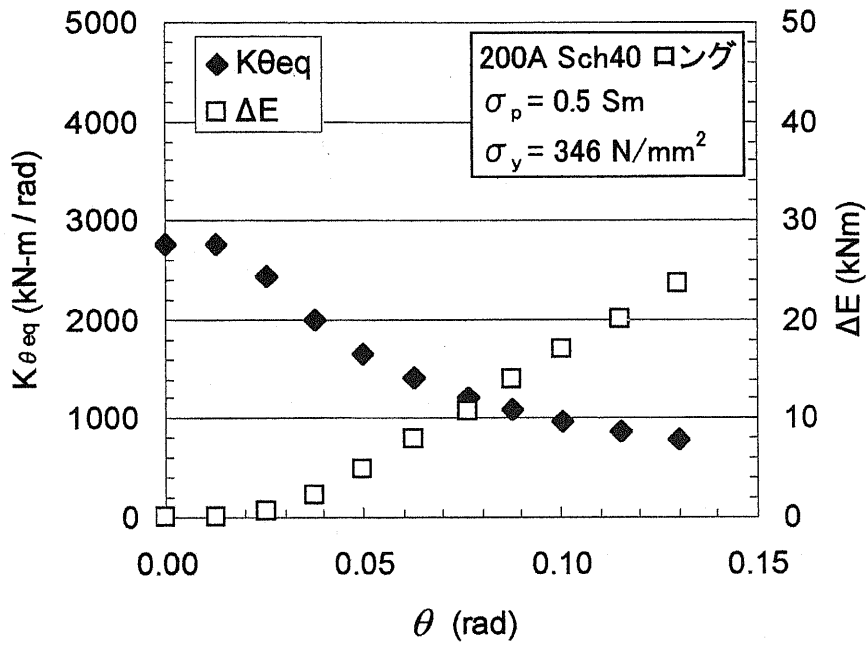


図 3.2-36 Case 5 等価剛性と消散エネルギー

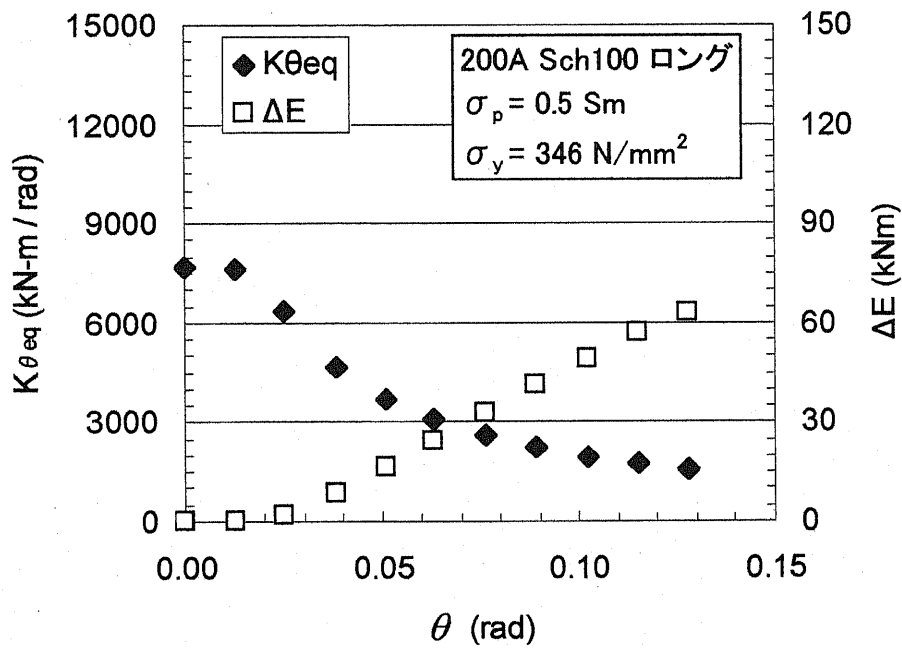


図 3.2-37 Case 6 等価剛性と消散エネルギー

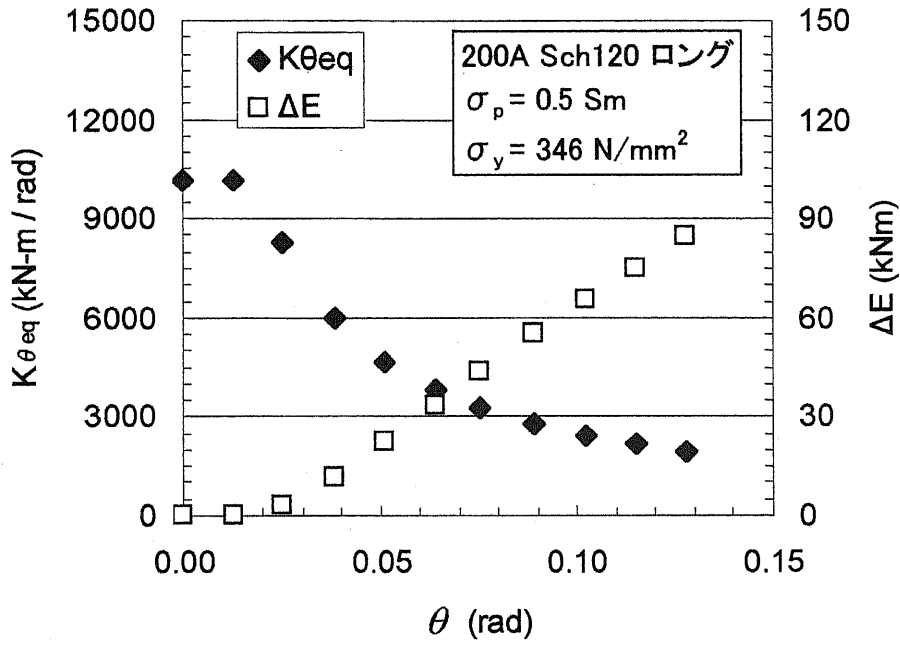


図 3.2-38 Case 7 等価剛性と消散エネルギー

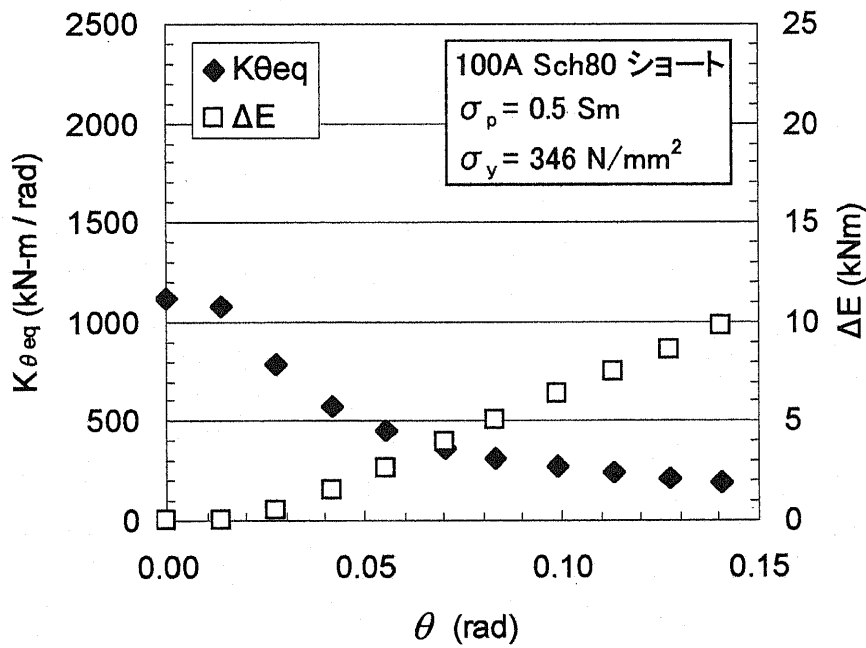


図 3.2-39 Case 8 等価剛性と消散エネルギー

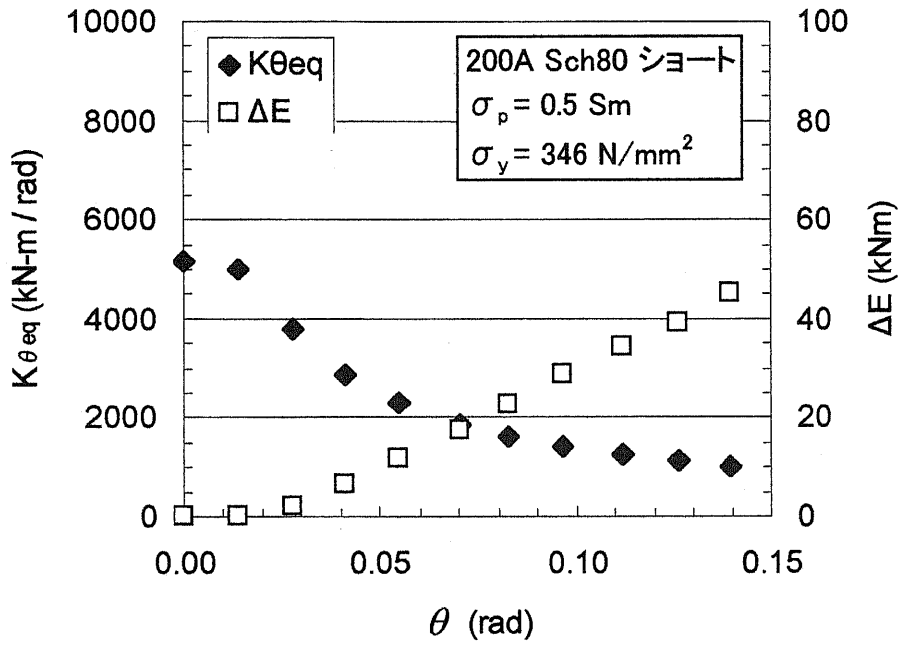


図 3.2-40 Case 9 等価剛性と消散エネルギー

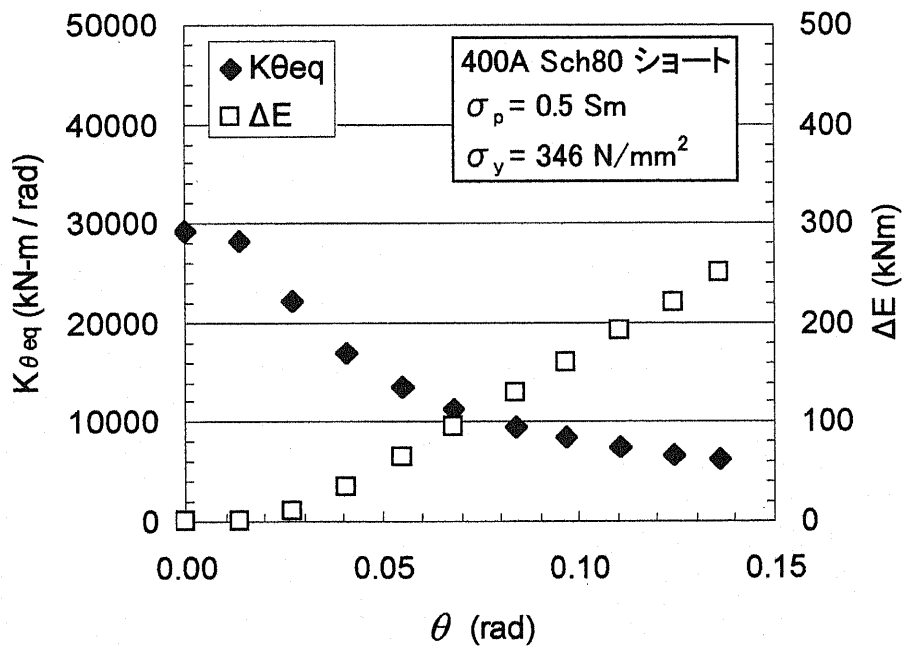


図 3.2-41 Case10 等価剛性と消散エネルギー

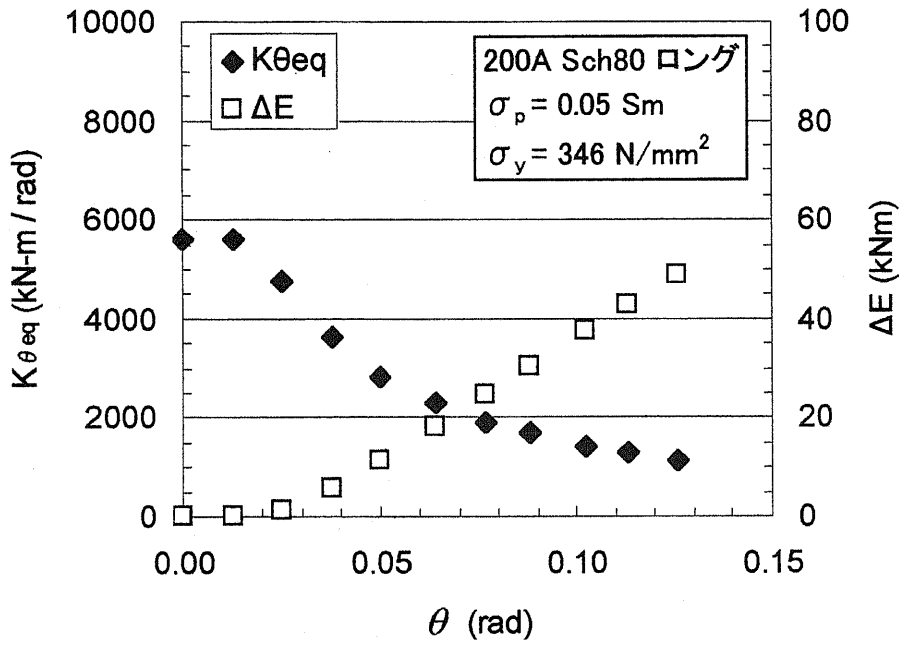


図 3.2-42 Case11 等価剛性と消散エネルギー

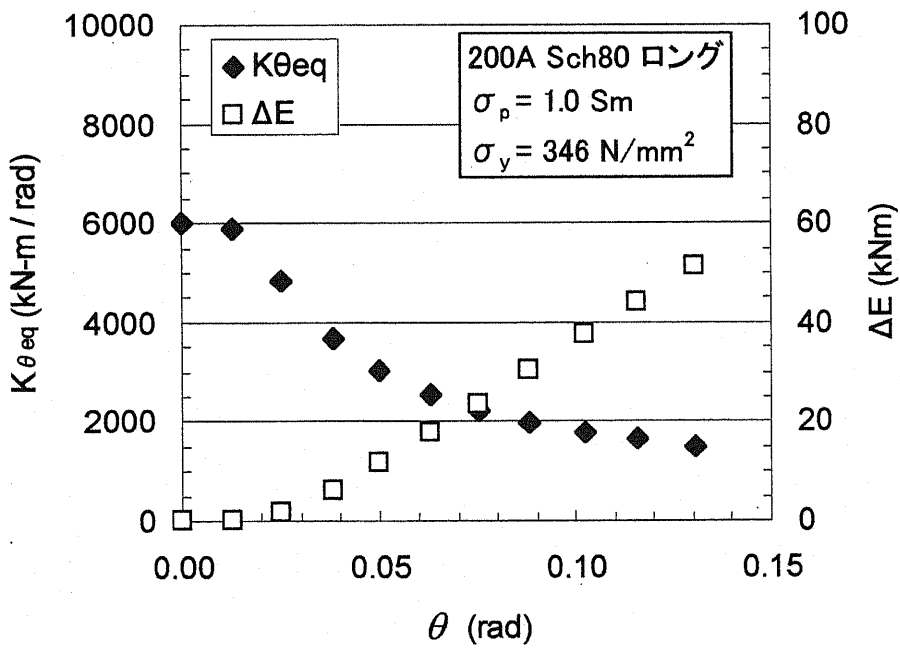


図 3.2-43 Case12 等価剛性と消散エネルギー

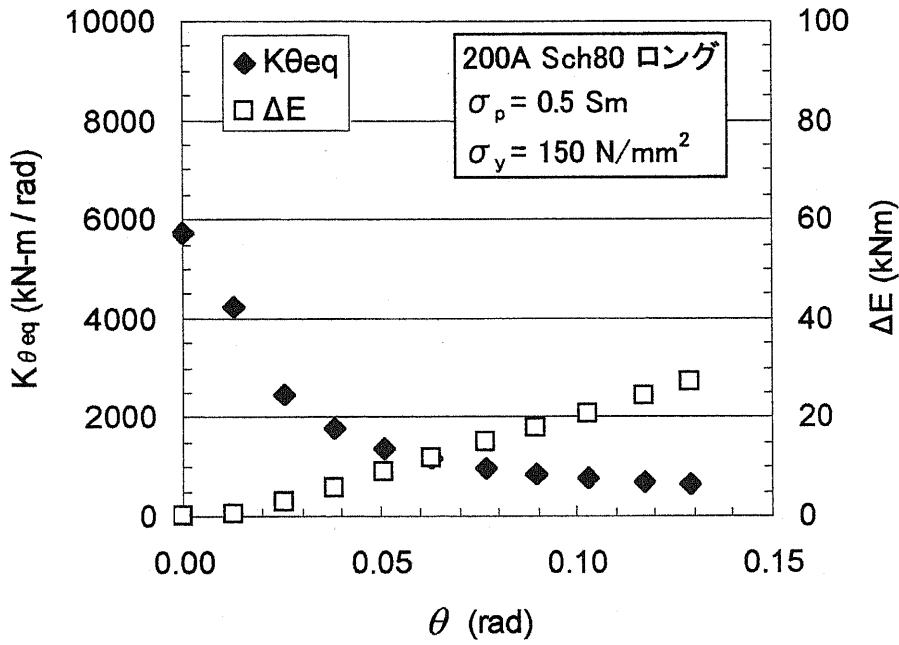


図 3.2-44 Case13 等価剛性と消散エネルギー

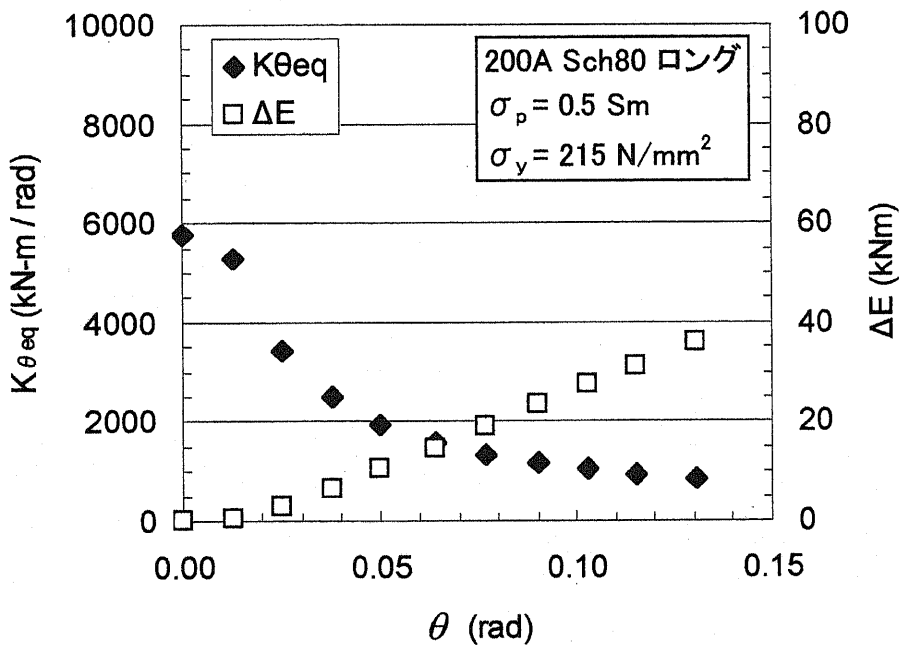


図 3.2-45 Case14 等価剛性と消散エネルギー

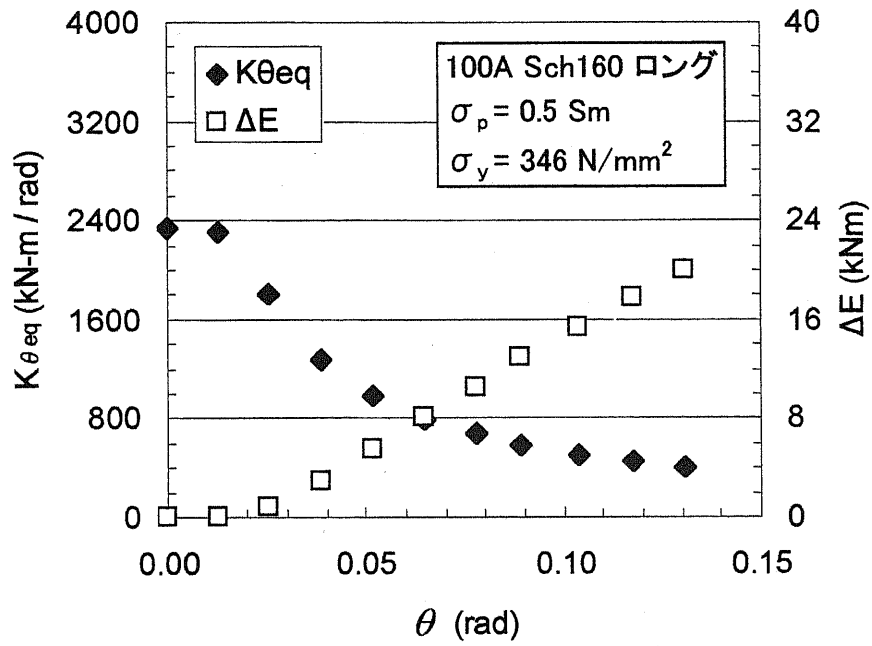


図 3.2-46 Case15 等価剛性と消散エネルギー

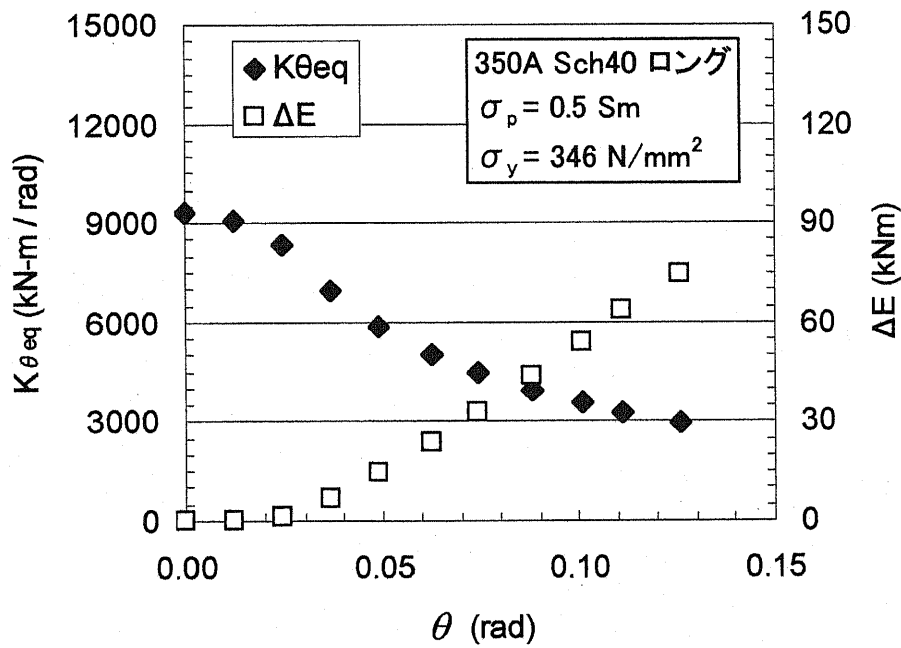


図 3.2-47 Case16 等価剛性と消散エネルギー

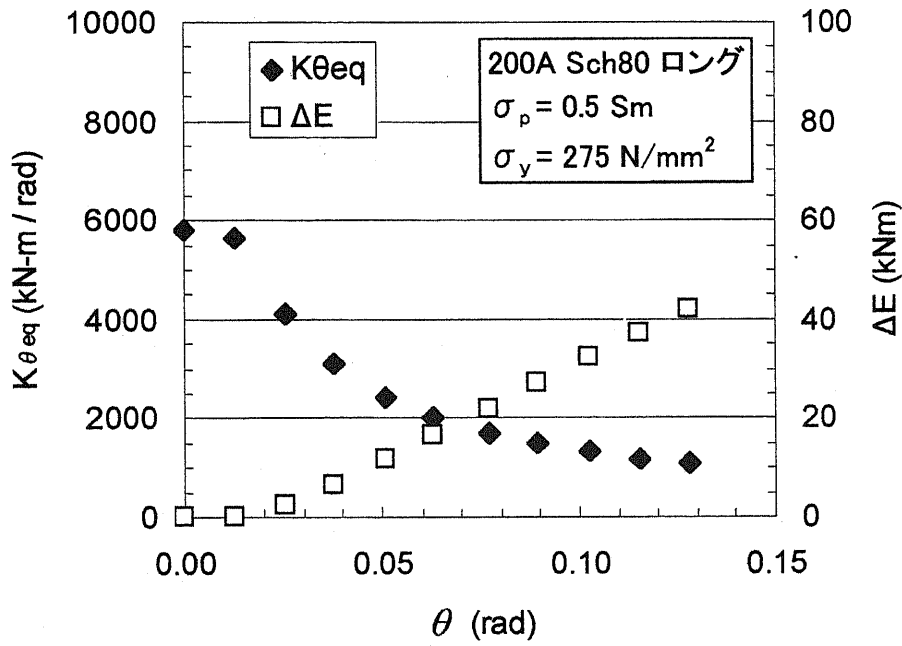


図 3.2-48 Case17 等価剛性と消散エネルギー

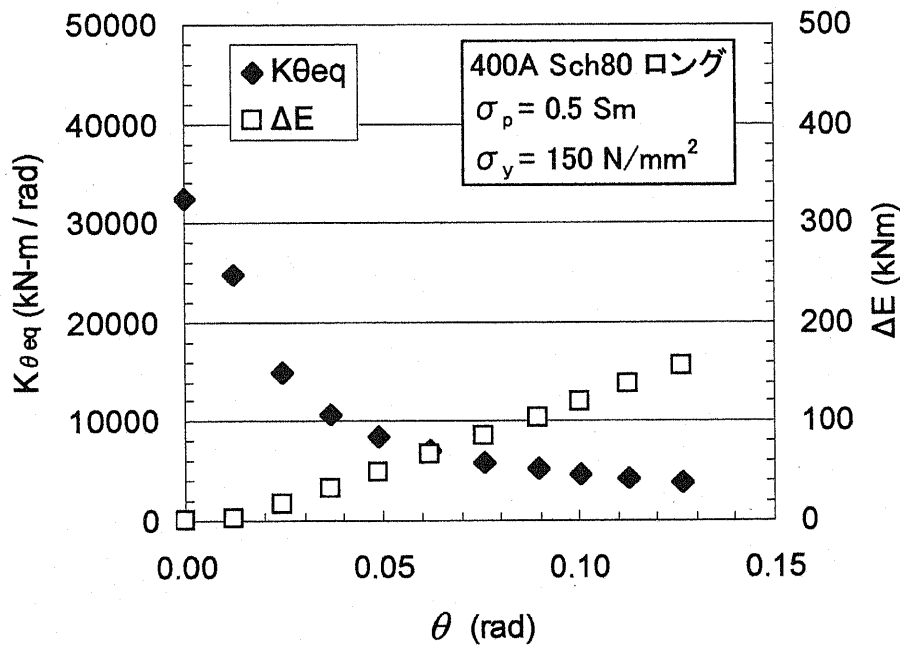


図 3.2-49 Case18 等価剛性と消散エネルギー

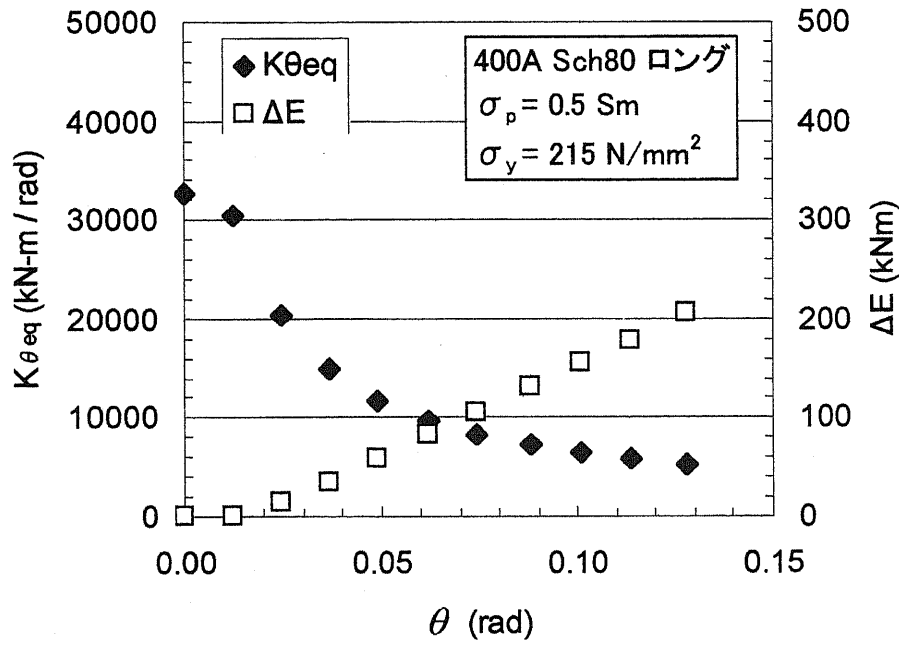


図 3.2-50 Case19 等価剛性と消散エネルギー

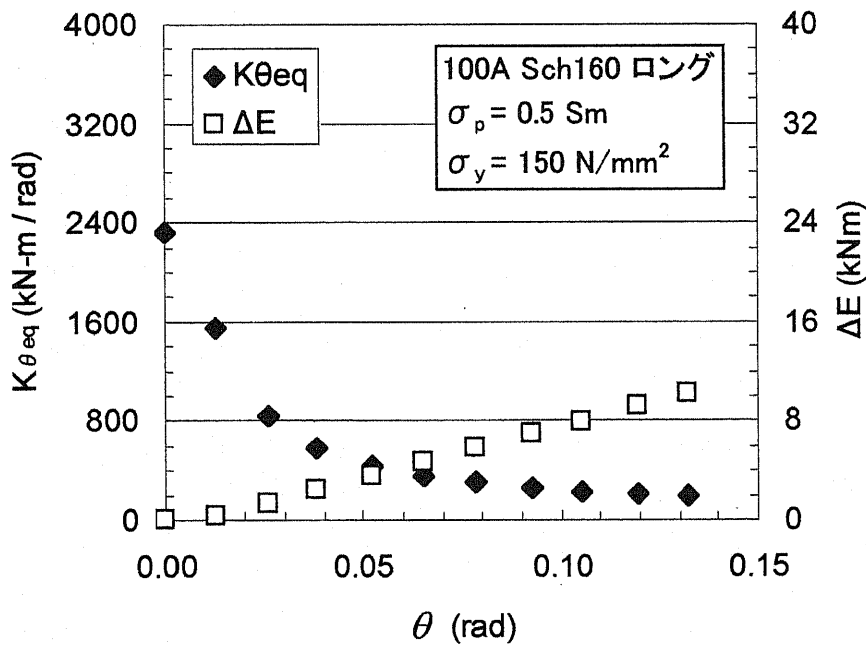


図 3.2-51 Case20 等価剛性と消散エネルギー

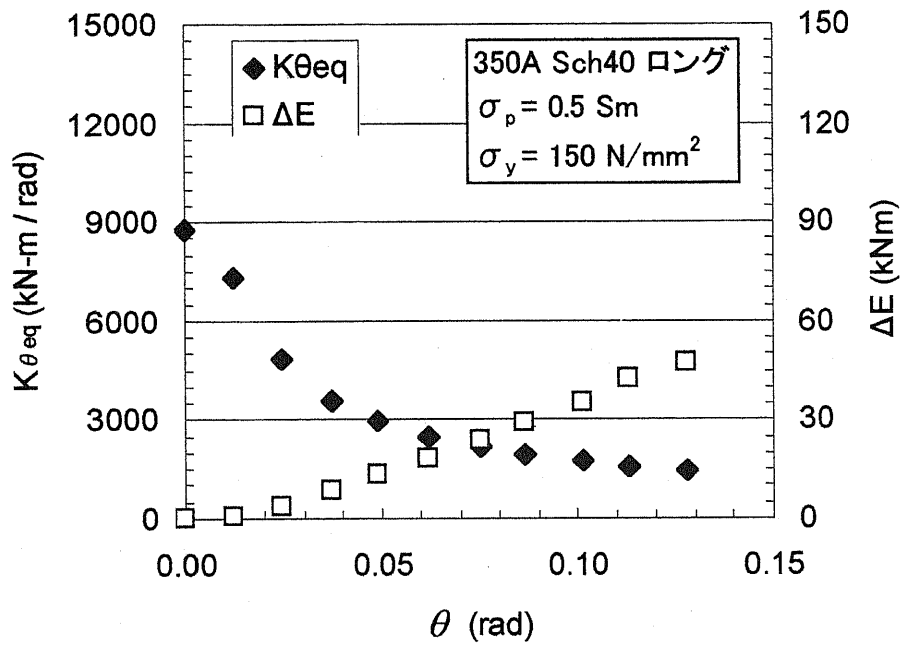


図 3.2-52 Case21 等価剛性と消散エネルギー

3.3 エルボ弾塑性変形特性の評価

3.3.1 エルボ弾塑性変形特性の評価方法

前項 3.2 に示したシミュレーション結果を基に、塑性変形を生じるエルボの等価剛性及び消散エネルギーを定式化することを目的とし本項の検討を行った。

前項に示した消散エネルギー ΔE と角度変位量 θ の関係は、塑性変形が大きくなると直線的に増加する傾向があることが確認された。摩擦を有する系では、消散エネルギーが変位量と共に直線的に増加するという特徴があり、エルボでの消散エネルギーの増加傾向と良く似ている。そこで、本研究におけるエルボの弾塑性特性の定式化では、図 3.3-1 及び図 3.3-2 に示す摩擦モデルによる近似を試みた。

図 3.3-2 に示された摩擦モデルの履歴特性より、等価剛性及び消散エネルギーを次の式で計算することができる。

$$\begin{cases} K_{eq} = K_{EL} & (X \leq X_y) \\ K_{cq} = K_{EL} \cdot \frac{X_y}{X} & (X > X_y) \end{cases} \quad (3-5)$$

$$\begin{cases} \Delta E = 0 & (X \leq X_y) \\ \Delta E = 4 \cdot K_{EL} \cdot X_y^2 \cdot \left(\frac{X}{X_y} - 1 \right) & (X > X_y) \end{cases} \quad (3-6)$$

ΔE : 消散エネルギー

K_{EL} : 降伏前の剛性 (初期剛性)

K_{eq} : 等価剛性

X : 変位振幅

X_y : 降伏を生じ始める変位振幅

上式は並進変位と荷重に対する式であるが、次式のようにモーメントと角度変位の関係に置き換えることができる。

$$\begin{cases} K_{\theta eq} = K_{\theta EL} & (\theta \leq \theta_y) \\ K_{\theta eq} = K_{\theta EL} \cdot \frac{\theta_y}{\theta} & (\theta > \theta_y) \end{cases} \quad (3-8)$$

$$\begin{cases} \Delta E = 0 & (\theta \leq \theta_y) \\ \Delta E = 4 \cdot K_{\theta EL} \cdot \theta_y^2 \cdot \left(\frac{\theta}{\theta_y} - 1 \right) & (\theta > \theta_y) \end{cases} \quad (3-9)$$

これらの式を基にシミュレーションにより得られた等価剛性及び消散エネルギーの整理を行い、エルボにおける弾塑性変形特性の評価を行った。

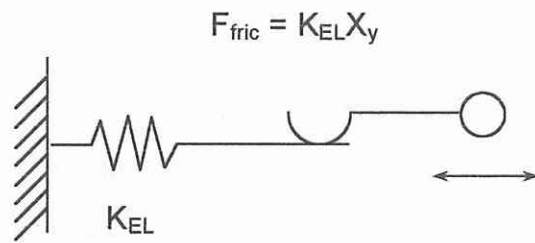


図 3.3-1 初期剛性を有する摩擦モデル

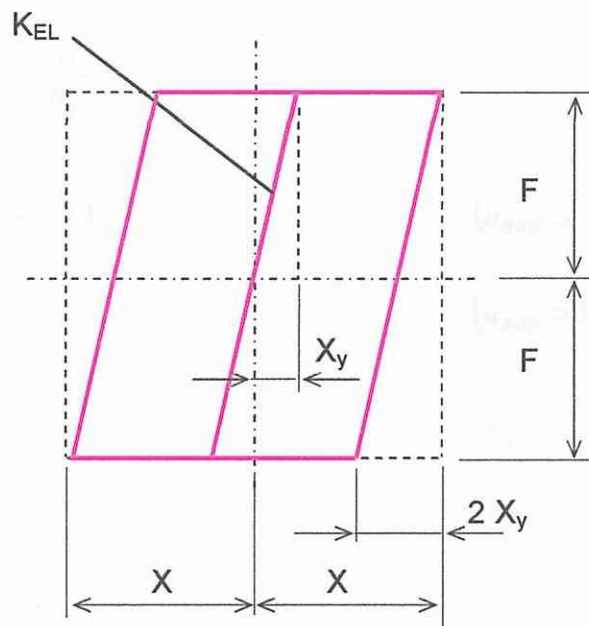


図 3.3-2 摩擦モデルの履歴特性

3.3.2 等価剛性及び消散エネルギーの近似

前項に示した近似式により、まず、シミュレーションにより求められた消散エネルギーの整理を行った。

摩擦モデルと仮定した場合の降伏が生じ始める角度変位 θ_y を図 3.3-3 に示すようにシミュレーション結果を直線近似することにより求めた。弾性域の線形剛性 K_{EL} については、シミュレーションにおける振幅レベルの小さい領域のデータを基に、図 3.3-4 に例として示すようにシミュレーションケース毎の $K_{\theta EL}$ を求めた。

全てのシミュレーション結果から求めた $K_{\theta EL}$ 及び θ_y を表 3.3-1 にまとめて示す。これらの値を用いて以下に示す式によって正規化を行った。これらの式は、 $\theta / \theta_y = \mu_{app}$ と置き、式 3-8 及び式 3-9 を変形したものである。

$$\mu_{app} = \frac{\theta}{\theta_y} \quad (3-10)$$

