機器・配管系の経年変化に伴う耐震安全裕度評価手法の研究 報告書

中村いずみ*・大谷章仁**・白鳥正樹***

Study on Estimation Method of Seismic Safety Margin of Aged Piping System and Equipment

Izumi NAKAMURA^{*}, Akihito OTANI^{**}, and Masaki SHIRATORI^{***}

* National Research Institute for Earth Science and Disaster Prevention, Japan ** Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd., Japan *** Yokohama National University, Japan

Abstract

In order to clarify the behavior of degraded pipes under seismic events, cyclic four-point bending tests on straight pipe and shaking table tests using piping system models were conducted. The degradation used in this study were wall thinning or cracks, which were considered to be caused in piping systems due to the effects of aging. Cyclic bending tests were conducted on straight pipe elements to investigate the relation between the failure mode and degradation condition. Shaking table tests were also conducted to investigate the influence of degradation on piping system behavior and clarify the failure mode of degraded piping systems. Through these tests, the failure modes of aged piping were obtained under varying loading and degradation conditions.

In addition to these experiments, elastic-plastic FEM analysis using ABAQUS were conducted on pipe elements with wall thinning or a crack. It has been found that the failure modes observed in the tests were well simulated by this analysis. With this analysis, the strain concentrated point could be predicted and the cause of its generation could be explained by the simulated deformation behavior of the pipe. In order to predict the piping system's maximum response under elastic-plastic response, a simple response prediction method was proposed in this report. This method takes account of the dissipation energy caused by plastic deformation. It has been found that this prediction method provided a conservative value compared with the test results, but not too conservative a value as an elastic response analysis.

Key Words : Aging effect, Piping, Cracks, Wall thinning, Shaking table test, Failure mode, FEM analysis, Simple elastic-plastic response prediction method

^{*} 防災科学技術研究所 総合防災研究部門

^{**} 石川島播磨重工業株式会社 原子力事業部

^{***} 横浜国立大学大学院 工学研究院

| 1. | はじめに | . 4 |
|----|---|------|
| | 1.1 背景 | . 4 |
| | 1.2 これまでに行われた研究の現状 | . 4 |
| | 1.3 本研究の目的 | . 5 |
| 2. | 実験方法 | . 6 |
| | 2.1 要素試験 | . 6 |
| | 2.1.1 試験体の概要 | . 6 |
| | 2.1.2 載荷条件 | . 7 |
| | 2.1.3 計測 | . 8 |
| | 2.2 配管系振動試験 | 11 |
| | 2.2.1 平面配管系振動試験 | 11 |
| | 2.2.1.1 試験体の概要 | 11 |
| | 2.2.1.2 載荷条件 | 11 |
| | 2.2.1.3 計測 | 12 |
| | 2.2.2 立体配管系振動試験 | 14 |
| | 2221 試験体の概要 | 14 |
| | 22.2.2 載荷条件 | 15 |
| | 2.2.2.3 計測 | 15 |
| 3. | 実験結果 | 17 |
| | 3.1 要素試驗 | 17 |
| | 3.1.1 き裂付き配管 | 17 |
| | 3111 破損状況 | 17 |
| | 311.2 き裂付き配管の荷重変形特性 | 17 |
| | 31.1.3 SCC き裂と EDM き裂の破損寿命比較 | 19 |
| | 3114 破面解析 | 19 |
| | 312 減肉配管および健全配管 | 21 |
| | 3121 破損狀況 | 21 |
| | 312.1 減快(()) 312.2 減肉量とラチェット変形量の関係 | 21 |
| | 3.1.2.2 | 23 |
| | 3.1.2.5 网络墨巴松铁种灰角砂茵麻 ···································· | 24 |
| | 3.1.2.4 使主的软件》前重变形的量。 3.1 和答素試驗 | 24 |
| | 3.2 LE目示的读示::::::::::::::::::::::::::::::::::: | 25 |
| | 3.2.1 千田配目形的被 | 25 |
| | 3.2.1.1 11(1)1(1)(1)(1)(1)(1)(1)(1)(1)(1)(1)(1)(| 23 |
| | 3.2.1.2 派明奴の友山 ···································· | 20 |
| | 3.2.1.3 万化米什と心谷恒の奥ボ | 29 |
| | 3.2.1.4 | 21 |
| | 5.2.2 立译的词本动脉 · · · · · · · · · · · · · · · · · · · | 21 |
| | 3.2.2.1 | 31 |
| | 3.2.2.2 为化余件と心合恒の関係 | - 34 |
| | 3.2.2.3 エルホの外住変化 | 35 |
| 4. | 配官 安 系 に 対 う る 詳 細 所 が | 36 |
| | 4.1 本草の目的および構成 | 36 |
| | 4.2 局所的減肉部を有する配管の解析的波安評価 1 (直管) | 36 |
| | 4.2.1 実験概要 | 36 |
| | 4.2.2 解析モテルと条件 | 36 |
| | 4.2.3 実験結果と解析結果の比較 | 37 |
| | 4.2.4 | 39 |
| | 4.2.5 累積疲労損傷則を用いた寿命評価 | 42 |

| 4.2.6 Shellモデルによる簡易解析手法 | 44 |
|---|----|
| 4.2.7 ランダム振幅波の荷重履歴に対する疲労寿命評価 | 46 |
| 4.3 局所的減肉部を有する配管の解析 2 (曲管) | 47 |
| 4.3.1 解析モデルと条件 | 47 |
| 4.3.2 エルボ配管のき裂発生メカニズムと破壊挙動 | 49 |
| 4.3.3 Shellモデルによる簡易解析手法 | 51 |
| 4.4 表面き裂付き配管の低サイクル疲労き裂進展評価 | 53 |
| 4.4.1 ラインスプリング要素を用いたき裂進展解析 | 53 |
| 4.4.1.1 ラインスプリング要素 | 53 |
| 4.4.1.2 繰り返し J 積分範囲 ΔJ の評価 | 53 |
| 4.4.1.3 き裂進展則 | 53 |
| 4.4.1.4 き裂進展の評価手順 | 53 |
| 4.4.2 解析モデルと条件 | 54 |
| 4.4.3 解析結果と考察 | 55 |
| 4.5 本章のまとめ | 59 |
| 5. 配管系の動的応答に対する評価 | 60 |
| 5.1 概要 | 60 |
| 5.2 弾塑性応答予測手法の概念 | 60 |
| 5.3 弾塑性応答予測手法の計算の詳細 | 61 |
| 5.3.1 消散エネルギを求めるための FEM 解析 | 61 |
| 5.3.2 振動モード解析 | 62 |
| 5.3.3 振動応答解析 | 63 |
| 5.3.4 等価減衰比及び最大応答量の計算 | 65 |
| 5.4 弹塑性応答予測結果 | 65 |
| 6. まとめ | 67 |
| 7. あとがき | 67 |
| <謝辞> | 67 |
| <参考文献> | 68 |
| <関連発表論文> | |
| 要 旨 | 71 |
| <添付 1 > 「機器・配管系の経年変化に伴う耐震安全裕度評価手法の研究」実験実施委員会 名簿 | 72 |
| <添付 2 > 実験結果等カラー図版 | 73 |
| | |

【執筆担当】

1. はじめに

1.1 背景

我が国では1960年に発電用原子炉の運転が始まり、 1970年に商業用原子炉が稼働を開始した.今日では2001 年4月現在で51基の商業用原子力発電所が稼働しており、 原子力による発電量は総発電量の3割以上を占めている. 一方,原子力発電所の運用開始年ごとの原子炉基数は図 1-1のようになり,運用開始から20年以上経過している施 設は20基となるが、現在原子力発電施設の新規建設は厳 しい情勢であり,既存の施設を維持保全しつつ継続して 使用する必要がある.原子力発電施設の耐用年数は従来 30年とされてきたが、1999年に通産省・資源エネルギー 庁は運転開始後30年近くを経た原子力発電施設3基につ いて、60年を視野に入れた長期運転が技術的に可能とす る報告書1)を提出した.しかし、長期にわたって使用され た施設には高経年化に伴い構成機器・配管の劣化が発生 すると考えられることから,長寿命化を実現するために は, 適切な管理を行い, 高経年化プラントの改造工事を含 めた経年化対策を講じ、安全性を確保する必要がある.

一般に、プラントにおける主要構成要素の一つである 配管系には、高経年化により通常の熱疲労だけでなく、応 力腐食割れや腐食・壊食などによる減肉といった劣化が 発生することが知られている.重要度の高い配管系に破 壊が生じた場合、システム全体に波及する影響が多大で あることから、その健全性を維持することは重要である. 特に日本は地震国であるため、劣化を想定した高経年プ ラントの安全性は大地震時においても十分確保されなけ ればならない.配管系に発生する減肉やき裂のような劣 化の許容劣化基準の検討においては、実験や解析に基づ く合理的な検証データを蓄積する必要がある.また、日本 は地震国であるため、そのような劣化が検出された場合 の重要な問題の一つとして,当該劣化状況が耐震上許容 されるかどうかの評価が必要である.そのためにはこの ような劣化部が配管系の動的挙動および耐震安全裕度に 与える影響を明らかにし,地震動を受ける経年劣化配管 の挙動を合理的に評価する手法が必要となる.

1.2 これまでに行われた研究の現状

劣化部を有する配管系の健全性評価や耐震安全裕度に 関する研究としては、これまでにき裂付き配管を対象と して,多くの研究が行われてきた.日本原子力研究所で は、1次冷却配管について構造強度上の信頼性を実験的に 検証することを目的として、1975年から1992年にかけて 配管信頼性実証試験が実施された2). この試験研究では、 主にき裂付き配管を対象として,配管疲労試験,不安定破 壊試験,破断試験,解析評価が実施された.また,研究期 間中の1986年に米国Surry原子力発電所で減肉エルボの破 断事故が発生した3)ため, 減肉配管の破壊限界を求める試 験も実施された.また,電力中央研究所ではアメリカ原子 力規制委員会(NRC)が主催した国際共同研究であるき 裂付き配管の健全性評価手法を確立するための研究 (IPIRG)⁴に参加し、日本国内の炭素鋼配管に対する実断 面応力基準の適用性の検討,動的繰り返し荷重下におけ るき裂進展評価などの研究を実施した?).

減肉のような非き裂状欠陥の健全性評価に対しては, 大学や民間企業により減肉を模擬した配管の終局強度や 破壊形態を得る実験研究が実施され始め^{0,8},劣化形状と 破損条件との関連づけが行われている.また,原子力発電 技術機構(NUPEC)では,平成12年度より平成17年度ま での予定で,減肉配管の耐震実証試験を実施している⁹. しかし,全体としては劣化条件として減肉を対象とした 配管の耐震安全性評価に関する研究はまだ数が少ない.