$$\begin{cases} \frac{K_{\theta eq}}{K_{\theta EL}} = 1 & (\mu_{app} \leq 1) \\ \frac{K_{\theta eq}}{K_{\theta EL}} = \frac{1}{\mu_{app}} & (\mu_{app} > 1) \end{cases} \quad (3-11)$$

$$\begin{cases} \Delta E = 0 & (\mu_{app} \leq 1) \\ \frac{\Delta E}{4 \cdot K_{\theta EL} \cdot \theta_y^2} = \mu_{app} - 1 & (\mu_{app} > 1) \end{cases} \quad (3-12)$$

なお、ここでの μ_{app} は塑性率に相当する値であるが、摩擦モデルによる近似において定めた値であり、実際のエルボにおける塑性開始は $\mu_{app}=1.0$ より小さい値で生じていることに注意する必要がある。

正規化された等価剛性及び消散エネルギーを図 3.3-5 及び図 3.3-6 に示す。これらの図に示すように、等価剛性 $K_{\theta eq}$ については、ばらつきはあるものの摩擦モデルによる近似でその傾向が再現できることがわかった。消散エネルギーについては、摩擦モデルによる近似曲線が、全てのシミュレーション結果を上回る結果となっ

た。これはエルボの塑性変形に伴う履歴曲線と摩擦モデルでの履歴曲線の違いによるものである。エルボの履歴曲線では面内曲げの閉側と開側で非対称性となる。そのため摩擦モデルの履歴曲線の内部面積よりも小さくなると考えられる。なお、エルボの面内曲げにおいて閉側と開側で非対称の履歴特性となるのは、エルボにおける断面変形の影響によるものである。閉側では、エルボの断面が曲げ剛性が低下する方向へ楕円化し、開側では曲げ剛性が増加する方向へ楕円化する。そのため塑性変形が生じ易いのは閉側の曲げとなる。

消散エネルギーをより精度よく近似するために下式の補正を行った。

$$\begin{cases} \Delta E = 0 & (\mu_{app} \leq 1) \\ \frac{\Delta E}{4 \cdot K_{\theta_{EL}} \cdot \theta_y^2} \cdot \frac{1}{\alpha} = \mu_{app} - 1 & (\mu_{app} > 1) \end{cases} \quad (3-13)$$

α : 消散エネルギー補正係数

この補正係数は、 θ_y を近似する際の角度変位振幅 θ に対する消散エネルギー ΔE の傾き（図 3.3-3 における勾配 a）より計算することができる。表 3.3-1 にこの補正係数 α を示す。なお、この係数 α は、摩擦モデルの消散エネルギーからの欠損率として捉えることもできる。補正係数を用い正規化された消散エネルギーを図 3.3-7 に示す。

以上のように種々の口径、肉厚、曲げ半径、内圧条件、降伏応力条件のエルボの弾塑性特性を、弾性域の剛性 $K_{\theta_{EL}}$ 、塑性変形を開始する角度変位振幅 θ_y 、消散エネルギーに対する補正係数 α の3つの係数を用いて正規化することで、統一された特性として捉えることが可能となった。

表 3.3-1 エルボ弾塑性変形における消散エネルギーの摩擦モデルによる近似結果

No.	エルボ種類	外径	肉厚	曲げ半径	内圧応力	降伏応力	$K_{\theta EL}$ kN-m/rad	θ_y rad	消散エネルギー 補正係数 α
		D mm	t mm	R mm	σ_p *Sm	σ_y N/mm ²			
1	100A Sch80 ロング	114.3	8.6	152.4	0.50	346	1246	0.0237	0.843
2	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	0.50	346	5784	0.0256	0.804
3	300A Sch80 ロング	318.5	17.4	457.2	0.50	346	16491	0.0266	0.788
4	400A Sch80 ロング	406.4	21.4	609.6	0.50	346	32754	0.0269	0.781
5	200A Sch40 ロング	216.3	8.2	304.8	0.50	346	2768	0.0290	0.726
6	200A Sch100 ロング	216.3	15.1	304.8	0.50	346	7659	0.0239	0.844
7	200A Sch120 ロング	216.3	18.2	304.8	0.50	346	10188	0.0234	0.861
8	100A Sch80 ショート	114.3	8.6	101.6	0.50	346	1121	0.0236	0.791
9	200A Sch80 ショート	216.3	12.7	203.2	0.50	346	5784	0.0256	0.754
10	400A Sch80 ショート	406.4	21.4	406.4	0.50	346	29154	0.0263	0.738
11	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	0.05	346	5622	0.0267	0.821
12	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	1.00	346	6001	0.0266	0.771
13	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	0.50	150	5739	0.0130	0.778
14	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	0.50	215	5757	0.0170	0.811
15	100A Sch160 ロング	114.3	13.5	152.4	0.50	346	2331	0.0220	0.910
16	350A Sch40 ロング	355.6	11.1	533.4	0.50	346	9294	0.0324	0.659
17	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	0.50	275	5811	0.0214	0.793
18	400A Sch80 ロング	406.4	21.4	609.6	0.50	150	32422	0.0137	0.770
19	400A Sch80 ロング	406.4	21.4	609.6	0.50	215	32630	0.0176	0.805
20	100A Sch160 ロング	114.3	8.6	152.4	0.50	150	2326	0.0100	0.896
21	350A Sch40 ロング	355.6	11.1	533.4	0.50	150	8770	0.0193	0.644

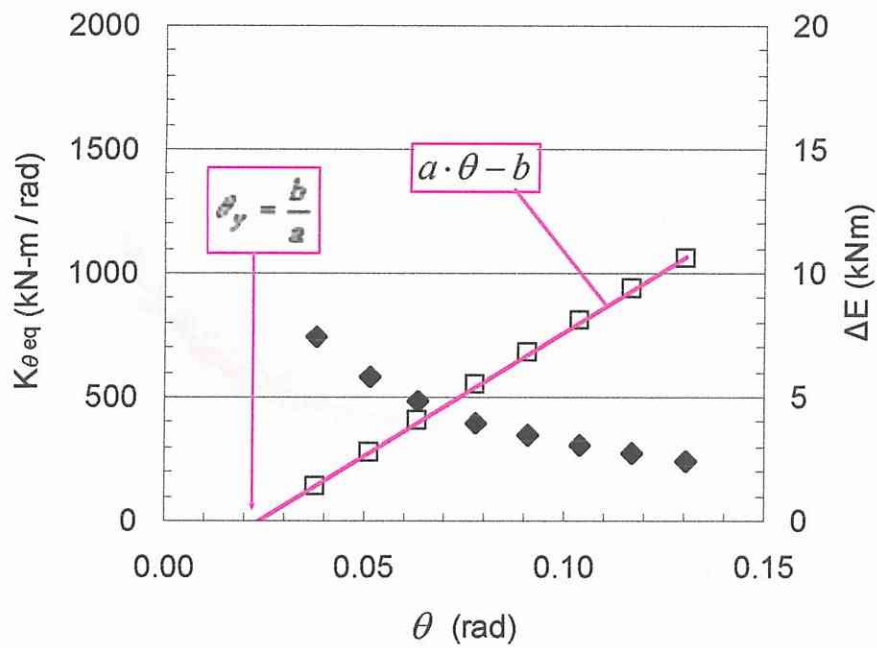


図 3.3-3 θ_y の近似例

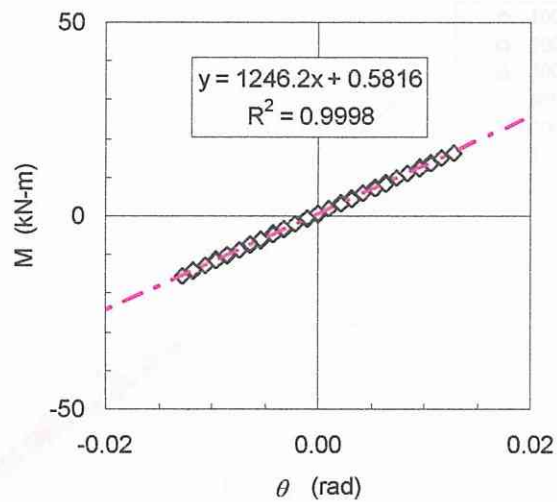


図 3.3-4 K_{EL} の近似例

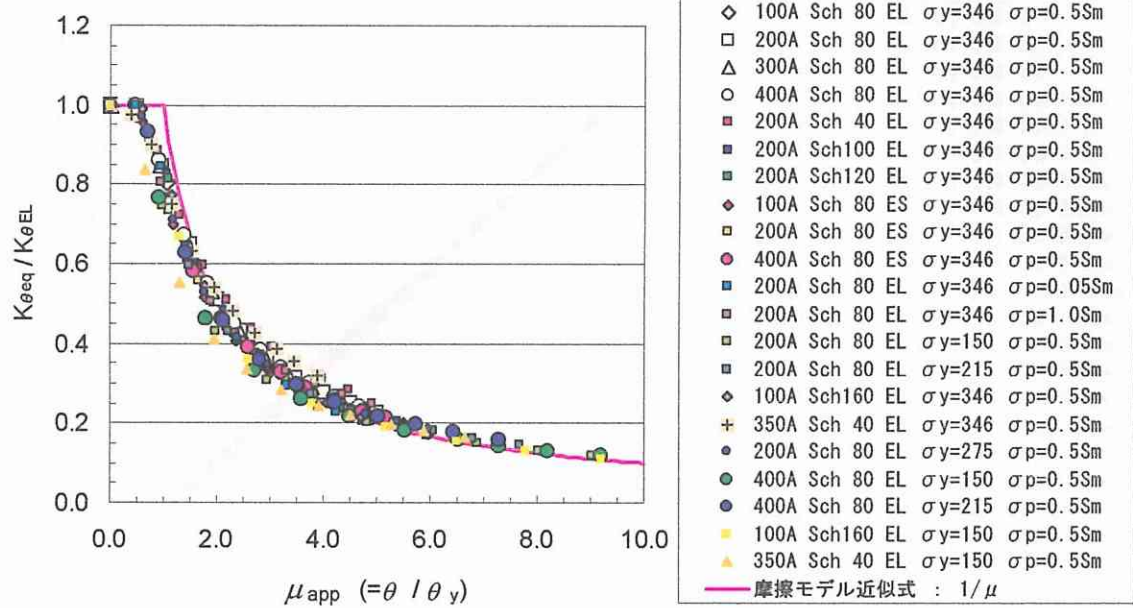


図 3.3-5 正規化された等価剛性

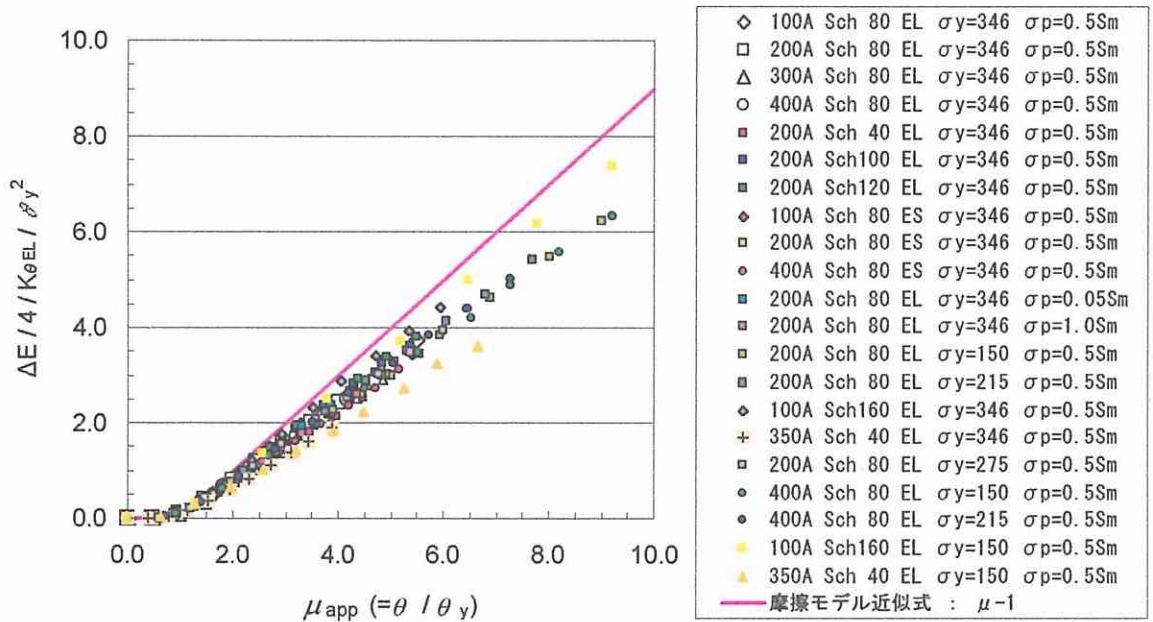


図 3.3-6 正規化された消散エネルギー

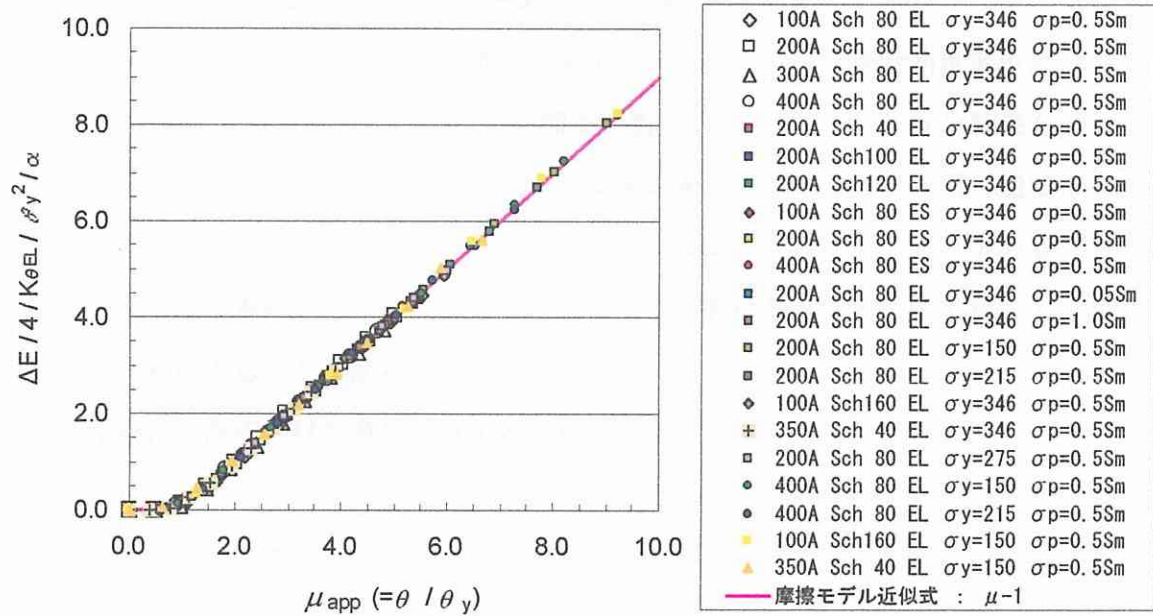


図 3.3-7 正規化された消散エネルギーの補正

3.3.3 近似式における係数のパラメータによる影響

前項 3.3.2 において、エルボ面内曲げの弾性域の剛性 K_{EL} 、塑性開始角度変位振幅 θ_y 及び消散エネルギーを近似する上での補正係数 α が、シミュレーション結果を基に求められた。これらの値は、シミュレーションを行った条件では利用可能である。他の条件における係数については、別途シミュレーションを行えば求めることができるが、本研究でのシミュレーション条件におけるパラメータの傾向を分析し、一般化することを試みた。

様々な形状、内圧、材料特性を有するエルボの履歴特性を予測することができることとなる。本項では、シミュレーションで求められた近似係数とパラメータの関係を定式化することで、エルボ履歴特性の一般化を試みた。

(1) 弾性域の剛性 $K_{\theta EL}$

曲がり管の応力と剛性に関する研究は多く行われている。参考文献(7)では 124 編の文献が引用され研究の歴史が示されている。1911 年に発表された Th. von Karman 氏の曲がり管の応力とフレキシビリティファクタに関する研究もそのひとつである。このような多くの研究成果を設計基準に反映されたものが参考文献(1)であり、エルボの曲げ剛性に対して以下の関係が示されている。

$$M \propto \frac{E \cdot I}{R \cdot \kappa} \cdot \theta \quad (3-14)$$

$$\kappa = \frac{1.65}{h} \cdot \frac{1}{1 + \frac{P \cdot r}{t \cdot E} \cdot X_k} \quad (3-15)$$

$$h = \frac{t \cdot R}{r^2} \quad (3-16)$$

$$X_k = 6 \cdot \left(\frac{r}{t}\right)^{\frac{4}{3}} \cdot \left(\frac{R}{r}\right)^{\frac{1}{3}} \quad (3-17)$$

- κ : フレキシビリティファクタ
- E : ヤング率
- I : 断面2次モーメント
- P : 内圧
- R : エルボ曲げ半径
- r : 管の平均半径
- t : 管の肉厚

これらの関係より弾性域剛性 $K_{\theta EL}$ は次式で表される。

$$K_{\theta EL} \propto \frac{E \cdot I}{R \cdot \kappa} \quad (3-18)$$

シミュレーションにより求められたエルボ面内曲げでの弾性域の剛性 $K_{\theta EL}$ と $E \cdot I / (R \cdot \kappa)$ の関係を図 3.3-8 に示す。この図に示すとおり、シミュレーション結果の弾性域の剛性 $K_{\theta EL}$ は、 $E \cdot I / (R \cdot \kappa)$ とほぼ線形関係にあり、式 3-18 により剛性を近似できることがわかった。図 3.3-9 はこの線形近似式とシミュレーション結果の比を示したものであるが、この図に示すように、 r/t が小さいほどこの比率は大きくなり、約 40% の差異を有していることがわかった。

弾性域の剛性 $K_{\theta EL}$ をより精度良く近似するために次式の補正を行った。

$$K_{\theta EL} \propto \frac{E \cdot I}{R \cdot \kappa \cdot \psi} \quad (3-19)$$

$$\psi = 1.99 \cdot \left(\frac{r}{t} \right)^{-0.309} \quad (3-20)$$

補正結果を図 3.3-10 及び図 3.3-11 に示す。これらの図に示すように、補正によりシミュレーション結果とより一致する近似式を得ることができた。

$$K_{\theta EL} = 0.890 \cdot \frac{E \cdot I}{R \cdot \kappa \cdot \psi} \quad (3-21)$$

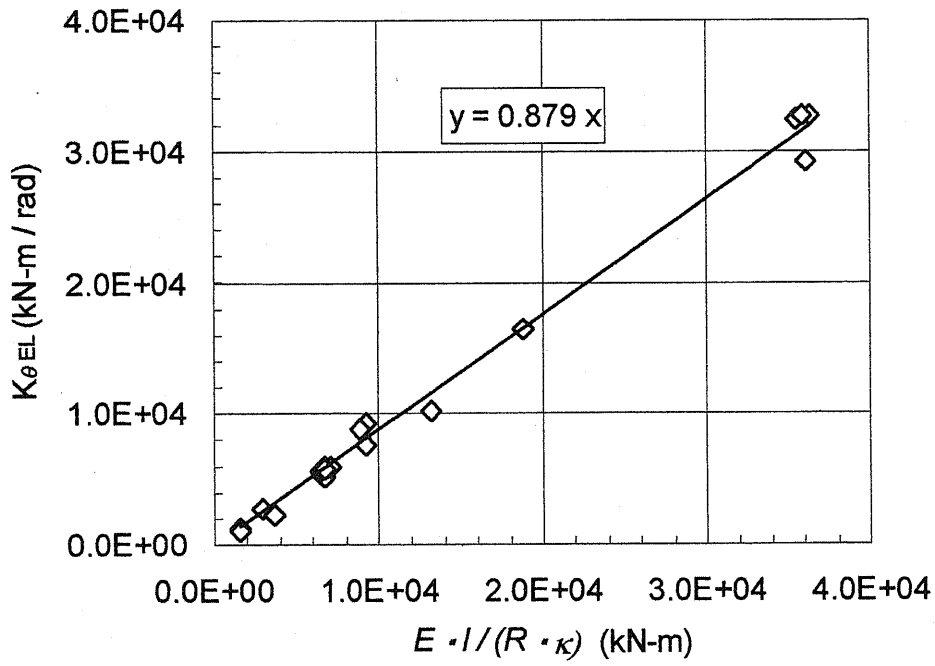


図 3.3-8 弾性域の剛性 $K_{\theta EL}$ の近似

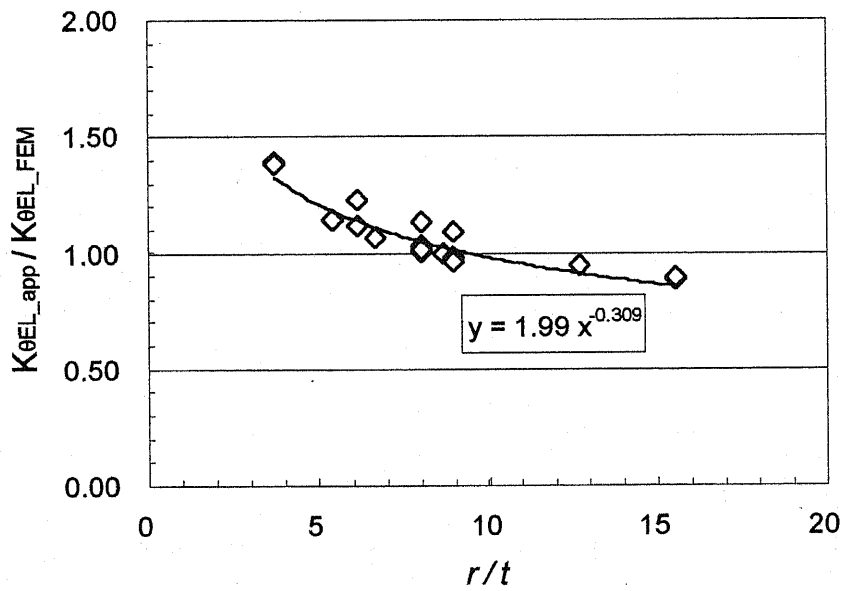


図 3.3-9 近似とシミュレーション結果との差異

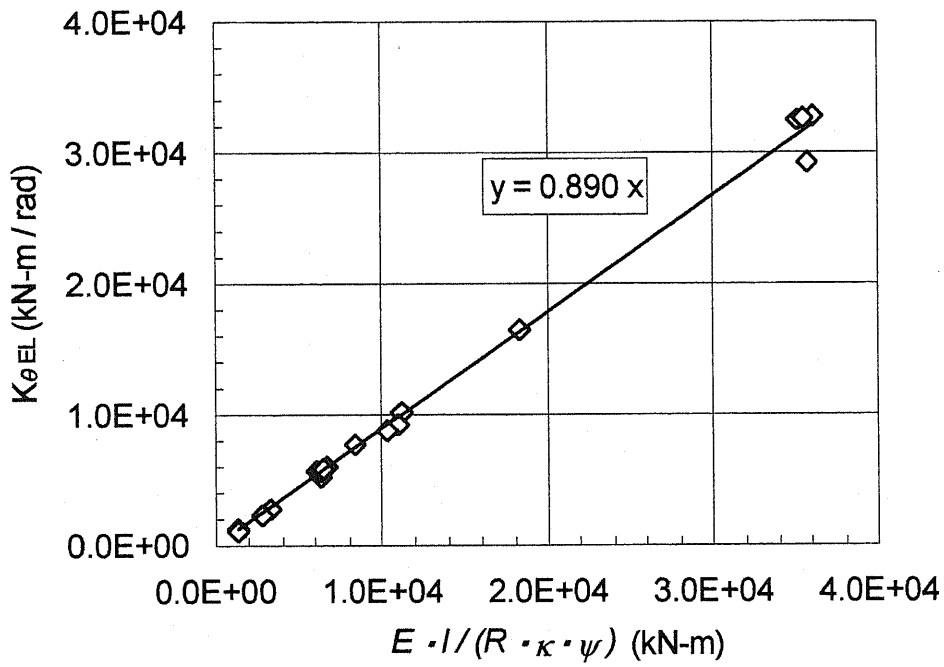


図 3.3-10 補正された弾性域の剛性 $K_{\theta EL}$ の近似

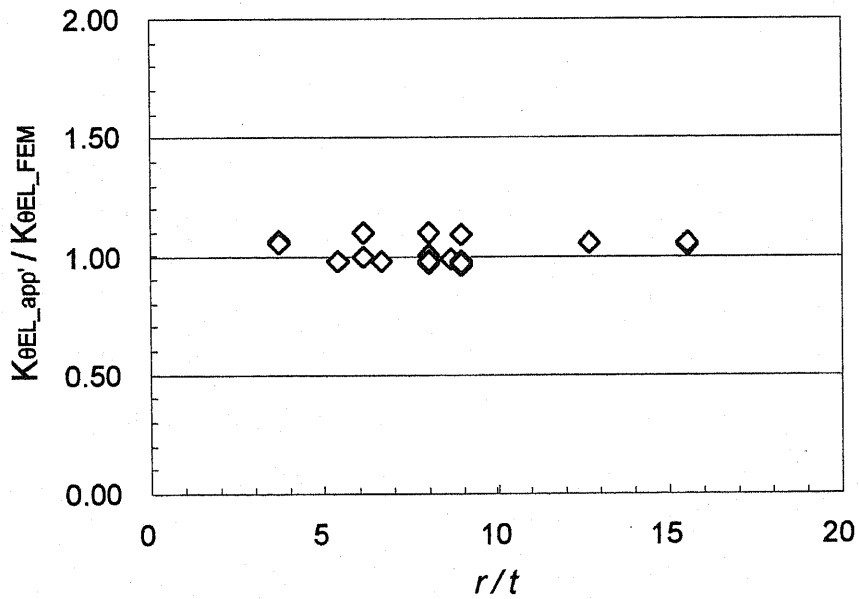


図 3.3-11 補正された近似とシミュレーション結果との差異

(2) 塑性変形開始角度変位振幅 θ_y

塑性開始角度変位振幅 θ_y と外径肉厚比 r/t の関係を図 3.3-12 及び図 3.3-13 に示す。この図に示すように、同一の降伏応力 σ_y である場合については、 r/t に対して線形の近似が可能であると判断した。また、図 3.3-14 及び図 3.3-15 に示す塑性開始角度変位振幅 θ_y と降伏応力の関係においても線形の関係が確認された。これらの 2 種類の近似関係は、下式で表すことができる。

$$\theta_y = 8.77 \times 10^{-4} \times \left(\frac{r}{t}\right) + 1.86 \times 10^{-2} \quad (\sigma_y = 346 \text{ N/mm}^2) \quad (3-22)$$

$$\theta_y = 7.89 \times 10^{-4} \times \left(\frac{r}{t}\right) + 6.86 \times 10^{-3} \quad (\sigma_y = 150 \text{ N/mm}^2) \quad (3-22)$$

$$\theta_y = 13.2 \times \frac{\sigma_y}{E} + 3.17 \times 10^{-3} \quad (200\text{A Sch80 ロング}) \quad (3-23)$$

$$\theta_y = 13.8 \times \frac{\sigma_y}{E} + 3.33 \times 10^{-3} \quad (400\text{A Sch80 ロング}) \quad (3-24)$$

- σ_y : 降伏応力 (N/mm^2)
- θ_y : 塑性開始角度変位振幅 (rad)
- E : ヤング率 (N/mm^2)
- r : 管の平均半径 (mm)
- t : エルボの肉厚 (mm)

r/t に対する θ_y の勾配は、降伏応力に依存しないものと仮定し、両関係を組み合わせることにより次の近似式を得た。

$$\theta_y = 8.33 \times 10^{-4} \times \left(\frac{r}{t}\right) + 13.5 \times \frac{\sigma_y}{E} - 3.78 \times 10^{-3} \quad (3-25)$$