大レベルの地震を想定した配管系の弾塑性応答に関する 研究は、健全配管を対象としたものが主であり、劣化配管 における終局強度や破損形態を対象としたものは、上記 のNUPECで今後実施する予定の研究課題以外にはほとん ど見受けられない. 健全配管系を対象としたものとして は,1971年~1973年に実施された,地震時における原子 力施設の限界設計に関する試験研究(日本電気協会)¹⁰. 配管耐震設計基準の合理化研究(電力共通研究)¹¹⁾や、 NUPECにより実施されている配管の終局強度耐震実証試 験12)が挙げられる.また、海外で行われている研究とし て、米国のEPRIで実施された配管の動的信頼性評価に関 する研究プログラム (PFDRP)¹³⁾があり、この実験結果 や解析結果から、配管系の終局破損形態や設計基準変更 に関する議論が行われている14.また、フランスでは原子 力庁 (CEA) により, 基準の緩和を目的として, 実規模の 配管を用いた振動破壊実験と, 簡易解析コードの開発が 行われた15).

1.3 本研究の目的

背景で述べたように、高経年配管系の大地震時におけ る安全裕度を合理的に評価するためには、そのような配 管系の限界強度や最終破損形態を把握する必要がある. しかし、き裂や減肉といった構造劣化がある配管系の静 的荷重下における限界強度に関する研究、あるいは健全 配管系の弾塑性応答に関する研究は数多くなされている が、構造劣化がある配管系で地震荷重を対象とし、限界強 度や弾塑性応答を対象とした試験研究はほとんどなされ ていない.そこで、防災科学技術研究所では、横浜国立大 学、石川島播磨重工業との三者共同で、地震動を受ける経 年劣化配管の動的挙動および破損形態を実験的に明らか にし、経年劣化配管の耐震性を合理的に評価する手法を 検討することを目的として、平成8年度から平成12年度 にかけて、原子力安全研究「機器・配管系の経年変化に伴 う耐震安全裕度評価手法の研究」を実施した.

本研究では、経年変化を想定した、強度的に厳しい形

状のき裂または減肉を配管モデルに導入し実験を行うこ とにより,劣化形状による破損形態の違い,劣化部の有無 による配管系の地震応答の変化等を明らかにすることを 目的とした.このため,実験では経年劣化を模擬した直管 を用いて繰り返し4点曲げ試験を行う要素試験と,劣化部 分を有する配管系に対して振動台を用いて加振を行う配 管系振動試験を実施した.また.これらの実験データに基 づき,詳細解析による破損メカニズムの考察や弾塑性応 答変位の簡易予測法の検討を行った.本報告書は5ヶ年に わたり実施した実験内容と解析評価についてとりまとめ たものである. 第2章では、本研究で実施した実験の概要 を, 第3章では実験結果の概略を述べる. 第4章および第 5章では、これらの実験結果を踏まえ三機関がこれまで実 施した解析評価について述べる. これらの解析評価は各 機関がそれぞれの視点から実施したものについて、本報 告書をとりまとめた時点における検討状況を述べたもの であり、現状では必ずしも相互に連携のとれた統一性の ある内容とはなっていない. 解析における視点の統一と 評価法への提案については平成13年度より実施する次期 原子力安全研究、「地震荷重を受ける減肉配管の破壊過程 解明に関する研究|の中で継続していくこととしている.

なお、本研究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)¹⁰に基づいており、 科学技術庁国立機関原子力試験研究費を軸に、各機関独 自の研究費も利用して実施されたものである.また、本研 究の実施にあたり、実験実施委員会(以下AP委員会、委 員長:白鳥正樹横浜国立大学教授)を組織し、実験の実施、 解析評価について議論を行った.本研究では地震による 配管の弾塑性応答から配管の破損に至るまでの領域を対 象としたため、破壊力学と振動応答の両分野の専門家か らなる委員会とした.また、実務的な観点からの意見をい ただくため、電力会社及びプラントメーカーへも委員の 派遣を依頼した.添付1にAP委員会委員名簿を示す.

2. 実験方法1)-4)

2.1 要素試験

2.1.1 試験体の概要

要素試験では、劣化形状や載荷履歴による破損形態の 違いを確認することを目的として劣化部を有する直管を 用いた変位制御の4点曲げ試験を行った.平成8年度には 載荷装置の製作を行い、平成9年度~平成12年度にかけ て載荷試験を実施した.

要素試験で導入した劣化条件は、応力腐食割れ(SCC), 放電加工(EDM)き裂,または減肉のいずれかとした.ま た,減肉試験体と同じ材質で健全肉厚の試験体について も載荷を行い,荷重変形特性の比較を行った.配管の材質 は、SCC試験体およびEDMき裂付き試験体(以下EDM 試験体)ではステンレス鋼SUS304を,減肉試験体および 健全試験体では炭素鋼STS410を使用した.なお,本研究 では経年変化に伴う材質変化の影響は考慮していない.

供試部の配管は100A, sch80(外径:114.3mm, 肉厚:8.6mm) とした.また,4点曲げ試験装置の支点部分における局部 変形を防止するため,補強管として試験体部分の配管の 両端に100A, sch160(外径:114.3mm,肉厚:13.5mm)の 配管を溶接した.試験体部分の配管長さは400mmまたは







(a) Initial SCC in SC01.



SCO7,270 (c) Initial SCC in SC07. 図 2. 1-2 SCC 試験体の初期 SCC き裂形状 Fig.2.1-2 Initial shape of SCC in SCC specimens.

(b) Initial SCC in SC03.

200mmとし, 溶接する補強管の長さを調節して全体の長 さを3010mmとした.