本式による近似結果を図 3.3-16 に示す。

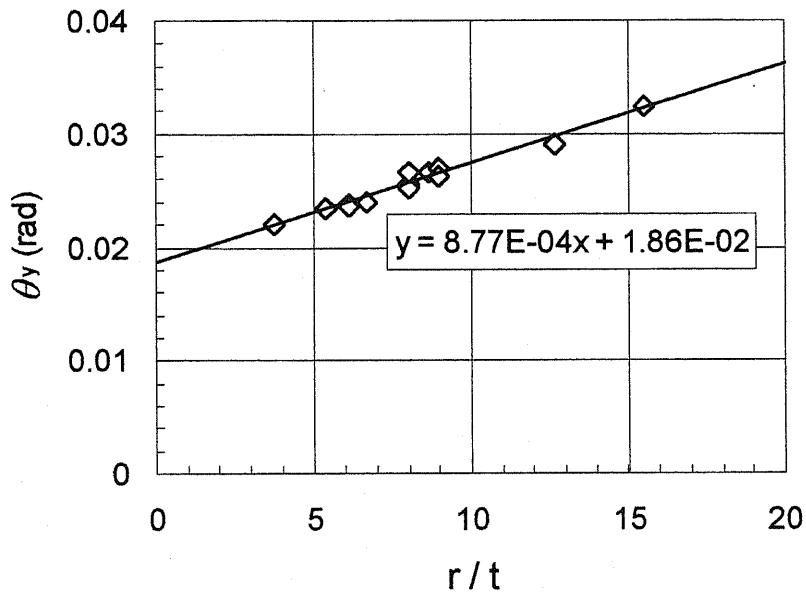


図 3.3-12 塑性変形が始まる角度変位振幅 θ_y ($\sigma_y=346 \text{ N/mm}^2$)

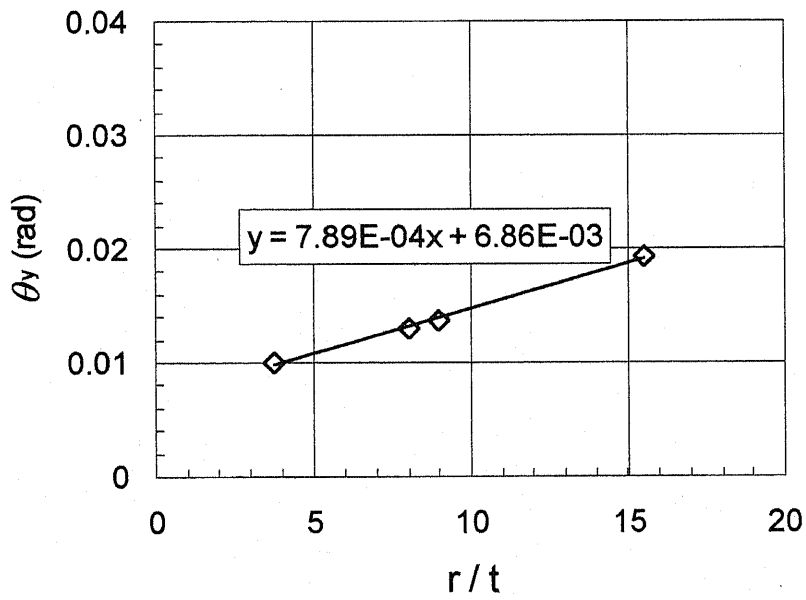


図 3.3-13 塑性変形が始まる角度変位振幅 θ_y ($\sigma_y=150 \text{ N/mm}^2$)

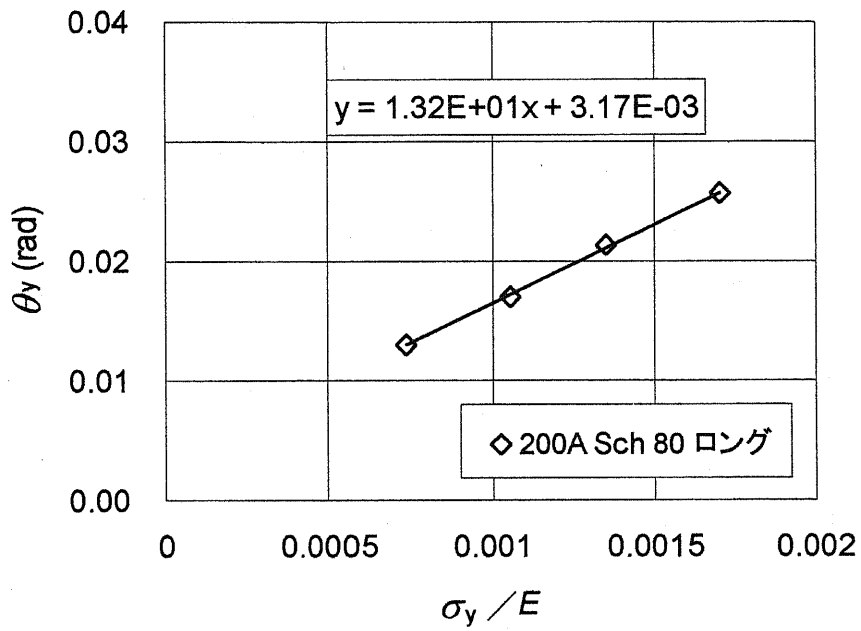


図 3.3-14 θ_y と降伏応力 σ_y の関係 (200A Sch80 ロングエルボ)

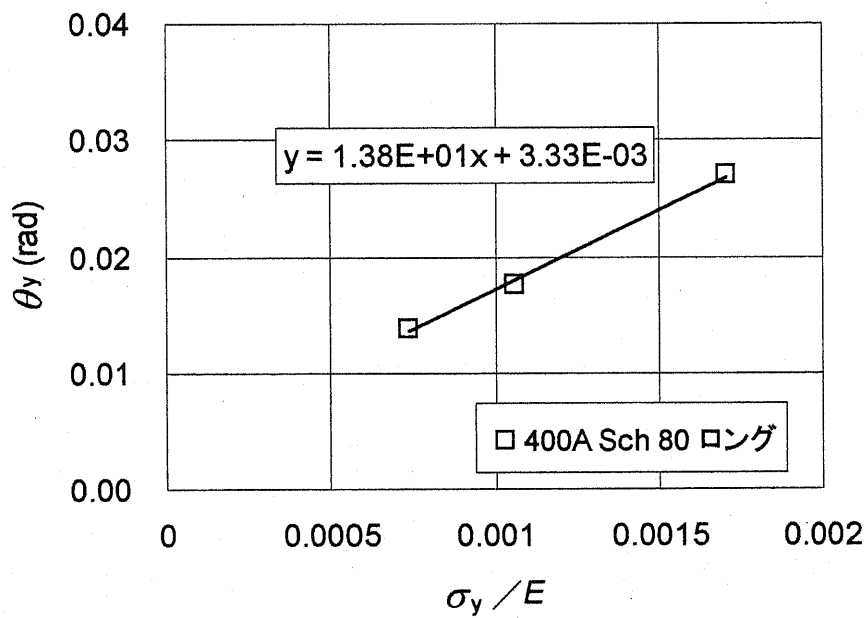


図 3.3-15 θ_y と降伏応力 σ_y の関係 (400A Sch80 ロングエルボ)

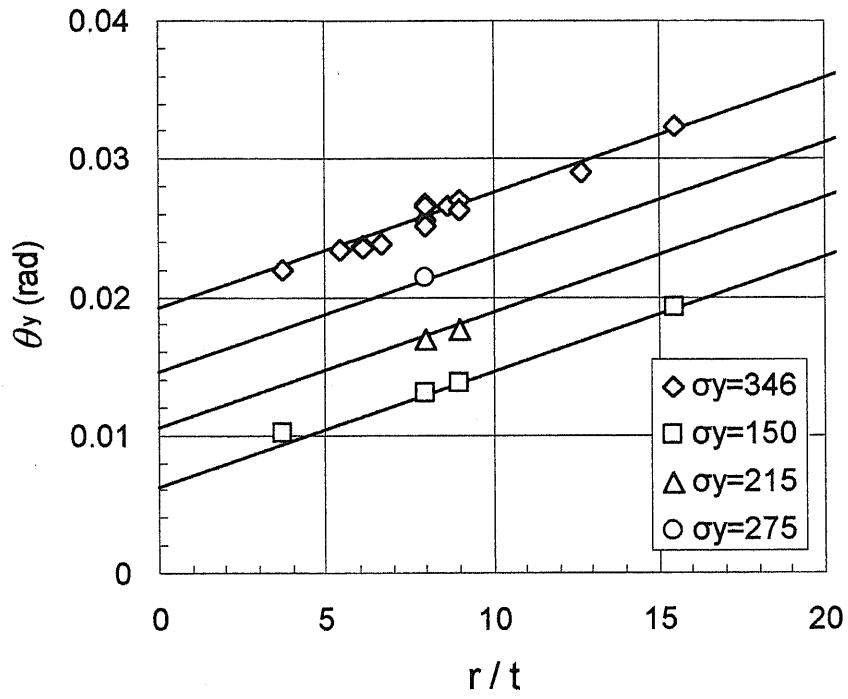


図 3.3-16 θ_y の近似

(3) 消散エネルギー補正式 α

消散エネルギーの補正係数 α とフレキシビリティファクタ κ の関係を図 3.3-17 に示す。この図に示すように、ばらつきはあるもののシミュレーションを行った各条件の係数は κ による線形の近似が可能であることがわかった。

本研究では、消散エネルギーの補正係数 α を下式で近似した。

$$\alpha = -4.02 \times 10^{-2} \times \kappa + 9.74 \times 10^{-1} \quad (3-26)$$

α : 消散エネルギー式の補正係数

κ : フレキシビリティファクタ (式3-15参照)

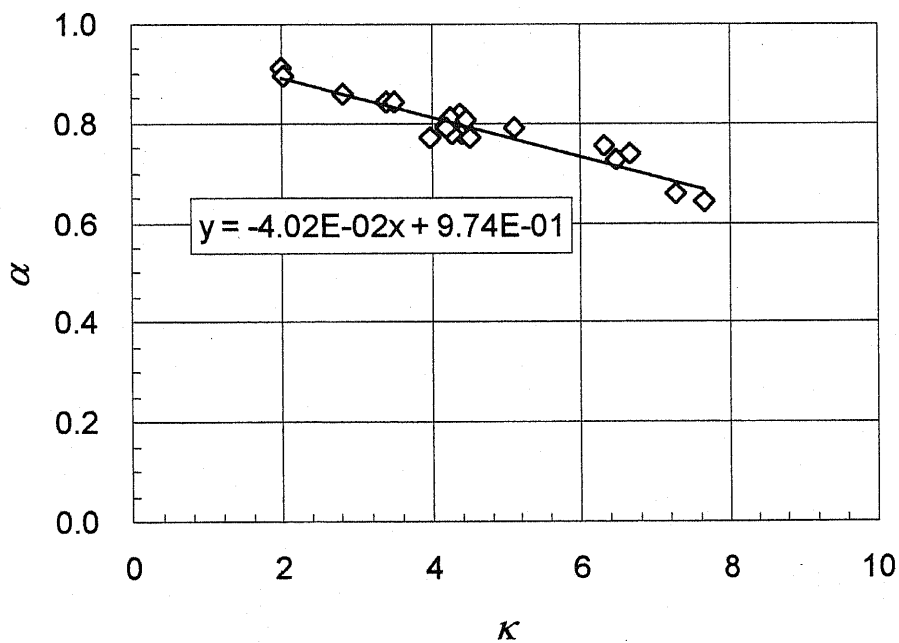


図 3.3-17 補正係数 α とフレキシビリティファクタの関係

3.3.4 エルボ弾塑性特性の一般化された近似式

前項 3.3.2 及び 3.3.3 に示された等価剛性及び消散エネルギー近似式と、定式化された近似式の係数を用いることにより、繰り返し面内曲げを受けるエルボの等価剛性及び消散エネルギーを、次のように一般化された近似式として表した。

$$\begin{cases} K_{\theta eq} = K_{\theta EL} & (\mu_{app} \leq 1) \\ K_{\theta eq} = K_{\theta EL} \cdot \frac{1}{\mu_{app}} & (\mu_{app} > 1) \end{cases} \quad (3-27)$$

$$\begin{cases} \Delta E = 0 & (\mu_{app} \leq 1) \\ \Delta E = 4 \cdot K_{\theta EL} \cdot \theta_y^2 \cdot \alpha \cdot (\mu_{app} - 1) & (\mu_{app} > 1) \end{cases} \quad (3-28)$$

$$\mu_{app} = \frac{\theta}{\theta_y} \quad (3-29)$$

- ΔE : 消散エネルギー
- α : 消散エネルギーの補正係数
- θ : 角度変位振幅 (rad)
- θ_y : 塑性開始角度変位振幅 (rad)
- $K_{\theta EL}$: 弾性域の剛性
- $K_{\theta eq}$: 等価剛性

$$K_{\theta EL} = 0.447 \cdot \frac{E \cdot I}{R \cdot \kappa} \cdot \left(\frac{r}{t}\right)^{0.309} \quad (3-30)$$

$$\kappa = \frac{1.65}{h} \cdot \frac{1}{1 + \frac{P \cdot r}{t \cdot E} \cdot X_k} \quad (3-31)$$

$$h = \frac{t \cdot R}{r^2} \quad (3-32)$$

$$X_k = 6 \cdot \left(\frac{r}{t}\right)^{\frac{4}{3}} \cdot \left(\frac{R}{r}\right)^{\frac{1}{3}} \quad (3-33)$$

κ : フレキシビリティファクタ
 E : ヤング率
 I : 断面 2 次モーメント
 P : 内圧
 R : エルボ曲げ半径
 r : 管の平均半径
 t : 管の肉厚

$$\theta_y = 0.000833 \cdot \left(\frac{r}{t} \right) + 13.5 \cdot \frac{\sigma_y}{E} - 0.00378 \quad (3-34)$$

σ_y : 降伏応力
 E : ヤング率
 r : 管の平均半径
 t : 管の肉厚

$$\alpha = -0.0402 \cdot \kappa + 0.974 \quad (3-35)$$

κ : フレキシビリティファクタ
 (式3-31による)

上式により近似された等価剛性及び消散エネルギーの FEM 解析結果との比較を図 3.3-18 及び図 3.3-19 に示す。

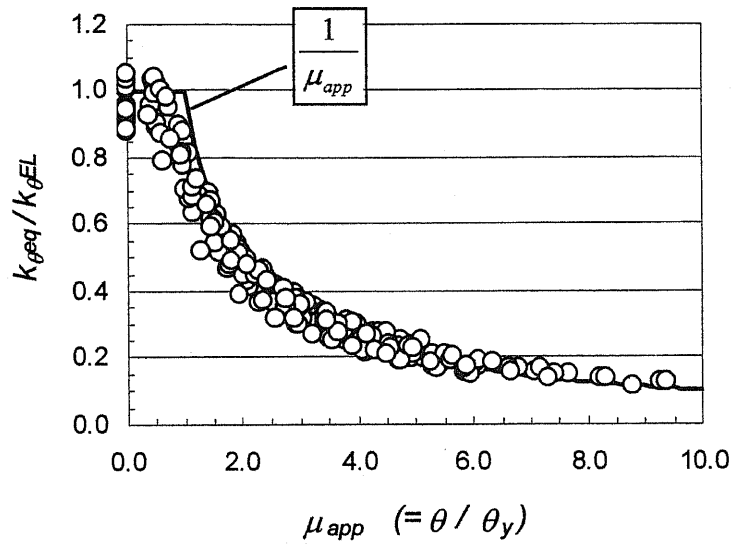


図 3.3-18 等価剛性 $K_{\theta EL}$ の近似と FEM によるシミュレーション結果の比較

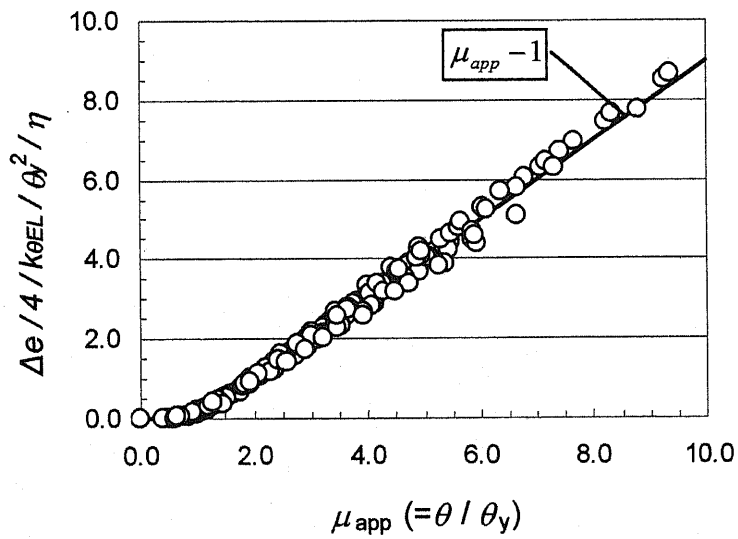


図 3.3-19 消散エネルギー ΔE の近似と FEM によるシミュレーション結果の比較

3.3.5 エルボ弾塑性特性の一般化された近似式の精度

FEM を用いたシミュレーション結果と、前項までに示された近似式によるエルボの弾塑性特性との比較を行い、シミュレーション結果に対する近似式の精度を調べた。

近似された各パラメータのシミュレーション結果からの差異を表 3.3-2 に示す。また、等価剛性及び消散エネルギーの近似結果のシミュレーション結果に対する差異を図 3.3-20 及び図 3.3-21 に示す。

等価剛性及び消散エネルギーの近似は、共に μ_{app} が 1.0 近傍で誤差が大きく、消散エネルギーの近似結果については μ_{app} が 2.0 以上で、ほぼ $\pm 15\%$ 以内の精度で近似でき、等価剛性については μ_{app} が 2.0 以上で、ほぼ $\pm 25\%$ 以内の精度で近似できることがわかった。

$\mu_{app} = 1.0$ 近傍において誤差が大きくなるのは、エルボでは μ_{app} が 1.0 より小さい領域で徐々に塑性変形が生じ始めるのに対して、摩擦モデルでは $\mu_{app} = 1.0$ において急激に塑性化が開始するためである。これは摩擦モデルによる近似では避けられない誤差と考えられる。

表 3.3-2 一般化された近似式の係数のシミュレーション結果に対する誤差

No.	エルボ種類	外径	肉厚	曲げ半径	内圧応力	降伏応力	$K_{\theta EL}$ の誤差	θ_y の誤差	補正係数 α の誤差
		D mm	t mm	R mm	σ_p *Sm	σ_y N/mm ²			
1	100A Sch80 ロング	114.3	8.6	152.4	0.50	346	-0.1%	1.3%	-0.6%
2	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	0.50	346	-3.7%	0.3%	1.5%
3	300A Sch80 ロング	318.5	17.4	457.2	0.50	346	-2.4%	-1.4%	0.9%
4	400A Sch80 ロング	406.4	21.4	609.6	0.50	346	-3.5%	-1.4%	2.1%
5	200A Sch40 ロング	216.3	8.2	304.8	0.50	346	4.6%	2.7%	-1.8%
6	200A Sch100 ロング	216.3	15.1	304.8	0.50	346	-2.5%	2.6%	-1.2%
7	200A Sch120 ロング	216.3	18.2	304.8	0.50	346	-0.3%	0.3%	-0.1%
8	100A Sch80 ショート	114.3	8.6	101.6	0.50	346	10.5%	2.1%	-2.8%
9	200A Sch80 ショート	216.3	12.7	203.2	0.50	346	8.4%	2.2%	-4.5%
10	400A Sch80 ショート	406.4	21.4	406.4	0.50	346	7.5%	0.9%	-4.2%
11	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	0.05	346	-4.2%	-3.6%	-2.9%
12	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	1.00	346	-1.0%	-3.4%	5.5%
13	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	0.50	150	-3.6%	-2.6%	3.1%
14	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	0.50	215	-3.2%	0.2%	-1.0%
15	100A Sch160 ロング	114.3	13.5	152.4	0.50	346	14.0%	-0.3%	-1.8%
16	350A Sch40 ロング	355.6	11.1	533.4	0.50	346	5.3%	-0.4%	3.5%
17	200A Sch80 ロング	216.3	12.7	304.8	0.50	275	-3.0%	-2.0%	1.5%
18	400A Sch80 ロング	406.4	21.4	609.6	0.50	150	-4.9%	-1.6%	2.9%
19	400A Sch80 ロング	406.4	21.4	609.6	0.50	215	-4.7%	1.5%	-1.4%
20	100A Sch160 ロング	114.3	8.6	152.4	0.50	150	13.4%	-11.3%	-0.3%
21	350A Sch40 ロング	355.6	11.1	533.4	0.50	150	6.2%	-0.1%	3.5%

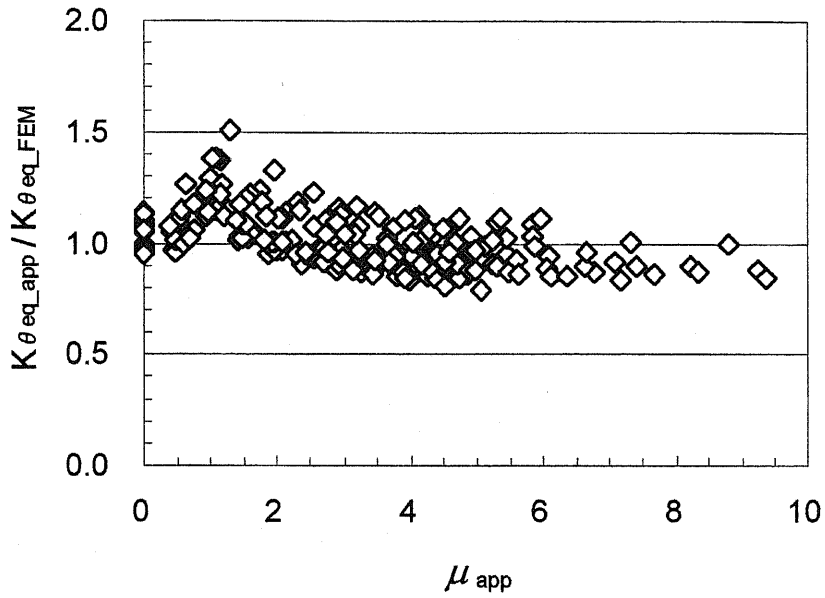


図 3.3-20 消散エネルギーの近似式の FEM シミュレーションに対する精度

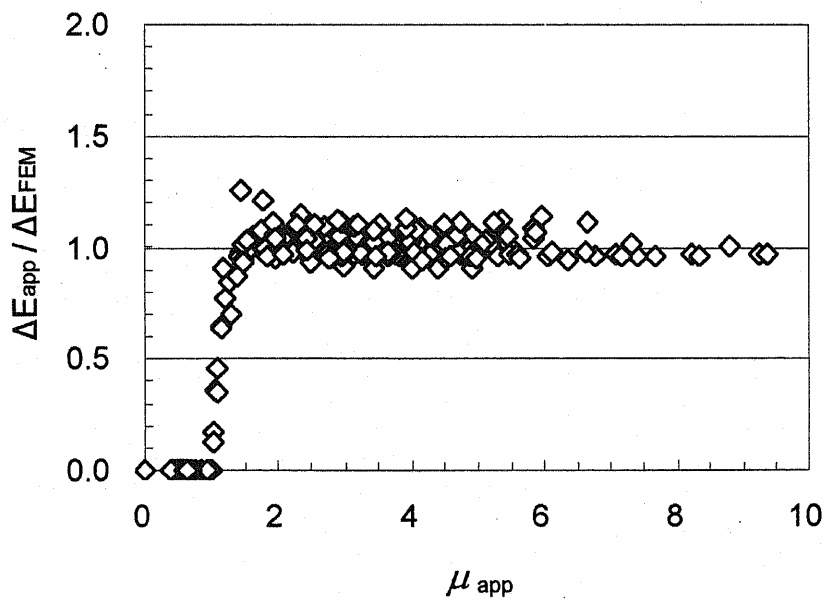


図 3.3-21 等価剛性近似式の FEM シミュレーションに対する精度

3.4 結 言

本章では、大きな地震応答が配管系に生じた場合、塑性変形を生じる局所部位としてエルボを選定し、塑性変形を生じる場合の機械的特性としての等価剛性及び消散エネルギー（履歴エネルギー吸収）の変化を把握するために、繰り返し面内曲げが負荷されるエルボについて、FEM によるシミュレーションを実施した。このシミュレーションでは、原子力発電プラントの配管系に多く用いられている配管用鋼製突合せ溶接式継手 90° エルボ（引抜成形品）を対象に検討を行うこととし、シミュレーションケースを選定する上で、配管口径、肉厚、エルボ曲げ半径、内圧、降伏応力を考慮した。

シミュレーションで求められた塑性変形を生じるエルボの履歴特性は、各ケースにより、形状、大きさが異なったものとなった。それぞれの履歴特性において、各サイクルの最大及び最小角度変位振幅発生点を基に各振幅レベルでの等価剛性を求めた。また、各サイクルの履歴曲線の内部面積より消散エネルギーを求めた。

消散エネルギー ΔE と角度変位振幅 θ の関係は、塑性変形が大きくなると直線的に増加する傾向があることが確認され、等価剛性については逆に塑性変形の進行に伴い漸近的に減少する傾向が確認された。これらの傾向を鑑み、エルボの履歴特性に対して、摩擦モデルによる近似を試みた。近似を行った結果、等価剛性については、ばらつきはあるもののその傾向は良く一致しており、摩擦モデルによる近似が可能と判断された。消散エネルギーは、摩擦モデルによる近似から乖離のあることが確認され、これを補正するための係数を導入した。等価剛性及び消散エネルギーの近似式には、エルボの弾性域の角度変形に対する剛性 $K_{\theta EL}$ 、摩擦モデルでの塑性変形開始角度変位振幅 θ_y 及び消散エネルギー補正係数 α の 3 種類の変数が含まれる。これらの変数を一般化された近似式で表した。

以上の結果より、配管用鋼製突合せ溶接式継手 90° エルボ（引抜成形品）が繰り返し面内曲げを受ける場合の等価剛性及び消散エネルギーを、摩擦モデルをベースとした近似式で表すことができ、一般の配管系の弾塑性応答解析に資するエルボの弾塑性履歴特性を表現することができた。

[第3章の参考文献]

- (1) 2001 ASME BOILER & PRESSURE VESSEL CODE, Section III, Division 1, Subsection NB, Class 1 Components, NB-3600 Piping
- (2) COMPANION GUIDE TO THE BOILER & PRESSURE VESSEL CODE, CHAPTER 38, Everett C. Rodabaugh, "STRESS INTENSIFICATION FACTORS, STRESS INDICES, AND FLEXIBILITY FACTORS"
- (3) JIS ハンドブック 配管 JIS B 2312 配管用鋼製突合せ溶接式継手
- (4) ABAQUS Ver. 5.8 ユーザーズマニュアル
- (5) (財)原子力発電技術機構、平成13年度 原子力発電施設耐震信頼性実証に関する報告書 その3 減肉配管
- (6) (財)原子力発電技術機構 平成12年度 原子力発電施設耐震信頼性実証に関する報告書 その3 減肉配管
- (7) Markl, A. R. C., "Piping-Flexibility Analysis," Trans. ASME, Vol. 77, 1955

第4章 簡易彈塑性応答解析法

4.1 緒言

原子力発電プラント配管系の地震応答計算に用いられる耐震設計用減衰定数（減衰比）は、既往研究⁽¹⁾に基づき配管支持具類及び保温材における減衰効果が考慮され保守的に設定されている。しかし、設計用限界地震（ S_2 地震）に対する配管の許容応力は、配管の塑性変形領域の値となっているが、上記の耐震設計用減衰定数においては配管の塑性変形に伴う減衰効果は考慮されていない。

塑性変形に伴う効果は、弾性域での材料減衰及び上記のような支持具における減衰効果よりも大きいと考えられている。配管系に塑性変形が生じるような大きな地震応答を想定し設計がなされる場合、塑性変形に伴う減衰効果が考慮されていない設計用減衰定数を用いて配管系応答、地震荷重が算定されるため、配管系の評価は過度に保守的なものになると思われる。

弾塑性応答解析については、古くは1960年に建築構造物の地震応答挙動を多質点のモデルによりシミュレーションした研究⁽²⁾がある。近年、配管系を対象とした弾塑性応答解析に関する研究が行われており、FEMによる詳細解析法に関する研究⁽³⁾、塑性変形に伴う剛性、減衰効果を等価線形化した解析法の研究⁽⁴⁾が行われている。FEMを用いた詳細解析法は、材料非線形を考慮した直接積分法による振動応答解析であり、モデル化及び非線形の材料特性が適切に考慮されれば、最も実際の弾塑性応答挙動に近い結果を与えられと考えられる。しかし、現時点では、材料特性設定の確立された方法が無いこと、解析に多くの時間を要することが短所となっている。等価線形化法による解析は、弾塑性応答の最大応答量を計算する方法であり、上記の詳細解析よりも短時間で計算できる利点がある。

本研究での簡易弾塑性応答解析法も後者の等価線形化法の一つである。この方法では、エルボの塑性変形で生じる履歴エネルギー吸収量を等価減衰比として近似式で表し、また、等価減衰比と振動応答量の関係を近似式で表すことにより、変位依存型の非線形減衰での最大応答量の計算において必須となる収束計算を、より簡便に短時間で行えるようにしたものである。なお、現行の耐震設計では、モーダル解析をベースとした応答スペクトル解析が広く用いられており、この解析

により配管系の最大振動応答量が計算され、配管各部の応力計算、評価が行われている。本研究の解析法は、最大応答量を計算するという点において、現行の解析法と同種のものであるが、塑性変形による減衰効果の増大を考慮できる簡易解析法となっている。

配管要素であるエルボに塑性変形が生じる場合の履歴特性は前章 3 で検討され、等価剛性及び消散エネルギー近似式として一般化された。繰り返し面内曲げを受けるエルボの消散エネルギーは、エルボの角度変位量に比例して増加することが確認されている。この特徴は、摩擦モデルにおける減衰特性と同様に、変位依存型、応答依存型の非線形減衰特性となる。一方、配管系の振動応答は系の減衰特性に依存する、従って、配管系の弾塑性応答を計算するためには、互いに依存しあう減衰効果と応答量を収束させて求める必要がある。

ここでは弾塑性振動応答解析法を検討すると共に、防災科学技術研究所において実施された配管系加振実験結果との比較を行い、解析法の妥当性を検証するものである。

4.2 配管系モデル加振実験

防災科学技術研究所の一次元大型振動台を用いた配管系モデル加振実験が、平成10年度～平成12年度に実施された。この実験では、大きく分けて平面配管系モデル及び立体配管系モデルの2種類が用いられた。2種類の配管系モデルの構造を図4.2-1及び図4.2-2に示す。配管系モデルにおけるエルボ部分は、塑性変形を生じ易くなるよう設計されており、表4.2-1及び表4.2-2に示すように、口径と曲げ半径は同一であるが、異なる肉厚のエルボが組み込まれた試験体となっている。

この加振実験では、配管系モデルの塑性領域までの加振が行われ、塑性変形による減衰効果の増大、振動応答低減効果が確認されている。平面配管系モデルでの加振レベルと最大応答変位の関係を図4.2-3に示す。また、ランダム波加振での加振レベルの違いによる伝達関数の違いを図4.2-4に示す。なお、この伝達関数は、アベレージング無しの1フレームでの高速フーリエ変換によるものである。この配管系モデルの振動応答は非線形の振動応答であることから、フーリエ変換の前提条件であるエルゴート過程が成立しない。そのため、ここで示す伝達関数は、減衰比の同定等、定量的に振動特性を把握するために使用できるものではない。ここでは、弾塑性応答における応答低減効果を定性的に捉えるための参考用として示す。

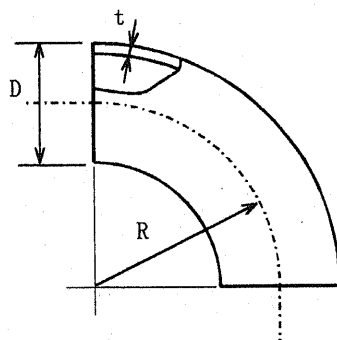
本項述べる加振実験結果を、本研究で検討した簡易弾塑性応答解析法の適用性を検討するための比較対象とした。

表 4.2-1 平面配管系モデルのエルボの仕様

モデル No.	エルボ No.	公称寸法 (mm)		
		外径 D	曲げ半径 R	肉厚 t
2D-A01	EL1	114.3	152.4	8.6
	EL2			11.1
	EL3			11.1
2D-C01	EL1	114.3	152.4	6.0
	EL2			8.6
	EL3			11.1

表 4.2-2 立体配管系モデルのエルボの仕様

モデル No.	エルボ No.	公称寸法 (mm)		
		外径 D	曲げ半径 R	肉厚 t
3D-A01	EL1	114.3	152.4	8.6
	EL2			
	EL3			
3D-C01	EL1	114.3	152.4	4.5
	EL2			8.6
	EL3			8.6
3D-C02	EL1	114.3	152.4	4.5
	EL2			8.6
	EL3			8.6



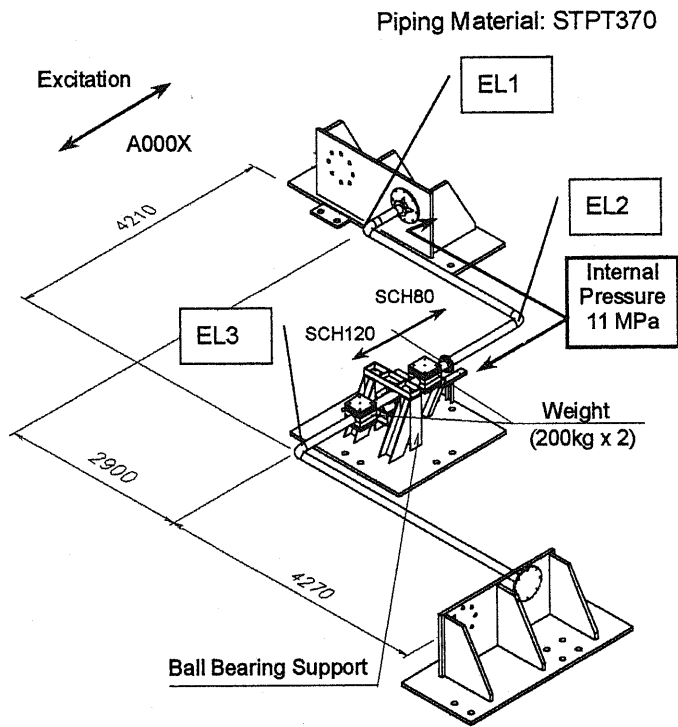


図 4.2-1 平面配管系モデル

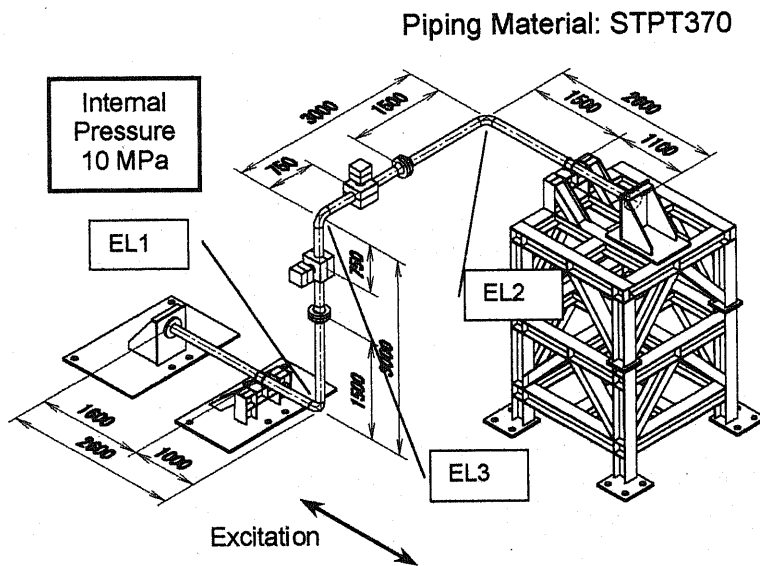


図 4.2-2 立体配管系モデル

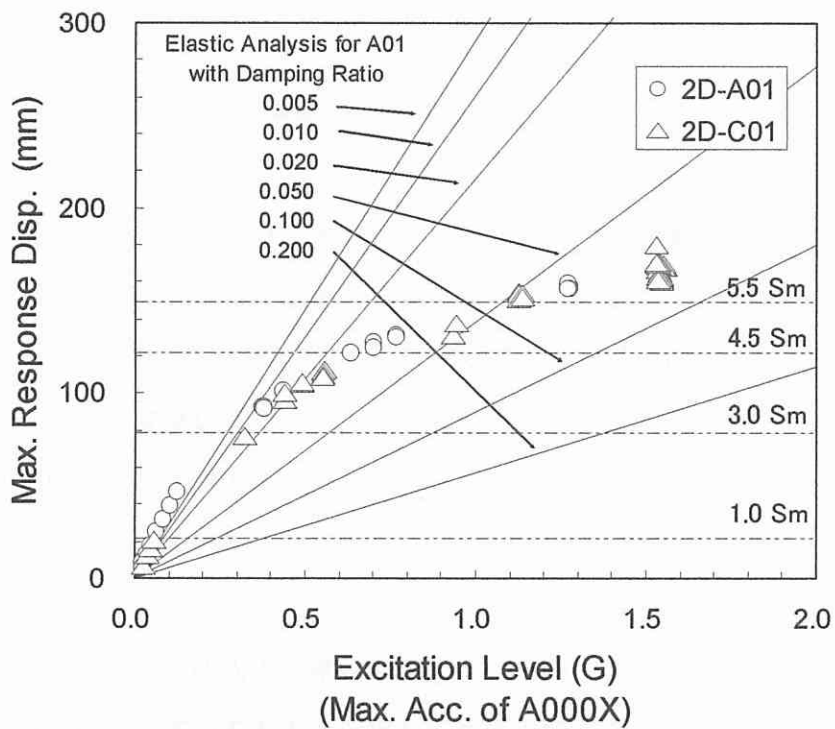


図 4.2-3 平面配管系モデル加振実験結果 加振レベルと最大応答変位の関係

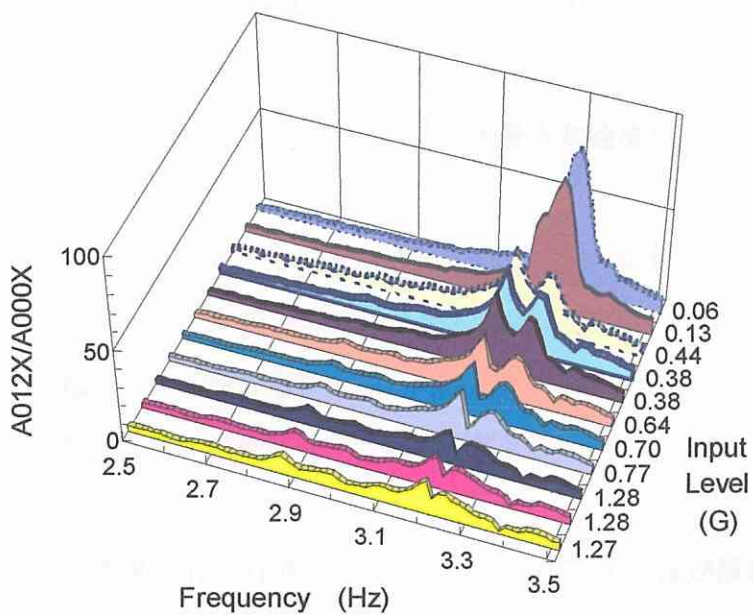


図 4.2-4 平面配管系モデル加振実験結果 加振レベルによる伝達関数の変化

4.3 簡易弾塑性応答解析法

4.3.1 ランダム振動応答と減衰比の定式化

1 自由度振動系の正弦波入力での線形振動応答と減衰比の関係は、広く一般に知られている。しかし、ランダム波入力による減衰比と応答量の関係については、ランダム波の振動特性が文字どおりランダムであることから定式化は困難である。本研究では、あるランダム波が入力された場合の1自由度振動系の最大応答（応答スペクトル）の減衰比に対する変化に着目し、ランダム波入力での振動応答と減衰比の関係を近似式で表すことを試みた。

ランダム波入力による振動系の応答は、入力波により励振された調和振動成分、過渡応答の自由振動成分及び強制振動成分が混在した応答になっていると考えられる。また、ランダム波入力の継続時間中における最大応答においても、これらの振動成分が混在しているものと仮定して次の近似式を立案した。

$$X_{\max} = \frac{\alpha_{\text{in}}}{\alpha_0} \cdot X_0 \cdot \left(\frac{B_1}{\zeta} + B_2 \cdot e^{-B_3 \cdot \zeta} + B_4 \right) \quad (4-1)$$

- α_0 : 代表解析での入力レベル
- α_{in} : 入力レベル（入力波の最大加速度）
- ζ : 減衰比
- B_i : 最大応答変位に関する近似式の係数
(変位応答スペクトルによる近似)
- X_{\max} : 最大応答変位
- X_0 : 代表解析での最大応答変位

上式で言う代表解析とは、任意の入力レベル、固有振動数及び減衰比を用いた1ケースの応答スペクトル解析を指す。ある固有振動数を有する1自由度振動系において、1点の減衰比での応答量が求められれば、他の減衰比での最大応答量は、変位応答スペクトルの減衰比に対する曲線と相似形になるとし上式で近似し

たものである。

後項に示す配管系加振実験で用いられた2種類のランダム波に対して、上式によるランダム波入力での1自由度系振動応答の最大値の近似を行った。ランダム波を図4.3-1及び図4.3-2に示す。また、これらの入力波による1自由度系の振動応答最大値である応答スペクトルを図4.3-3及び図4.3-4に示す。なお、これらの図には加速度応答スペクトルと変位応答スペクトルの両方を示している。

各々の入力波が用いられた加振実験での試験体固有振動数の最大応答量と減衰比を式4-1で近似した。近似した結果を、図4.3-5及び図4.3-6に示す。これらの図に示すように、近似結果は応答スペクトル(1自由度系の最大振動応答)の減衰比に対する傾向をほぼ表現できることがわかった。近似式に用いられている係数を表4.3-1及び表4.3-2にまとめて示す。なお、これらの係数は振動系の固有振動数により異なる値を取ることとなる。この表には、配管系モデル加振実験で用いられた試験体の固有振動数毎に、各係数を示している。

以上の結果より、式4-1により、ランダム波応答における減衰比と最大応答値の関係を近似できることがわかった。

表 4.3-1 ランダム波応答近似式の係数
(平面配管系モデル加振実験用ランダム波)

モデル No.	固有振動数 (Hz)	B 1	B 2	B 3	B 4
2D-A01	3.20	0.00255	0.483	12.0	0.100
2D-C01	3.04	0.00119	0.727	12.2	0.123

表 4.3-2 ランダム波応答近似式の係数
(立体配管系モデル加振実験用ランダム波)

モデル No.	固有振動数 (Hz)	B 1	B 2	B 3	B 4
3D-A01	2.74	0.00274	0.364	11.3	0.117
3D-C01	2.20	0.00359	0.309	9.2	0.090
3D-C02	2.44	0.00168	0.604	15.0	0.160