試験体は,SCC 試験体8体,EDM 試験体9体,減肉試 験体9体,健全試験体2体の計28体を製作した.各劣化の 導入方法と劣化形状は以下の通りである.

(1) SCC

試験配管に溶接を施して引張残留応力を導入し,高温 高圧下のオートクレーブ内に200時間~800時間程度 格納し, SCCを生成させた.生成したSCCのき裂位置 と深さは実験前に浸透探傷(PT)検査で調査し,最 も大きいと思われるき裂位置が最大曲げ方向に一致す るよう試験体の設置位置を調整した.

SCC 試験体は試験終了後,破面検査を行って初期 SCC形状を測定した.図2.1-1に試験体の形状を,図 2.1-2にSCC部分でき裂が貫通した試験体の初期SCC 形状を示す.

(2) EDM き裂

放電加工により配管内面にき裂を導入した.き裂形状 は、内角360°き裂深さ4.3mm(肉厚の50%)の全周 き裂を持つ試験体を4体、内角90°深さ4.3mmの矩形 き裂を施したものを2体、SCCき裂を模擬した半楕円 き裂を施したものを3体製作した.ここで、SCCき裂 を模擬したEDMき裂付き試験体は、SCCのような自 然き裂とEDMき裂のような人工欠陥との破損寿命の



図2.1-3 EDM 試験体の形状

Fig.2.1-3 Geometry of the specimens with an EDM notch.



Fig.2.1-4 Initial crack shapes of EDM notched pipe specimens.

違いを確認するために実施した. 試験体に導入したき 裂はSCC 試験体の破断面にある初期 SCC 形状を,等 価な深さと断面積を持つ半楕円形状のEDMき裂で模 擬した. 図2.1-3に試験体の形状を,図2.1-4に導入 したき裂形状を示す.

(3) 減肉

機械加工により配管の肉厚を低減した,減肉は全周減 肉とし、減肉量は肉厚の50%(肉厚4.3mm)のものを 6体,75%のもの(肉厚2.15mm),60%のもの(肉厚 3.44mm), 25%のもの(肉厚6.45mm)を各1体製作し た.図2.1-5に試験体の形状を示す.

また、この他に健全試験体を2体作成した. 健全試験体 の形状を図2.1-6に示す.



Fig.2.1-5 Geometry of the specimens with wall thinning.



図2.1-6 健全試験体の形状(EA01およびEA02)

Fig.2.1-6 Geometry of the specimens without wall thinning (EA01 & EA02).

2.1.2 載荷条件

防災科学技術研究所所有の一次元大型振動台を用い, 振動台と基礎との相対変位を利用した変位制御の繰り返 し4点曲げ試験を行った.表2.1-1に大型振動台の基本性 能を,図2.1-7に4点曲げ試験装置を示す.4点曲げ試験 装置の支持点スパンは2,400mm, 負荷点スパンは800mm である.載荷履歴は定常振幅による載荷とランダム振幅 による載荷の破壊に及ぼす影響を把握するために,振幅

| 表 2.1-1 | 振動台諸元 |
|-------------|-------------------------------------|
| Table 2.1-1 | Specification of the shaking table. |

| Table | 15.0 m × 14.5 m Weight: 160 ton |
|-------------------|--|
| Driving system | Electro – hydraulic servo control system |
| Actuators | 360 ton (90 ton \times 4) |
| Max. model weight | 500 ton |
| Max. amplitude | $\pm 220 \text{ mm}$ |
| Max. velocity | 75 cm/sec |
| Max. acceleration | 0.55G (with 500-ton model) / 2.2G (without model) |
| Frequency range | DC – 50 Hz |
| Input wave types | Sinusoidal wave Random wave Earthquake wave |



図2.1-7 4 点曲げ試験装置 Fig.2.1-7 Four-point bending test equipment.





が一定である正弦波と卓越振動数が1Hzであるランダム 振幅波を使用した.正弦波は定常部分の波数が26波で,試 験体に過大な加速度が作用するのを防止するため,前後 10秒間に振幅の漸増・漸減部を追加している.ランダム 振幅波は原子力建屋の床応答を配管系に入力して得られ た応答変位波形を卓越振動数が1Hzとなるよう時間軸を 調整することにより作成した.ランダム振幅波に含まれ る波数は46サイクルである.図2.1-8にこれらの載荷波 形を示す.

試験体には常温水で内圧を負荷した.内圧は,SCC試験 体とEDM 試験体で8MPa,減肉試験体と健全試験体で 11MPaとした.ただし,減肉試験体のうち1体について は,内圧が破損形態に与える影響を把握するために,内圧 および内部水なしで試験を行った.平成12年度に実施し た試験体(SC07,SC08,EM08,EM09,EC08,EC09)に ついては内部水の漏洩を確認した時点で載荷を終了させ たが,その他の試験体ではき裂貫通後,図2.1-8に示した 入力変位波形が終了するまで載荷を継続した. 実験で使用した試験体の名称,劣化条件,内圧条件をまとめて表2.1-2に示す.

2.1.3 計測

実験では以下の項目を計測した.