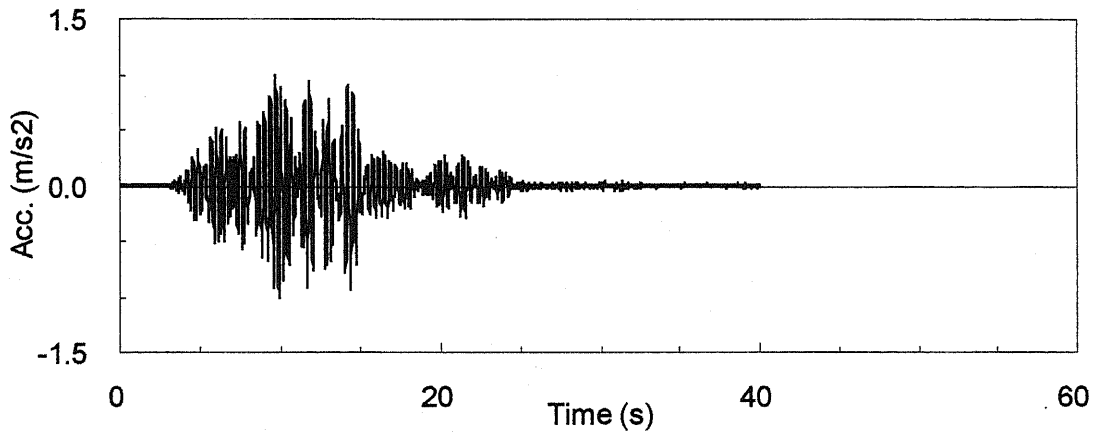


図 4.3-1 平面配管系モデル加振実験用 狭帯域ランダム波

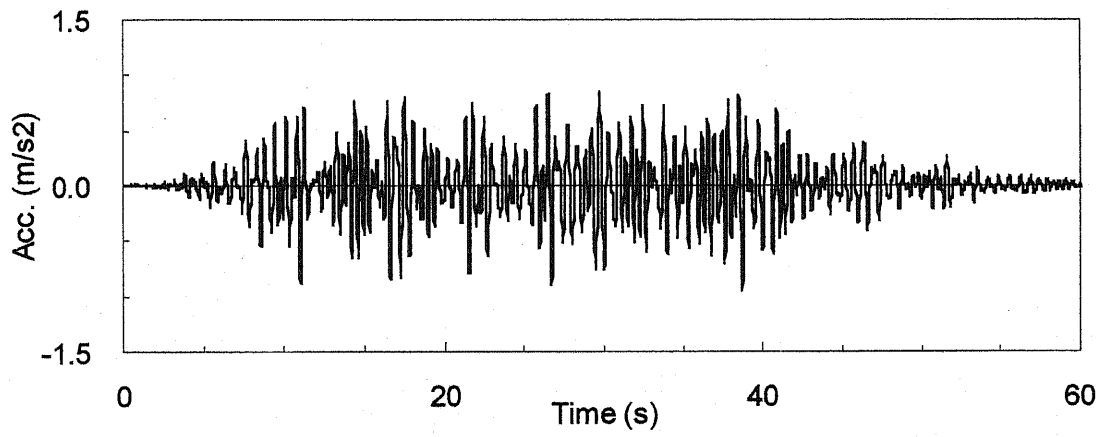
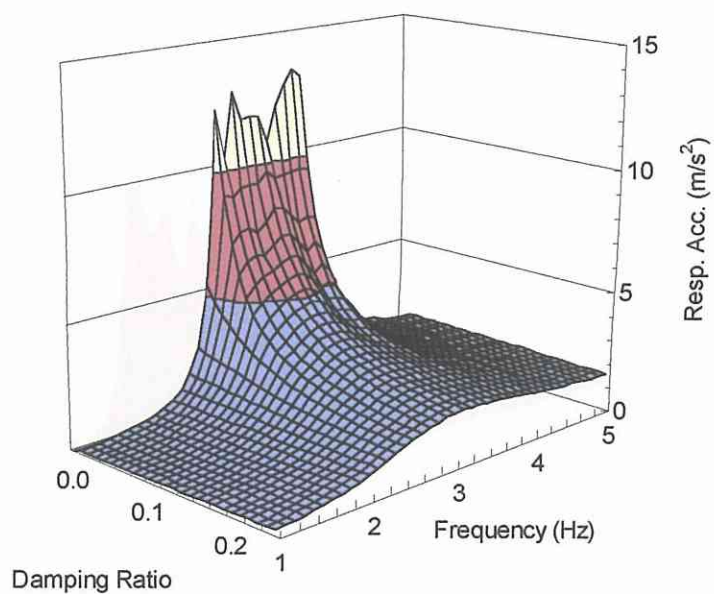
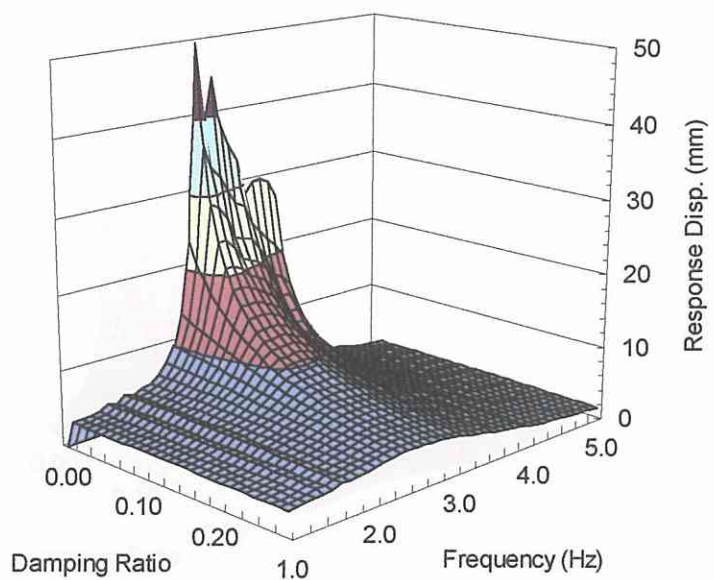


図 4.3-2 立体配管系モデル加振実験用 狭帯域ランダム波

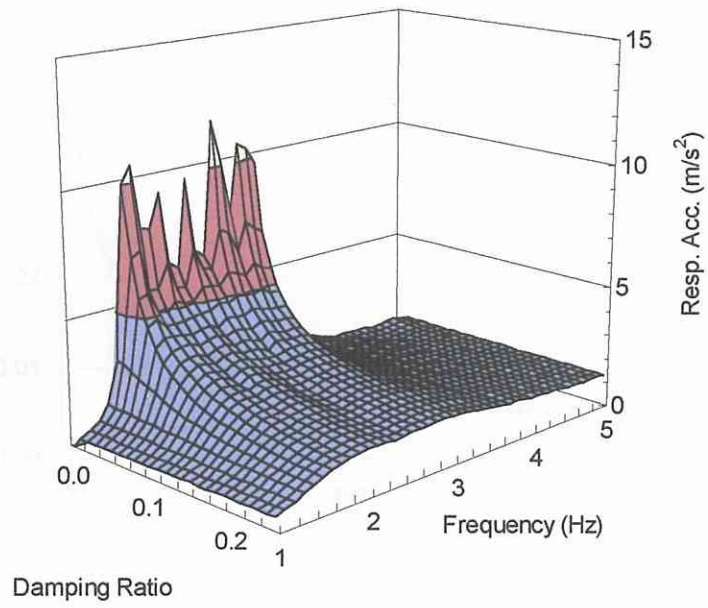


(a) 加速度応答スペクトル

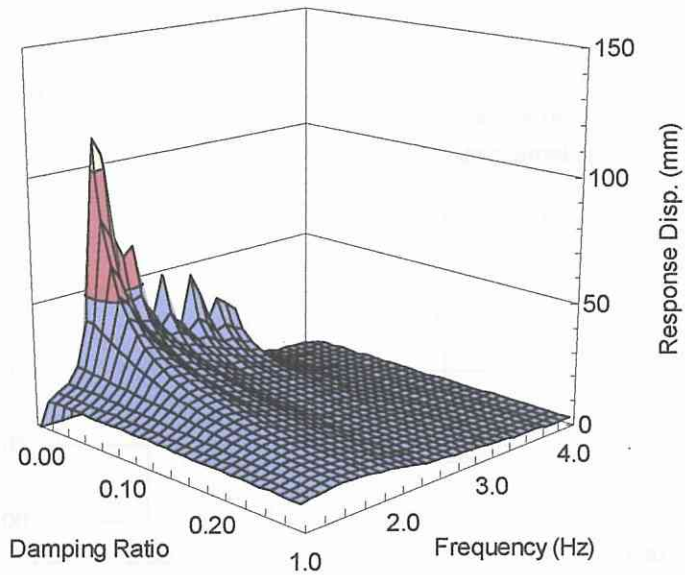


(b) 変位応答スペクトル

図 4.3-3 平面配管系モデル加振実験用 狭帯域ランダム波 応答スペクトル



(a) 加速度応答スペクトル



(b) 変位応答スペクトル

図 4.3-4 立体配管系モデル加振実験用 狭帯域ランダム波 応答スペクトル

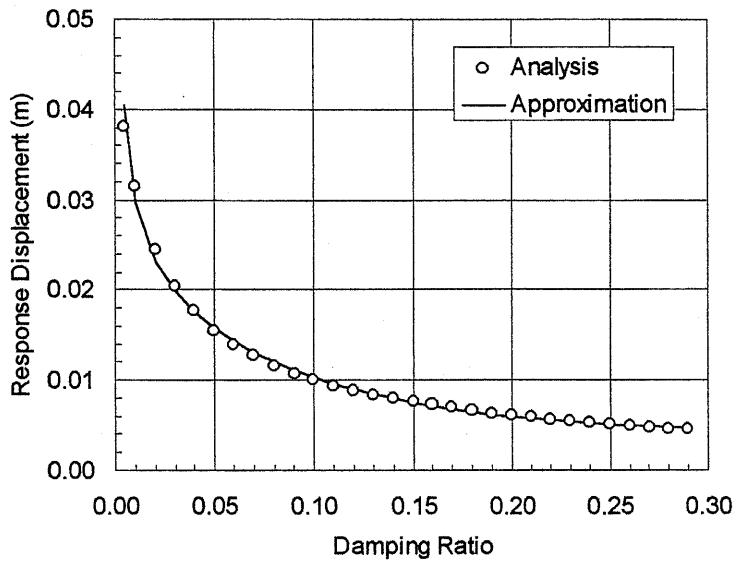


図 4.3-5 ランダム波応答の近似結果

平面配管系モデル加振実験用狭帯域ランダム波

(振動数 3.20 Hz、入力レベル 1.0 m/s²)

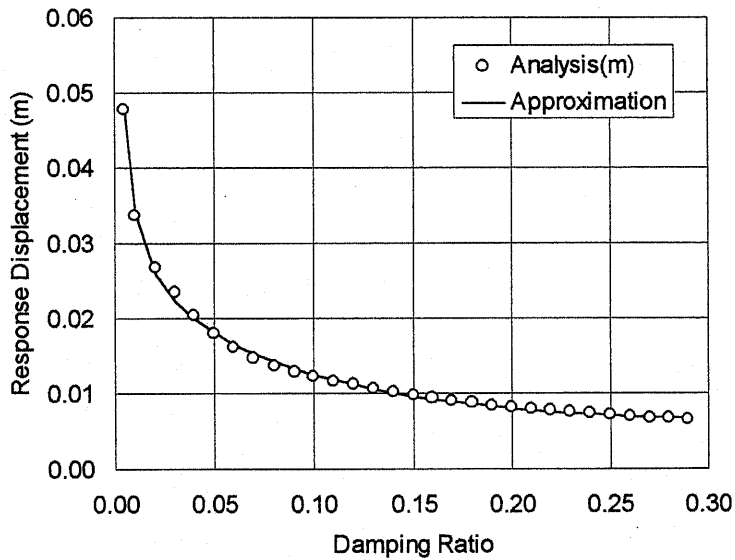


図 4.3-6 ランダム波応答の近似結果

立体配管系モデル加振実験用狭帯域ランダム波

(振動数 2.74 Hz、入力レベル 1.0 m/s²)

4.3.2 塑性変形による等価減衰比の定式化

前章において検討した一般化された近似式を用いて、面内曲げを受けるエルボの消散エネルギーを求めることができる。配管系モデルに使用されたエルボの特性値及び近似係数を表 4.3-3 及び表 4.3-4 に示す。ここでは、各エルボの形状として公称寸法を用いている。表に示された近似係数を用いて各エルボの消散エネルギーは、次式のようにエルボの角度変位振幅の関数として表すことができる。

$$\begin{cases} \Delta E = 0 & (\theta \leq \theta_y) \\ \Delta E = 4 \cdot K_{\theta EL} \cdot \theta_y \cdot \alpha \cdot (\theta - \theta_y) & (\theta > \theta_y) \end{cases} \quad (4-2)$$

- ΔE : 消散エネルギー (kN - m)
- α : 消散エネルギーの補正係数
- θ : 角度変位振幅 (rad)
- θ_y : 摩擦モデルでの塑性開始角度変位振幅 (rad)
- $K_{\theta EL}$: 弾性域の剛性 (kN - m / rad)

配管系の等価減衰比は、上式で近似される消散エネルギー ΔE と、配管系のモード剛性 $M_n \cdot \omega_n^2$ 及び最大応答変位 X_{max} を用いて次式で表すことができる。

$$\begin{aligned} \zeta_{eq} &= \zeta_{EL} + \zeta_{PL} \\ &= \zeta_{EL} + \frac{\sum_i \Delta E_i}{4 \cdot \pi \cdot (E - E_{Lost})} \end{aligned} \quad (4-3)$$

$$\left[\because E = \frac{1}{2} \cdot M \cdot \omega_n^2 \cdot X_{max}^2, E_{Lost} = \frac{1}{2} \cdot \sum_i (k_{\theta ELi} - k_{\theta eqi}) \cdot \theta_i^2 \right]$$

- ω_n : 固有角振動数 (rad / s)
- ζ_{EL} : 弾性域の減衰比
- ζ_{eq} : 等価減衰比
- E : 振動エネルギー (kN - m)
- E_{Lost} : 剛性低下で消失した振動エネルギー (kN - m)
- M_n : 配管系のモード質量 (rad)

ここで、 $\Sigma \Delta E$ は、配管系において塑性変形を生じる全てのエルボの消散エネルギーの総和を意味している。また、 E_{lost} はエルボの塑性変形に伴う剛性低下による振動エネルギーの消失量を意味する。

配管系の弾性域の減衰比については、配管支持装置における摩擦等の減衰効果により生じるものが支配的と考えられるが、支持装置がほとんど無い配管系では、弾性域の減衰比として材料減衰が支配的となる。その場合、弾性域の材料減衰効果は、塑性変形が生じた時点で塑性化に伴う減衰効果に移行していることとなるため、本式に示す弾性域の減衰比と塑性化に伴う等価減衰比の加算は厳密には不適切と考えられる。しかし、弾性域の材料減衰効果は塑性変形に伴う減衰効果と比較し小さいこと、また、上記のように弾性域の減衰効果として支持装置での減衰効果が支配的である場合には、この弾性域の減衰効果と塑性化に伴う減衰効果を加算しても差し支えないことから、弾性域の減衰比と塑性変形に伴う等価減衰比は加算できると判断しこのような定式化を行っている。

配管系の最大応答変位 X_{max} とエルボの角度変位振幅 θ の比率を次式で定義する。

$$\gamma = \frac{\theta}{X_{max}} \quad (4-4)$$

式 4-3 に上式を代入し配管系の等価減衰比を次式で表すことができる。

$$\zeta_{eq} = \zeta_{EL} + \frac{4 \cdot \sum_i K_{\theta ELi} \cdot \theta_{yi} \cdot \alpha_i \cdot (\gamma_i \cdot X_{max} - \theta_{yi})}{2 \cdot \pi \cdot \left\{ M_n \cdot \omega_n^2 - \sum_i (k_{\theta ELi} - k_{\theta eqi}) \cdot \gamma_i^2 \right\} \cdot X_{max}^2} \quad (4-5)$$

前項に示した式 4-1 と式 4-5 はいずれも減衰比と最大応答変位を変数とした方程式である。この 2 式が同時に成立する減衰比と最大応答変位を収束計算することにより、これら 2 つの変数を求めることができ、弾塑性応答を解析できることとなる。

表 4.3-3 平面配管系モデルのエルボでの特性値及び近似係数

モデル No.	エルボ No.	公称寸法 (mm)		特性値			近似係数		
		外径 D	肉厚 t	r/t	κ	σ_y (N/mm ²)	$K_{\theta EL}$ (kN-m/ rad)	θ_y (rad)	α
2D-A01	EL1	114.3	8.6	6.1	3.4	346	1308	0.0243	0.837
	EL2								
	EL3		11.1	4.6	2.6		1935	0.0231	0.871
2D-C01	EL1	114.3	6.0	9.0	4.9	346	761	0.0265	0.775
	EL2		8.6	6.1	3.4		1308	0.0243	0.837
	EL3		11.1	4.6	2.6		1935	0.0231	0.871

表 4.3-4 立体配管系モデルのエルボでのパラメータ及び近似係数

モデル No.	エルボ No.	公称寸法 (mm)		特性値			近似係数		
		外径 D	肉厚 t	r/t	κ	σ_y (N/mm ²)	$K_{\theta EL}$ (kN-m/ rad)	θ_y (rad)	α
3D-A01	EL1	114.3	8.6	6.1	3.4	302	1308	0.0214	0.837
	EL2			6.1	3.4				
3D-C01	EL1	114.3	4.5	12.2	6.4	351	507	0.0297	0.718
	EL2			12.2	6.4				
3D-C02	EL1	114.3	4.5	12.2	6.4	351	507	0.0297	0.718
	EL2		8.6	6.1	3.4	302	1308	0.0214	0.837

4.3.3 配管系モデルにおける振動特性値の計算

配管系モデルでのモード質量、固有角振動数及び最大応答変位と角度変位振幅の比率を求めるために、振動モード解析を実施した。振動モード解析には、SAP-V/2をベースとした配管系設計解析プログラム ISAP-IIIを用いた。

解析モデルを図 4.3-7 及び図 4.3-8 に示す。また、振動モードの内、本研究で着目した振動モード形状を図 4.3-9 及び図 4.3-10 に示す。表 4.3-5 には、モード質量、固有振動数及び固有角振動数を示している。

振動モード解析と同じ解析プログラムを用いて、1 ケースの応答スペクトル解析（減衰比 0.5%，入力レベル 10 m/s^2 ）を実施する。この結果より、最大応答変位 X_{max} に対するエルボ曲げ角度 θ の比率 γ を計算した。表 4.3-6 に各試験体における γ の値を示す。ここでエルボの曲げ角度 θ は、応答スペクトル解析で求められたエルボ近傍の節点の変位量を基に、エルボの開閉変位 δ より計算したものである。なお、 θ と X_{max} の間には厳密には比例関係が成立せず、 X_{max} により変化することとなる。しかし、 γ を応答変位に依存する量として捉えることは等価減衰比の計算を煩雑にするため、本研究では γ の値を応答レベルに依存しない一定値として設定することとした。一定値として設定するために、振動モードベクトルでのエルボ両端部の節点における回転成分を参照し、これによる各エルボでの開閉角度の関係が、各エルボ間の γ の比率と一致するよう定めることとした。

表 4.3-5 配管系モデルの振動特性値

モデル No.	固有振動数 (Hz)	固有角振動数 (rad/s)	モード質量 (kg)
2D-A01	3.20	20.1	600
2D-C01	3.04	19.1	602
3D-A01	2.74	17.2	384
3D-C01	2.20	13.8	387
3D-C02	2.44	15.3	388

表 4.3-6 配管系モデルでの γ の値

モデル No	エルボ No.	γ ($=\theta / X_{max}$) (rad /m)
2D-A01	EL 1	0.209
	EL 2	0.208
	EL 3	0.153
2D-C01	EL 1	0.234
	EL 2	0.183
	EL 3	0.161
3D-A01	EL 1	0.156
	EL 2	0.124
3D-C01	EL 1	0.228
	EL 2	0.203
3D-C02	EL 1	0.216
	EL 2	0.140

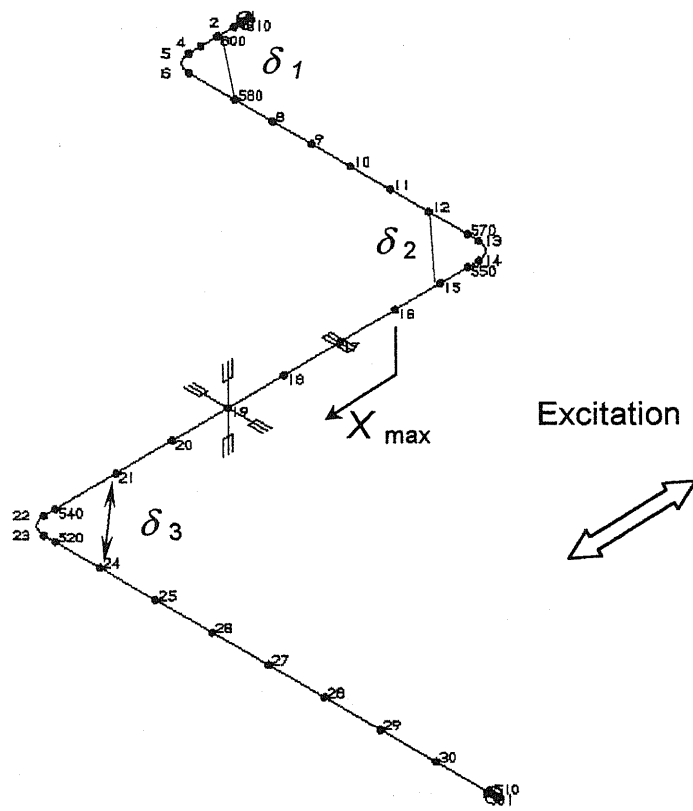


図 4.3-7 平面配管系モデル 振動解析モデル

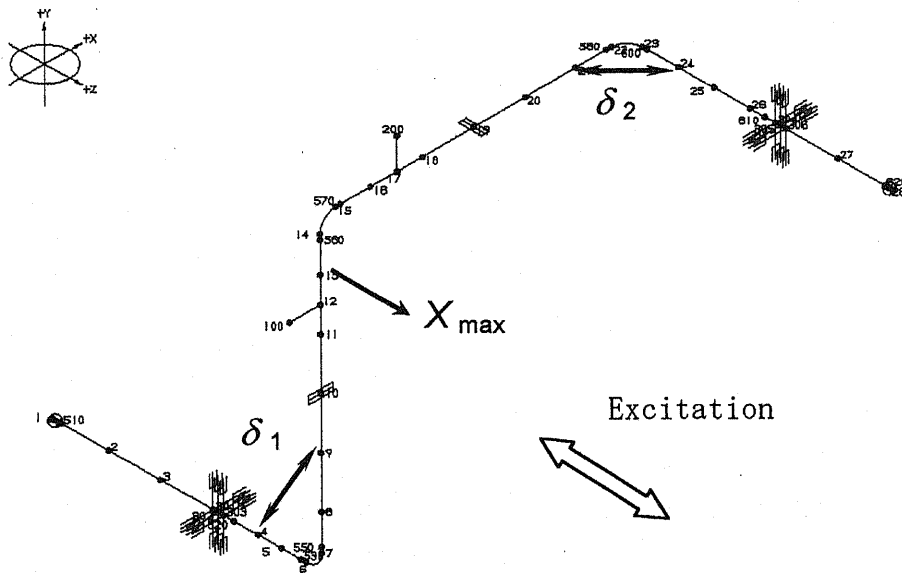


図 4.3-8 立体配管系モデル 振動解析モデル

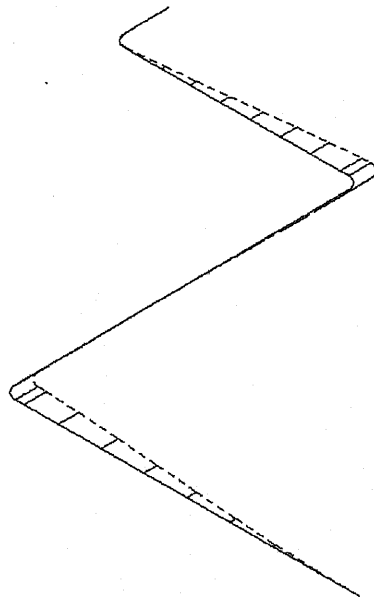
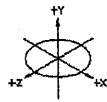