- (1) 試験体への入力変位
- (2) 反力
- (3) 内圧
- (4) 試験体外表面の軸方向および周方向ひずみ
- (5) 試験体内面の軸方向および周方向ひずみ(健全 試験体と減肉試験体の一部)
- (6) き裂開口変位(EDM 試験体のみ)

図2.1-9に各試験体の計測点を示す.これらは全て 500Hzのサンプリング周波数で収録した.また,減肉試験 体および健全試験体では,この他に試験の前後において 配管外径を測定した.

| | | S | S | S | | Condition of defect | | Internal pressure |
|------|----------|----------|-------|-------|----------|----------------------|----------------------|-------------------|
| Name | Material | [MPa] | [MPa] | [MPa] | Type of | Full angle in | Depth of | (P) [MPa] |
| ~~~ | | L | L ~1 | L ~ 1 | defect | circumference [deg.] | defect [*] | |
| SC01 | _ | | | | | | | |
| SC02 | - | | | | | | | |
| SC03 | - | | | | | | | |
| SC04 | SUS304 | 311 | 617 | 206 | SCC | Natural arack | Natural | 8 |
| SC05 | 303304 | 511 | 017 | 200 | 300 | Inatural Clack | Crack | 0 |
| SC06 | | | | | | | | |
| SC07 | | | | | | | | |
| SC08 | | | | | | | | |
| EM01 | | | | | | | | |
| EM02 | | | | | | 260 | 0.5.+ | |
| EM03 | | | | | | 500 | 0.5 t | |
| EM04 | | | | | | | | |
| EM05 | SUS304 | 311 | 617 | 206 | EDM | 90 | 0.5 t | 8 |
| EM06 | | | | | | 25.73*1 | 0.49 t ^{*1} | |
| EM07 | | | | | | 14.87^{*2} | 0.49 t ^{*2} | |
| EM08 | | | | | | 16.64*3 | 0.34 t ^{*3} | |
| EM09 | | | | | | 90 | 0.5 t | |
| EC01 | | | | | | | | |
| EC02 | | | | | | | | |
| EC03 | | | | | | | 0.5 t | 11 |
| EC04 | 070410 | 212 | 470 | 157 | Wall | 2(0 | | |
| EC05 | 515410 | 312 | 470 | 157 | thinning | 360 | | 0 |
| EC06 | - | | | | | | 0.75 t | 0 |
| EC07 | 1 | | | | | | 0.75t | 11 |
| EC08 | - | | | | | | 0.23 t | 11 |
| EC09 | | No | | No | | 0.01 | | |
| EA02 | STS410 | S410 312 | | 157 | defect | 0 | 0 | 11 |

表 2.1-2 要素試験 試験体一覧 Table 2.1-2 Specifications for pipe element tests.

* 't' denotes the normal pipe thickness



(a) Measurement points of SCC specimens.



(b) Measurement points of EDM specimens.

図2.1-9 要素試験体計測点 (1/2)

Fig.2.1-9 Measurement points of specimens for pipe element tests (1/2).



* S01 & S02 are measured only for EC05, EC06 and EC07





(d) Measurement points of EC08, EC09, EA01 and EA02.

図2.1-9 要素試験体計測点 (2/2)

Fig.2.1-9 Measurement points of specimens for pipe element tests (2/2).

2.2 配管系振動試験

配管系試験では、振動台上に劣化部分を有する配管系 を設置し加振実験を行った.試験の目的は劣化部分が存 在する配管系の振動特性と破損挙動を確認することであ る.試験体には平面Z型の平面配管系と、立ち上がり部を 持つ立体Z型の立体配管系の2種類を使用した.

2.2.1 平面配管系振動試験

2.2.1.1 試験体の概要

平面配管系振動試験は平成10年度に実施した.図2.2-1に試験体の形状を示す.試験体は劣化を導入する部分 (部分A)と、劣化を導入しない部分(部分B)に分かれ、 フランジで接合した.ただし接合部分のフランジは閉止 してあり、部分Aと部分Bの配管経路は分離している.平 面配管系試験で導入した劣化条件は直管部減肉およびエ ルボ部減肉の2種類とした.また、比較のために劣化部分



図2.2-1 平面配管系試験 試験体形状 Fig.2.2-1 2-D piping model for piping system test.

がない健全配管系試験体についても加振実験を行った. 使用した配管の材質は全て炭素鋼 STPT370で,配管口径 は要素試験と同様100Aとした.肉厚は,試験体部分であ る部分Aでは要素試験と同様sch80(肉厚8.6mm),部分B ではsch120(肉厚11.1mm)とした.部分Bはすべての試 験で共通に使用した.試験体の名称と導入劣化条件は以 下の通りである.

- 試験体名: 2D_A01
 劣化条件: 劣化なし
- (2) 試験体名: 2D_B01
 劣化条件:直管部減肉
 図2.2-1に示した位置の直管部分の肉厚を機械加
 工により通常肉厚の50%に低減し,全周減肉を
 模擬した.
- (3) 試験体名: 2D_C01 劣化条件:エルボ部減肉
 図2.2-1に示したエルボ1をsch40のエルボとすることにより全周減肉を模擬した.sch40のエルボの肉厚は公称6.0mmであり,減肉量は30%となる.

表2.2-1に試験体の特性をまとめて示す.また,図2.2-2に固有値解析で求めた2D_A01の固有振動数と振動モー ドを示す.試験体の1次固有振動モードで支配的な変形は エルボ1,2,3の面内変形であり,健全状態の場合,最大 応力が発生するのはエルボ1となるが,エルボ2の応力も ほぼ同程度であった.