図 4.3-9 平面配管系モデル 1次モード (3.20 Hz)

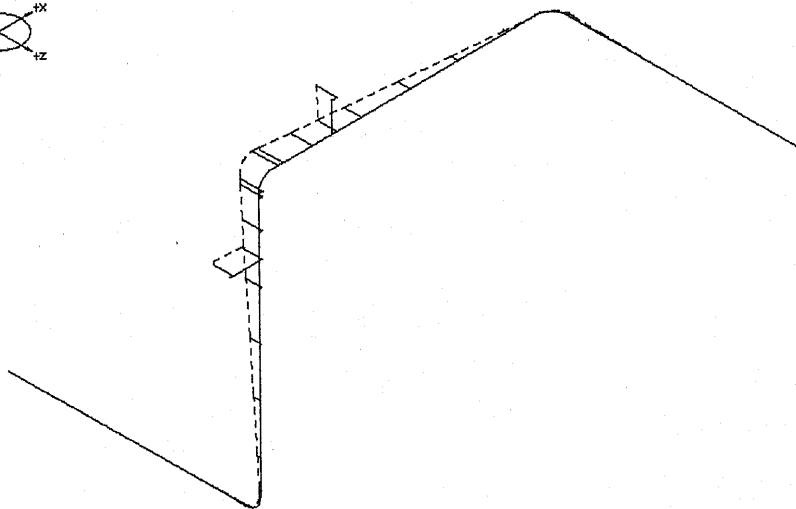
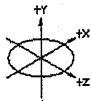


図 4.3-10 立体配管系モデル 1次モード (2.74 Hz)

4.3.4 簡易弾塑性応答解析法と実験結果の比較

簡易弾塑性応答解析で求められた各配管系モデルにおける最大応答変位振幅、等価減衰比及びエルボの変形角度範囲を試験結果と比較して図 4.3-11～15、図 4.3-16～20 及び図 4.3-21～25 に示す。これらの図に示すとおり、入力変位に対する最大応答変位振幅の変化の傾向は、解析結果と実験結果でほぼ一致する結果となった。また、変形角度振幅についても立体配管系モデルについては、ほぼ一致することが確認された。なお、平面配管系モデルの試験では変形角度範囲の計測が行われていないため比較を行っていない。

本解析法は、現時点ではエルボの面内曲げ塑性変形による消散エネルギーを等価減衰比に置き換え、減衰効果のみを等価線形化する手法である。このように減衰効果のみを考慮した解析でも、弾塑性応答予測が可能であることが確認されたことは有益であると考えられる。