2.2.1.2 載荷条件

配管系モデルに対して,防災科学技術研究所所有の一次元大型振動台を用いて加振実験を行った.加振波形は 試験体の1次固有振動モードのみを励起するため,2.5Hz ~3.5Hzの狭帯域ランダム波を作成して使用した.図2.2-3に狭帯域ランダム波の加速度時刻歴波形と応答スペクト ルを示す.実験はこの狭帯域ランダム波の入力レベルを

表 2. 2-1 平面配管系試験 試験体一覧 Table 2.2-1 Specimens for 2-D piping system tests.

| | | | | | Internal | | Condition of defec | t |
|--------|----------|--|---------------------|--|--------------------------|-----------|--|--|
| Name | Material | <i>S</i> _y ^{*1} [MPa] | S_u^{*1} [MPa] | <i>S</i> _m ^{*1} [MPa] | pressure (P) [MPa] | Туре | Configuration | Defected part |
| 2D_A01 | | | | | | No defect | | |
| 2D_B01 | STPT370 | 302 | 473 | 158 | 11 | Wall | Full circumferential thinning Depth : 0.5 t* | Straight pipe near the anchor (See Fig. 2.2-1) |
| 2D_C01 | | | | | | thinning | Full circumferential thinning Depth : 0.3 t* | Elbow 1 |

* 't' denotes the normal pipe thickness



図 2. 2-2 平面配管系試験体の振動モード Fig.2.2-2 The vibration mode of the 2-D piping model.

弾性レベルから最大1600Gal程度まで増加させ,各入カレ ベルでの応答性状を得るとともに最大レベルで試験体が 破損するまで入力を繰り返した. 健全配管系試験体につ いては各加振レベルで5回ずつ加振を行い,応答性状を得 たのみで破損させずに試験を終了させた.

試験体の部分Aには常温水を満たし、内圧を負荷した. 内圧はすべての試験体で11MPaとした.部分Bは内圧な し(内部水なし)で試験を行った.試験では,試験体が損 傷し内部水の漏洩を目視確認した時点で振動台の入力を 終了させた.

2.2.1.3 計測

実験では以下の項目を計測した.

- (1) 振動台加速度
- (2) 試験体の応答加速度
- (3) 中央部応答変位
- (4) 内圧
- (5) 試験体外表面の軸方向および周方向ひずみ

図2.2-4に試験体の計測点を示す.これらは全て500Hz のサンプリング周波数で収録した.また,この他に,試験 の前後においてエルボ部分および減肉導入部分の配管外 径を測定した.



(a) Time history of input acceleration.



(b) Response spectrum (h: damping ratio).

図2.2-3 平面配管系試験で使用した狭帯域ランダム波

Fig.2.2-3 Narrow band random wave used for the piping system test of the 2-D piping model.



2.2.2 立体配管系振動試験

2.2.2.1 試験体の概要

平成11年度および平成12年度に、立体配管系試験体を 用いた加振実験を実施した.図2.2-5に試験体の形状を示 す.試験体はエルボ1を含む部分(部分A)、エルボ2を含 む部分(部分B)、エルボ3を含む部分(部分C)の3つか ら成り、フランジで接合した.立体配管系試験体は部分 A、B、Cがつながり一つの配管経路となっている.立体 配管系で導入した劣化条件は、エルボ部減肉またEDMき 裂の2種類とした.平面配管系試験と同様、劣化部分のな い健全配管系試験体についても加振実験を行った.設定 する劣化条件に従い部分Aまたは部分Bの配管の一部に 劣化を導入した.部分Cは全ての試験体で共通に使用し



Fig.2.2-5 3-D piping model for piping system test.

た.

配管の材質は基本的に平面配管系と同様,炭素鋼 STPT370としたが,減肉エルボは炭素鋼配管FSGPエルボ で代用したためエルボ部減肉試験体では減肉エルボ部分 のみ材質が異なっている.また,EDMき裂付き試験体で はき裂導入部分の配管にステンレス鋼 SUS304 を使用し た.配管口径は100A,sch80とした.試験体の名称と導入 劣化条件は以下の通りである.

- 試験体名:3D_A01
 劣化条件:劣化なし
- (2) 試験体名:3D_C01
 劣化条件:エルボ1およびエルボ2減肉
 図2.2-5に示したエルボ1およびエルボ2部分を
 FSGPエルボとすることにより全周減肉を模擬した.FSGPエルボの肉厚は公称4.5mmであり,減
 肉量は48%となる.
- (3) 試験体名:3D_C02
 劣化条件:エルボ1減肉
 エルボ1をFSGPエルボとすることにより減肉量
 48%の全周減肉を模擬した.
- (4) 試験体名:3D_C03
 劣化条件:エルボ2減肉
 エルボ2をFSGPエルボとすることにより減肉量
 48%の全周減肉を模擬した.
- (5) 試験体名:3D_D01
 劣化条件:EDM き裂(部分き裂)
 図2.2-5に示すエルボ1近傍の直管部分に半楕円
 形状のEDM き裂を導入した.導入した EDM き
 裂の形状は、図2.1-4に示した要素試験体EM07
 と同一形状とし、最大き裂深さを曲げモーメン

| 表 2. 2-2 | 立体配管系試験 | 試験体一覧 |
|-------------|-------------------|---------------------|
| Table 2.2-2 | Specimens for 3-D | piping system tests |