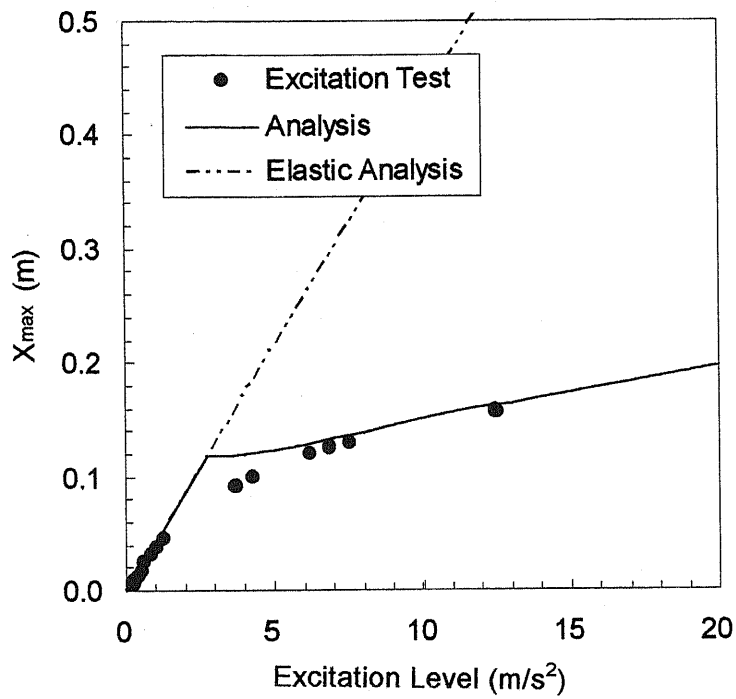


図 4.3-11 最大応答変位振幅 平面配管系モデル 2D-A01

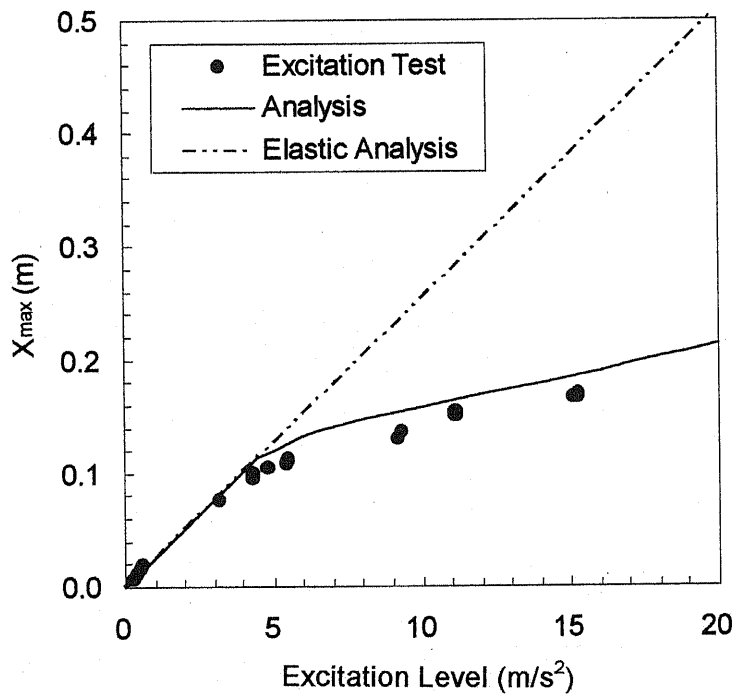


図 4.3-12 最大応答変位振幅 平面配管系モデル 2D-C01

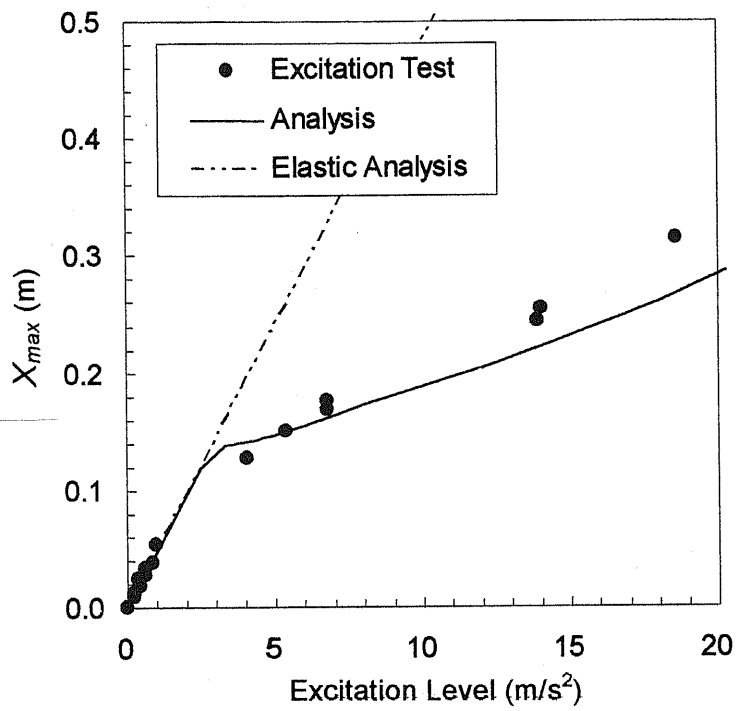


図 4.3-13 最大応答変位振幅 立体配管系モデル 3D-A01

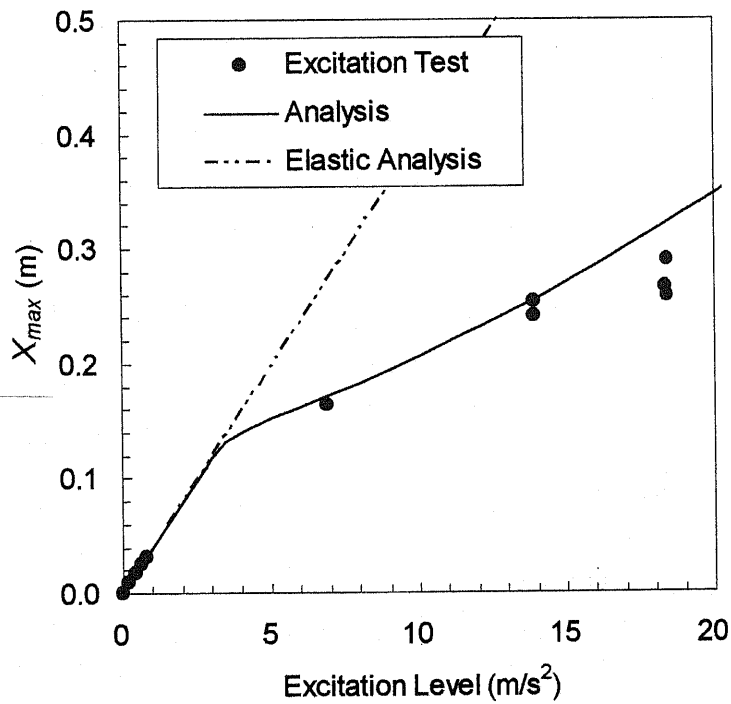


図 4.3-14 最大応答変位振幅 立体配管系モデル 3D-C01

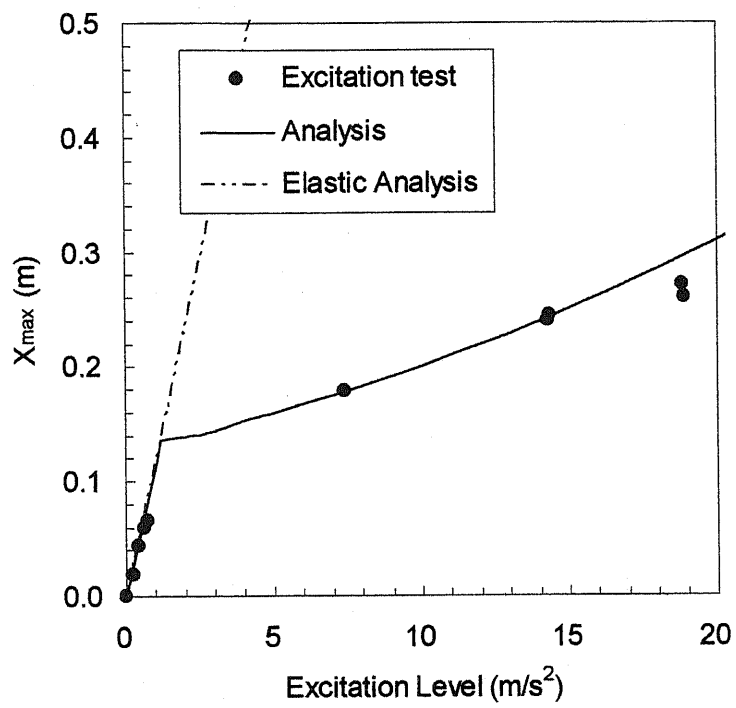


図 4.3-15 最大応答変位振幅 立体配管系モデル 3D-C02

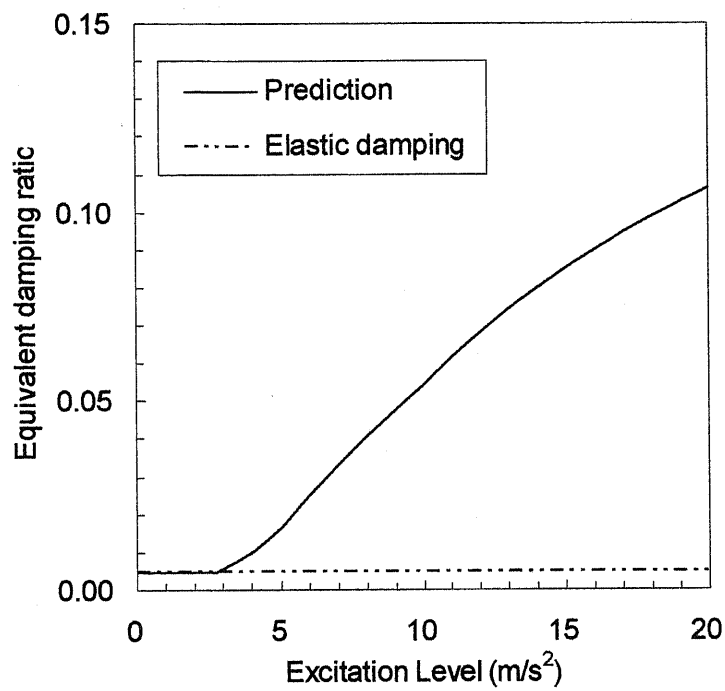


図 4.3-16 等価減衰比 平面配管系モデル 2D-A01

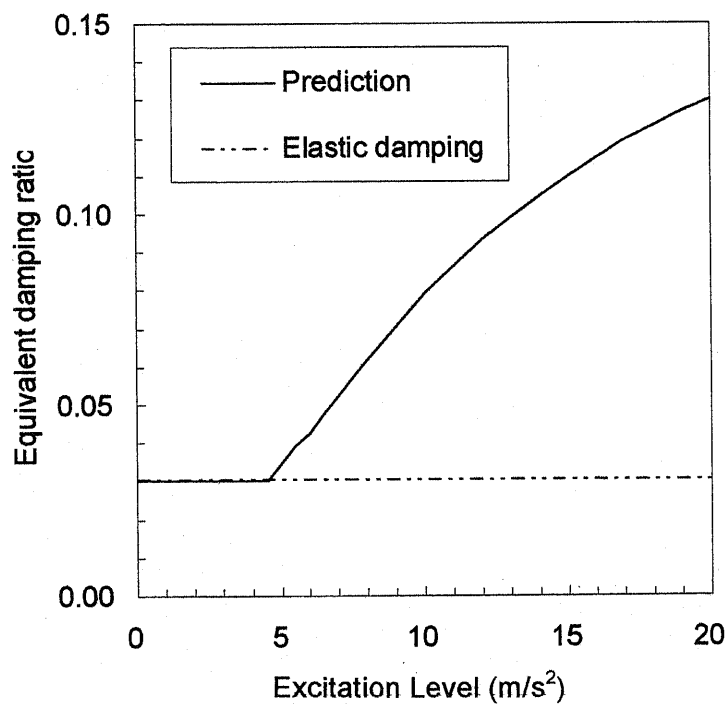


図 4.3-17 等価減衰比 平面配管系モデル 2D-C01

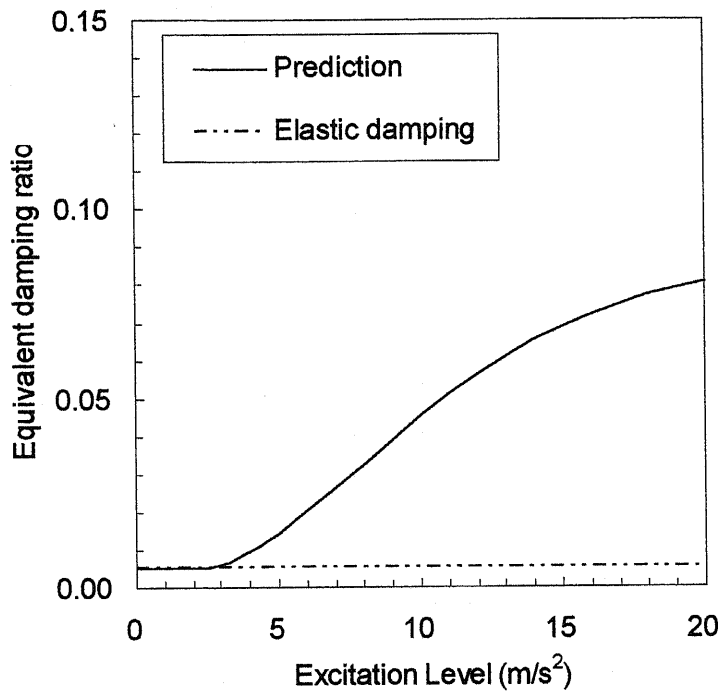


図 4.3-18 等価減衰比 立体配管系モデル 3D-A01

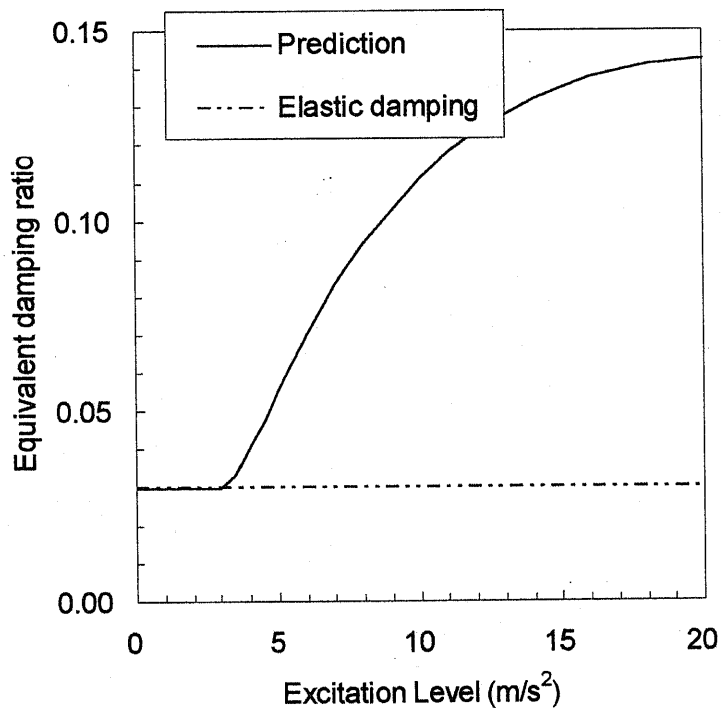


図 4.3-19 等価減衰比 立体配管系モデル 3D-C01

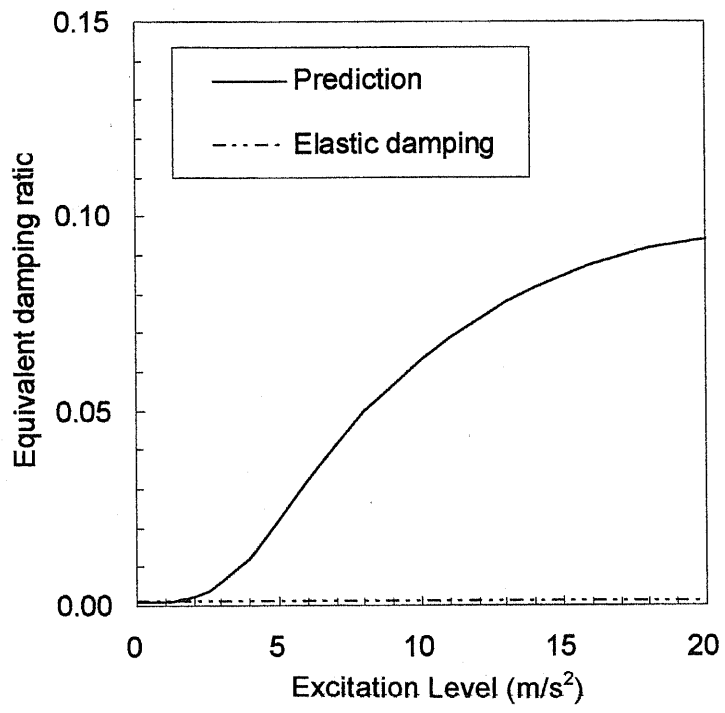


图 4.3-20 等価減衰比 立体配管系モデル 3D-C02

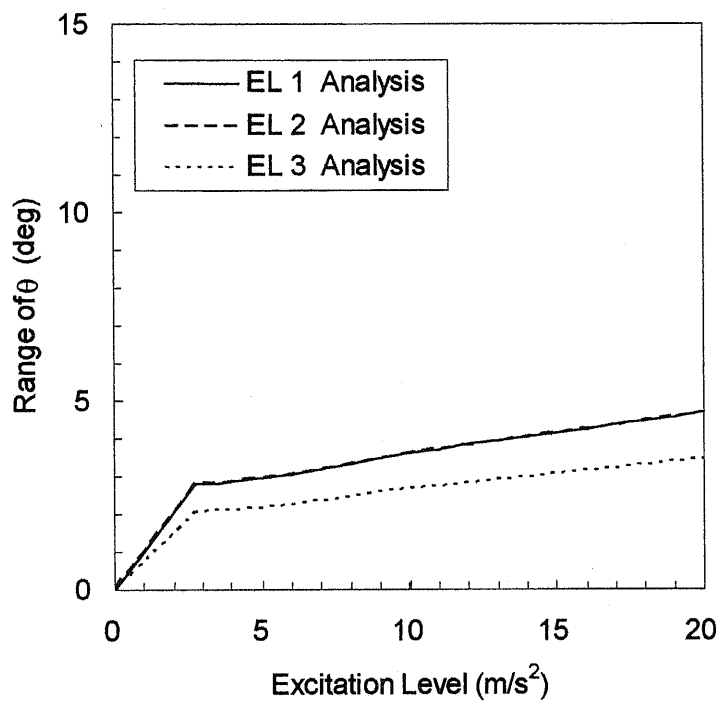


図 4.3-21 変形角度範囲 平面配管系モデル 2D-A01

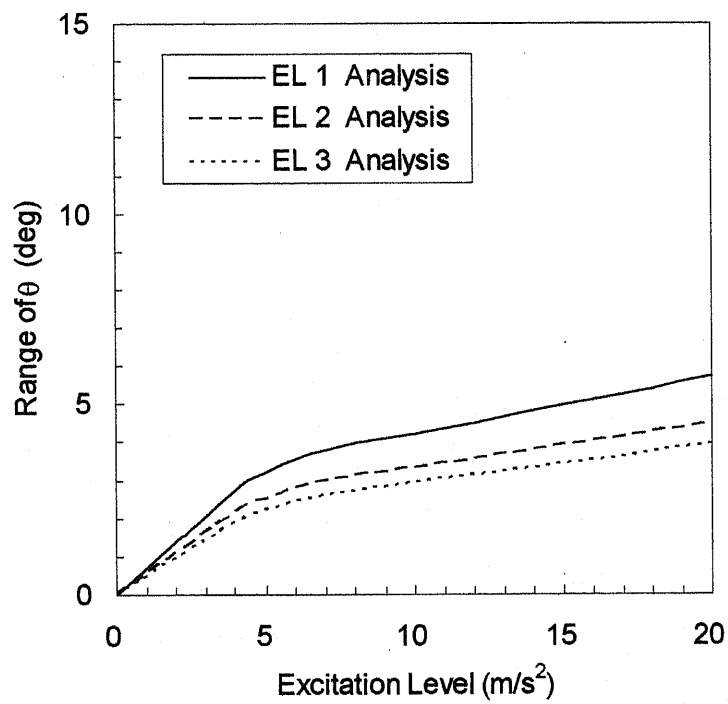


図 4.3-22 変形角度範囲 平面配管系モデル 2D-C01

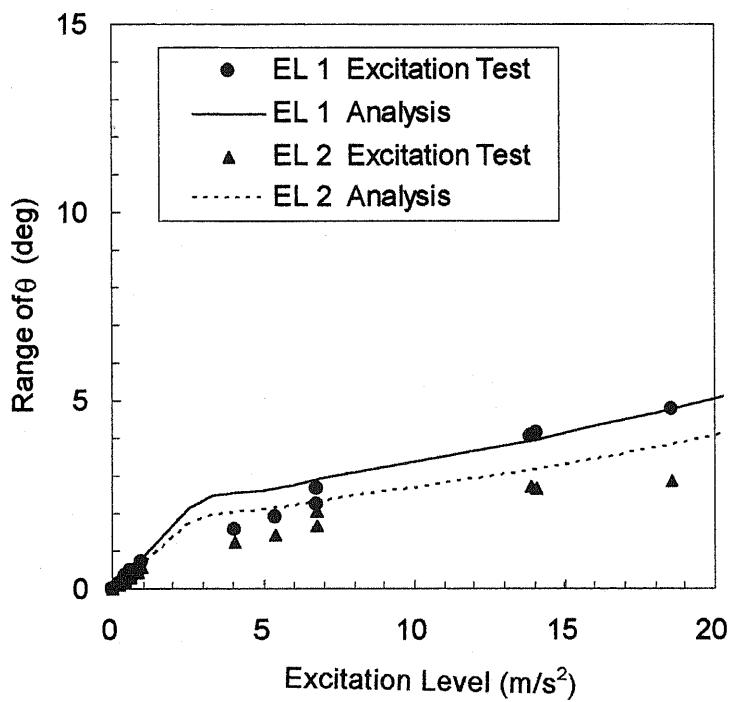


図 4.3-23 変形角度範囲 立体配管系モデル 3D-A01

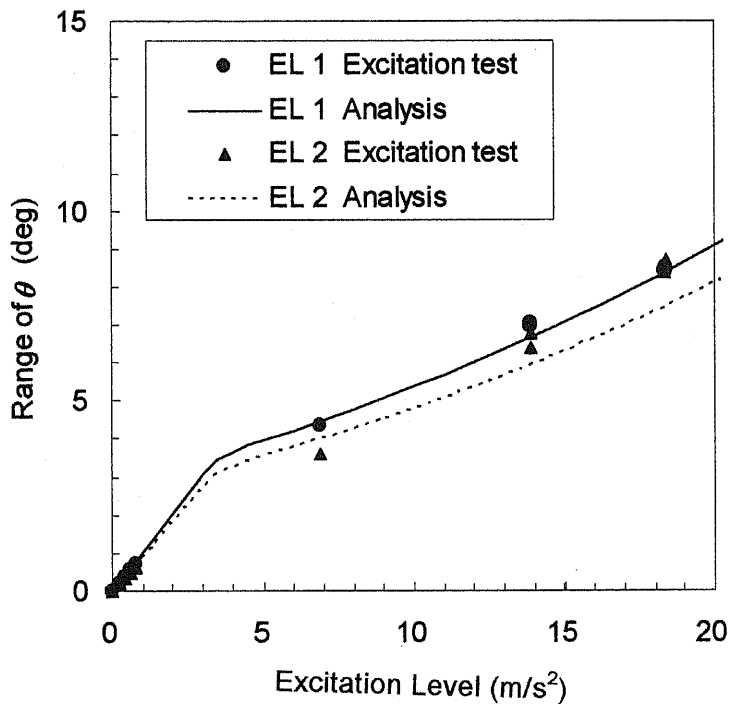


図 4.3-24 変形角度範囲 立体配管系モデル 3D-C01

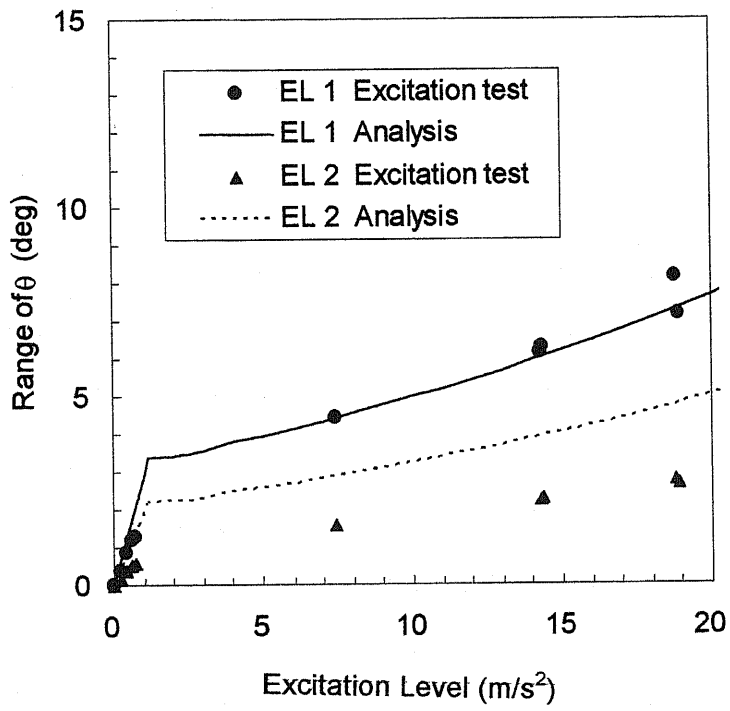


図 4.3-25 変形角度範囲 立体配管系モデル 3D-C02

4.3.5 降伏応力の弾塑性応答特性へ影響

前項までに配管系モデル加振実験結果と簡易弾塑性応答解析による結果の比較を行い、実験結果での最大応答の入力レベルに対する変化の傾向を再現できていることがわかった。

本項では、簡易弾塑性応答解析法を用いて降伏応力を変化させた解析を行うことにより最大応答量及び等価減衰比変化にどのような影響を及ぼすかを調べた。降伏応力を変化させた場合の弾塑性応答を把握することは、配管系が高温状態で降伏応力が低い条件を想定する上で重要である。

降伏応力 σ_y として、150、215、275 N/mm²と変化させた場合の解析結果を図4.3-21及び図4.3-22に示す。変化させた降伏応力は、前章でも用いられた設計基準における高温条件での降伏応力である。これらの図に示すように、降伏応力が小さい場合、塑性変形に伴う減衰効果が入力レベルの小さい段階より現れ、比較の入力レベルの小さい領域において、降伏応力が大きい場合よりも最大応答量は小さくなる傾向となった。これは、塑性変形による等価減衰比が、早い段階より増加するためである。入力レベルの大きい領域では、逆に、降伏応力の大きい場合よりも最大振動応答量が大きくなる領域が現れる。降伏応力の小さいものについては、その塑性変形に伴う減衰効果が早い段階で現れ、降伏応力が大きいものよりも振動応答の低減効果が大きくなることは、実際にも起こりえる現象と判断される。

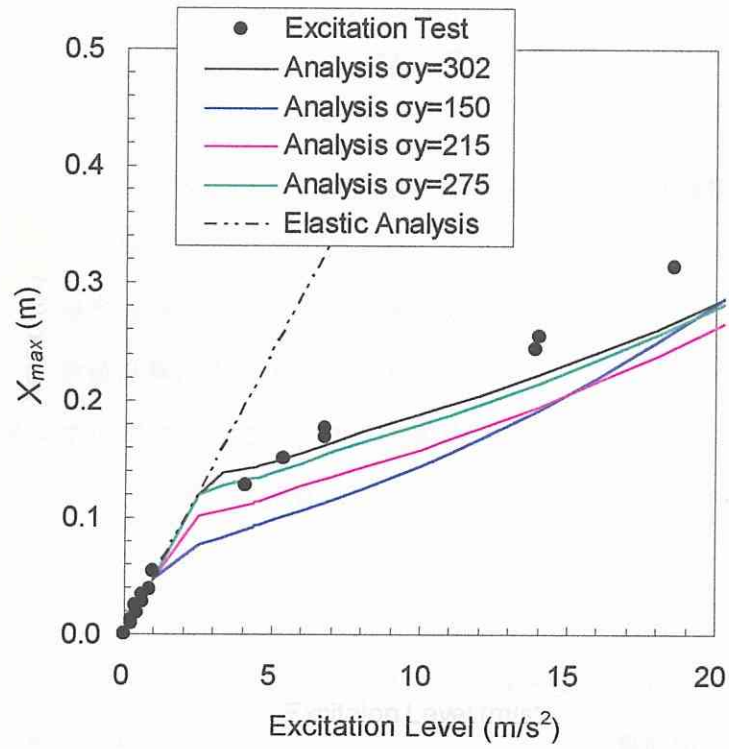


図 4.3-21 降伏応力による弾塑性応答の変化 (3D-A01 の例)

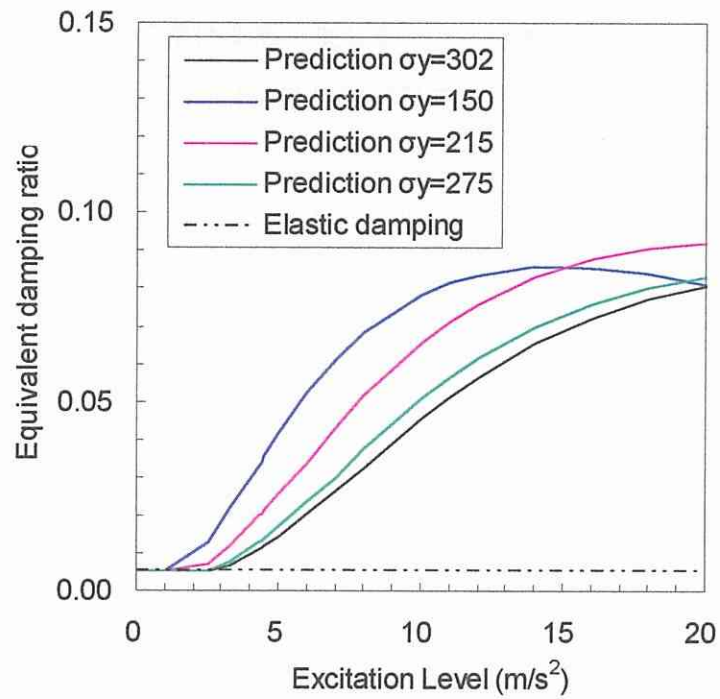


図 4.3-22 降伏応力による等価減衰比の変化 (3D-A01 の例)

4.4 結 言

本章では、エルボの塑性変形による減衰効果を考慮した簡易弾塑性応答解析方法を検討した。この解析法では、塑性変形により生じる減衰効果を最大応答変位に依存する等価線形減衰として近似し、最大応答変位と等価減衰比という互いに依存し合う量を数値計算により求めることにより解析を行った。エルボの塑性変形に伴う消散エネルギーについては、前章で求められた、エルボの履歴特性に関する一般化された近似式を用いて計算した。

解析結果と5種類の配管系モデルでの加振実験結果を比較したところ、加振レベルに対する最大応答変位の変化の傾向がほぼ一致することが確認された。本解析法は、前章で示された近似式と、応答スペクトル計算、振動モード解析及び応答スペクトル解析が利用されているのみである。すなわち線形振動解析のみで弾塑性応答における最大振動応答量を予測できることとなる。

ただし、本解析法は、配管系に塑性変形を生じるランダム波応答において、単一振動モードが卓越している場合にのみに有効である。複数の振動モードが重ね合わせられた結果として塑性変形が生じるような振動応答では、モード毎の等価減衰比設定方法、モードの合成方法等別途研究が必要であり、実験による検証も必要となる。

前章で一般化されたエルボの履歴特性に関する近似式を用い、弾塑性振動応答を比較的容易に求めることのできる本解析法は有益なものと思われる。

[第4章の参考文献]

- (1) H. Shibata, M. Makiguchi, A. Ito, J. Hirose, Y. Kajimura, Y. Niino, T. Hayashi, T. Chiba, A Damping Characteristics of Piping Systems in Nuclear Power Plants, ASME PVP-Vol.73, (1983), pp151-178
- (2) Penzien, J., Elasto-Plastic Response of Idealized Multi-story Structures Subjected to a Strong Motion Earthquake, 2 WCEE, 1960.
- (3) C. H. Hofmayer, Y. J. Park, J. F. Costello, Prediction of High Level Vibration Test Results by Use of Available Inelastic Analysis Techniques, Vol. K, SMiRT 11, 1991.
- (4) (財)原子力発電技術機構、平成12年度 耐震設計高度化調査 機器・配管の弾塑性応答評価法の調査 報告書、平成13年3月。
- (5) 日本機械学会編、振動工学におけるコンピュータアナリシス、(1987)、245、コロナ社
- (6) 長松昭男、内山勝、斉藤忍、鈴木浩平、背戸一登、原文雄、藤田勝久、山川宏、吉田和夫、ダイナミクスハンドブック 運動・振動・制御、(1993)、150、朝倉書店
- (7) K. Jaquay, Seismic Analysis of Piping Final Program Report, NUREG/CR-5361.
- (8) Gerry C. Slagis, Assessment of Piping Seismic Response, ASME PVP-402-1, 49-55
- (9) Touboul, F., Blay, N., and Lacire, M. H., Experimental, Analytical, and Regulatory Evaluation of Seismic Behavior of Piping Systems, Transaction of the ASME, 121, 388-392
- (10) 中村いずみ、大谷章仁、白鳥正樹、機器・配管系の経年変化を伴う耐震安全裕度評価手法の研究報告書、防災科学技術研究所研究資料、第202号、2001、pp25-35

第 5 章 結 論

5.1 結 言

地震により大きな振動応答を生じる配管系では、エルボ等の配管系の一部において局部的な塑性変形を生じると予想される。このような配管系では、塑性変形に伴うエネルギー消散を生じ、振動応答は低減されると言われている。塑性変形により生じる減衰効果を適切に捉えて、弾塑性振動応答を合理的に算定することのできる振動応答解析法を構築し、弾塑性応答特性の把握を目的とした研究を行った。

第1章では、配管系の振動応答の特徴と、耐震設計における弾塑性応答特性の把握及び塑性変形を考慮した振動応答解析の必要性をまとめた。また、塑性変形を伴う振動応答では、その減衰特性を把握することが重要となるため、一般的な減衰特性の種類と分類について述べ、さらに弾塑性応答における減衰特性の定式化に資する既往研究を挙げた。

第2章では、配管系の弾性域の減衰比として、現行の耐震設計用減衰比、これを定める基となった実記配管系での減衰比計測値及び等価線形化法を用いた配管系の減衰比算定方法に関する調査結果をまとめた。実機配管系の減衰比として、国内の火力発電所および原子力発電所の配管系、米国の原子力発電所の配管系の減衰比計測値を挙げ、配管系の減衰比は1%以下のものから数10%に達するものまでが存在し、これらの計測値は振動数と共に減衰比が小さくなる傾向を示すものであった。国内での配管系の耐震設計用減衰比に関する研究として、Uボルトにより支持される配管系の支持部での消散エネルギーを定式化し、等価減衰比を算定する研究が行われており、実際の複数の配管系の等価減衰比を算定し

た結果を、支持具数の違いにより整理し、新たな設計用減衰比を提案するものであった。

第3章では、大きな地震応答が配管系に生じた場合の塑性変形を生じる部位としてエルボを選定し、塑性変形を生じる場合の機械的特性として、等価剛性及び消散エネルギー（履歴エネルギー吸収）の把握を試みた。本研究では、既往研究において実験による検証がなされている方法により、繰り返し面内曲げを受けるエルボのFEMによるシミュレーションを実施した。シミュレーションでは、配管口径、肉厚、エルボ曲げ半径、内圧、降伏応力をパラメータとし、原子力発電プラントの配管系に多く用いられている配管用鋼製突合せ溶接式継手 90°エルボ（引抜成形品）を対象とした。シミュレーションにより求められた履歴特性より、消散エネルギーと等価剛性を算出した。消散エネルギー ΔE と角度変位振幅 θ の関係は、塑性変形が大きくなると直線的に増加する傾向のあることが確認され、等価剛性については、逆に、塑性変形の進行に伴い漸的に減少する傾向が確認された。これらの傾向を鑑み、エルボの履歴特性に対して、摩擦モデルによる近似を行った。その結果、等価剛性については、ばらつきはあるもののその傾向は良く一致した。消散エネルギーについては、摩擦モデルによる近似から隔たりのあることが確認された。そこで、消散エネルギーについては摩擦モデルによる近似に補正を加え定式化を行った。等価剛性及び消散エネルギーの近似式では、エルボにおける弾性域の角度変形に対する剛性 $K_{\theta EL}$ 、摩擦モデルでの塑性変形開始角度変位振幅 θ_y 及び消散エネルギー補正係数 α の3種類の変数を用いて定式化を行っている。これらの変数についてはエルボの形状値と降伏応力に基づく近似式で表すこととし、エルボの等価剛性及び消散エネルギー算定式を一般化した。

第4章では、エルボの塑性変形による減衰効果を考慮した簡易弾塑性応答解析方法を検討した。この解析法では、塑性変形により生じる減衰効果を最大応答変位に依存する等価線形減衰として近似し、最大応答変位と等価減衰比という互いに依存し合う量を数値的に収束計算した。エルボの塑性変形に伴い生じる消散エネルギーについては、前章で求められたエルボの履歴特性に関する一般化された近似式により計算を行った。解析結果と配管系モデル加振実験結果を比較したところ、加振レベルに対する最大応答変位の変化の傾向をほぼ再現できることがわかった。

5.2 今後の課題

本研究の成果により、配管系におけるエルボが面内曲げ変形を受け、塑性変形を生じる場合の弾塑性応答の予測を比較的容易に行えるようになったと考えられる。また、標準的なエルボの弾塑性変形時の機械的特性に関しては、一般化された近似式により求められるようになった。

配管系の弾塑性応答解析法に関する課題としては以下のものが挙げられる。

- ・ 本研究では、エルボの面内曲げでの弾塑性変形特性を取り扱った。エルボが受ける変形は、実際の配管系が3次元的な配置であるため面内曲げだけではなく、面外曲げ（ねじり）を受けるものも含まれる。そのため、本研究と同様なシミュレーション及び検証のための実験を行い、その弾塑性変形特性を把握する必要がある。さらに、配管系で塑性変形が想定されるエルボ以外の部位、ティ、レジューサ、ノズル等の弾塑性変形特性も把握する必要がある。
- ・ 本研究における配管系に塑性変形を生じるランダム波応答において、単一振動モードが卓越している場合にのみ有効である。そのため、複数の振動モードが重ね合わせられた結果として塑性変形が生じるような振動応答では、モード毎の等価減衰比設定方法、モードの合成方法等別途研究が必要であり、実験による検証も必要と考えられる。

謝 辞

本学位論文の研究を遂行するにあたり、横浜国立大学 大学院 工学研究院教授 高田一先生にご指導ご鞭撻頂きました。心よりお礼申し上げます。

本論文の審査の労をとって頂き、貴重なご指摘、ご指導を頂きました、横浜国立大学 大学院工学研究院長 白鳥正樹先生、同大学 大学院環境情報研究院教授 中桐滋先生、同大学 大学院工学研究院教授 安藤柱先生、同大学 大学院環境情報研究院教授 森下信先生、同大学 工学研究院 客員教授 藤本滋先生に厚くお礼申し上げます。

本論分の研究を始め、耐震工学に関する様々な面におきまして、ご指導・ご助言を頂きました東京大学名誉教授 柴田碧先生に深く感謝致します。

振動実験、耐震実験に関して一からのご指導をして頂いた、独立行政法人 防災科学技術研究所 工学博士 小川信行氏、石川島播磨重工業(株) 工学博士 小林博栄氏に心よりお礼申し上げます。

本研究を進めるにあたり ASME Pressure Vessel and Piping Conference における情報が有益であり、同会議への投稿論文に対して貴重なご助言を頂いた Mr. Gerry. C. Slagis, Professional Engineer に感謝致します。

配管系の耐震研究の共同研究者として様々な意見を交換し、研究に関し切磋琢磨させて頂いた防災科学技術研究所 中村いずみ氏に感謝致します。

本論文の第4章に示した配管系モデルの加振実験は、原子力安全研究年次計画(平成8年度～平成12年度、原子力安全委員会策定)に基づき、科学技術庁国立機関原子力試験研究費を軸に、防災科学技術研究所、横浜国立大学、石川島播磨重工業(株)の共同研究として実施されたものです。

上記実験を計画及び実施では、防災科学技術研究所の飯田晴男氏、横浜

国立大学の矢倉武蔵氏(現 ダイハツ工業(株))、越智洋次氏(現 CANON)、
宇田川誠氏、石川島検査計測(株)内田弘氏、石川島播磨重工業(株)相
田重一氏、(有)葵設計事務所 佐藤早苗氏にお世話になりました。

最後に、この研究をサポートして頂いた、横浜国立大学 工学研究院助
手 松浦慶総先生、同大学 大学院工学府 博士課程後期 三上晃氏を初
めとする高田研究室の皆様にお礼申し上げます。