| | | S *1 | S *1 | S *1 | Internal | Condition of defect | | | | |
|--------|--|-------|-------|-------|-----------------------|---------------------|---|---------------------------|--|--|
| Name | Material | [MPa] | [MPa] | [MPa] | pressure (P) [MPa] | Туре | Configuration | Defected part | | |
| 3D_A01 | STPT370 | 302 | 473 | 158 | 10 | No defect | | | | |
| 3D_C01 | FSGP Elbow (Elbow 1 & Elbow 2) / STPT370 (Ordinary part) | 351 | 452 | 151 | | | | Elbow 1 and Elbow 2 | | |
| 3D_C02 | BD_C02 FSGP Elbow (Elbow 1) / STPT370 (Ordinary part) BD_C03 FSGP Elbow (Ordinary part) BD_C03 (Elbow 2) / STPT370 (Ordinary part) | | 452 | 151 | 10 | Wall thinning | Full circumferential thinning Depth : 0.48 t ^{*2} | Elbow 1 | | |
| 3D_C03 | | | 452 | 151 | | | | Elbow 2 | | |
| 3D_D01 | SUS304 (Part A) / STPT370 (Part B & Part C) | 311 | 617 | 206 | 8 | EDM | Partial EDM notch Depth : 0.49 t ^{*2} Full crack angle : 14.87[deg.] | Straight pipe | | |
| 3D_D02 | SUS304 (Part A & Part B) / STPT370 (Part C) | 311 | 617 | 206 | 0 | LDW | Full circumferential EDM notch Depth : 0.5 t ^{*2} Full crack angle : 360[deg.] | (See Fig. 2.2-5) | | |

*1 Value at defected part

*2 't' denotes the normal pipe thickness



Fig.2.2-6 The vibration mode of the 3-D piping model.

トが最大となる方向(Z軸+方向)に一致させた.

(6) 試験体名: 3D_D02
 劣化条件: EDM き裂
 3D_D01と同じ位置のエルボ1近傍の直管部分に
 全周 EDM き裂を導入した. き裂深さは肉厚の
 50% とした.

表2.2-2に試験体の特性をまとめて示す.また,図2.2-6に固有値解析で求めた3D_A01の固有振動数と振動モードを示す.試験体の1次固有振動モードで支配的な変形は エルボ1および2の面内変形である.健全状態の場合,最 大応力が発生するのはエルボ1であり,エルボ2の応力は エルボ1に比べ14%程度低い値となった.

2.2.2.2 載荷条件

前項に挙げた配管系モデルに対して,一次元大型振動 台を用いて加振実験を行った.加振波形は試験体の1次固 有振動モードのみを励起するため,1.5Hz~3.0Hzの狭帯 域ランダム波を作成して使用した.図2.2-7に実験で用い た狭帯域ランダム波の加速度時刻歴波形と応答スペクト ルを示す.実験はこの狭帯域ランダム波の入力レベルを 弾性レベルから最大1800Gal程度まで増加させ,各入力レ ベルでの応答性状を得るとともに最大レベルで試験体が 破損するまで入力を繰り返した.

試験体には常温水を満たして内圧を負荷した.内圧値 は、健全試験体および減肉試験体で10MPa,き裂つき試 験体で8MPaに設定した.平成11年度に実施した試験体 (3D_A01, 3D_C01, 3D_D01)については、試験体が破損 し内部水の漏洩を目視確認した時点で振動台の入力を終 了させたが、平成12年度に実施した試験体(3D_C02, 3D_C03, 3D_D02)では、漏洩を確認した後も、図2.2-7 に示した加速度入力が終了するまで加振を継続した.

2.2.2.3 計測

実験では以下の項目を計測した.

- (1) 振動台加速度
- (2) 試験体およびアンカーの応答加速度
- (3) エルボ1とエルボ2の面内開閉変位

(a) Time history of input acceleration.



(b) Response spectrum (h: damping ratio).

図2.2-7 立体配管系試験で使用した狭帯域ランダム波

Fig.2.2-7 Narrow band random wave used for the piping system test of the 3-D piping model.

- (4) 内圧
- (5) 試験体外表面の軸方向および周方向ひずみ
- (6) エルボ3の位置における三次元絶対変位
- (7) き裂開口変位(き裂つき試験体のみ)

図2.2-8に試験体の計測点を示す.これらは全て500Hz のサンプリング周波数で収録した.また,健全試験体およ び減肉試験体では,この他に試験の前後においてエルボ 部分の配管外径を測定した.





- 3. 実験結果
- 3.1 要素試驗1)-3)
- 3.1.1 き裂付き配管

3.1.1.1 破損状況

要素試験のうちき裂付き配管の試験結果を表3.1.1-1に とりまとめて示す.試験体のうち正弦波により載荷した ものについては、き裂貫通までに要した正弦波定常部分 の波数を表中に併記した.劣化形状ごとの破損状況は以 下のようになった.

(1) SCC試験体

8体実施したSCC試験体のうち、4体で繰り返し 載荷に伴い導入した初期SCCから疲労き裂が進 展し、貫通した.き裂貫通部分に存在した初期 SCC形状は図2.1-2に示したとおりである.き裂 貫通後の後続サイクルによる周方向への急速伝 播は生じなかった.図3.1.1-1に試験体SCO1の 破損状況を示す.初期SCCからき裂が貫通しな かった4体は、試験配管を補強管と接合するため に加工した溶接部分やテーパ開始部でき裂が貫 通した.図3.1.1-2にSCC試験体の破損位置を示 す.

(2) 全周 50% 深さの EDM き裂付き試験体 (EM01 ~ EM04)

> 全ての試験体において、最大曲げモーメントが 作用する方向で繰り返し載荷に伴いき裂が肉厚 方向に進展し、貫通した.貫通したき裂は後続の 数サイクルにより周方向に進展し、全周破断を 起こした.図3.1.1-3にEM02の破損状況を示す. 実験では正弦波とランダム振幅波を用いて載荷 したが、入力波形による破損形態の違いは見ら れなかった.

(3) 内角90°50%深さのEDMき裂付き試験体 (EM05, EM09)

繰り返し載荷に伴い初期EDMき裂部分からき裂 が進展し,貫通した.き裂は貫通のみで後続サイ クルによる周方向への急速伝播は生じなかった.

(4) SCCを模擬した EDM き裂付き試験体 (EM06~EM08)

> 全ての試験体で導入したEDMき裂部分からき裂 が進展し,貫通した.SCC試験体と同様,破損形 態はき裂の貫通および漏洩で,後続サイクルに よる周方向へのき裂の急速伝播は生じなかった.

以上から,本実験で確認されたき裂付き配管の破損形態 は,部分き裂付き配管ではき裂の貫通,全周き裂付き配管 では全周破断となった.

3.1.1.2 き裂付き配管の荷重変形特性

図3.1.1-4にEDM試験体の最大入力変形角と曲げモー メントとの関係を示す.ただし,EM01は入力レベルを途 中で変更しているので,以下の検討では対象外とした.図 では,試験体の変形は全てき裂部分で起きているとして入



図 3.1.1-1 初期 SCC き裂からの貫通 (SC01) Fig. 3.1.1-1 Crack penetration from initial SCC (SC01).



SC02 & SC04 Broken position of SC05 & SC06 Broken position of SC05 & SC06 (Broken from initial SCC)

図 3.1.1-2 各 SCC 試験体のき裂貫通位置 Fig. 3.1.1-2 Broken positions of SCC specimens.





Fig. 3.1.1-3 Full circumferential break

(EM02, with full circumferential initial EDM notch).







| | | | - | | | | | | - | - | | | | | - | - | | | - | |
|--------------|------------------------------------|--|-------------------|------------|-------------------|------|------|------|-------------------|----------------------------|------|---|----------------------------|----------------------------|-----------------------------------|-----------------------------------|-----------------------------------|-----------------------------------|-----------------------------------|------------------|
| Test results | | Crack penetration at SCC Crack penetration at the tapering section Crack penetration at SCC Crack penetration at the tapering section Crack penetration near the weld Crack penetration near the weld Crack penetration Crack penetration near the weld Crack penetration | | | | | | | | Eull virvimferentiel hreek | | Full circumferential break | Full circumferential break | Full circumferential break | Crack penetration at EDM notch | |
| | Max. reaction | | 96 | 83 | 95 | 92 | 104 | 114 | 92 | 93 | 71 | / 1 | 67 | 69 | 66 | 79 | 94 | 108 | 06 | LL |
| | No. of loading | IUAUIUS | 5 (108 cycles) | 21 | 5 (128 cycles) | 6 | 9 | 4 | 5 (127 cycles) | 5 (117 cycles) | 35 | 2 | 1 (16 cycles) | 10 | 1 (18 cycles) | 4 | 2 (32 cycles) | 3 (55 cycles) | 4 (108 cycles) | 1 (19 cvcles) |
| | . of input | [rad] | | 0.13 | | | | | | | | 0.08 | 0.06 | 0.06 | 0.05 | 0.09 | 0.13 | 0.13 | 0.13 | 0.09 |
| condition | Max. amp | [mm] | | 20 | | | | | | | | 30 | 25 | 25 | 21 | 35 | 50 | 50 | 50 | 35 |
| Input | Pattern of input | disp. wave | | Sinusoidal | | | | | | | | | Sinusoidal | Random | Sinusoidal | Random | Sinusoidal | Sinusoidal | Sinusoidal | Sinusoidal |
| | σ_H /S $_{y}$ | • | 0.16 | 0.16 | 0.16 | 0.16 | 0.16 | 0.16 | 0.16 | 0.16 | 0.16 | 0.10 | 0.16 | 0.16 | 0.16 | 0.16 | 0.16 | 0.16 | 0.16 | 0.16 |
| Hoop stress | Hoop stress by $P(\sigma_H)$ [MPa] | | 49 | 49 | 49 | 49 | 48 | 49 | 50 | 49 | 40 | Ċ+ | 49 | 49 | 49 | 50 | 49 | 48 | 51 | 48 |
| Internal | pressure (P) | [MPa] | | | | | | | | | | ~ | | | | | | | | |
| • | Iype of | netert | | SCC | | | | | | | | EDM | | | | | | | | |
| Name | | SC01 | SC02 | SC03 | SC04 | SC05 | SC06 | SC07 | SC08 | EM01 | TOMT | EM02 | EM03 | EM04 | EM05 | EM06 | EM07 | EM08 | EM09 | |

力変位を回転角に、4点曲げ試験装置の幾何学的形状から 反力を曲げモーメントに換算して示した.ここで、入力変 位を δ 、4点曲げ試験装置の支点間距離をl、回転角を ϕ 、 ロードセル計測値をP、試験体に作用する曲げモーメント をMとすると、 ϕ 、M、はそれぞれ以下の式で表される.

$$\phi = \frac{2\delta}{l} \tag{3.1.1}$$

$$M = \frac{P \cdot l}{2} \tag{3.1.2}$$

試験体の反力から計算した曲げモーメントの最大値は 入力の大きさに応じて約25kN-mから40kN-mの範囲に分 布している.ランダム振幅波で載荷したEM03とEM05は, 正弦波で載荷したEM02およびEM09とほぼ同等の反力と なり、入力波形による反力の違いはあらわれなかった.

図3.1.1-5に、正弦波載荷を行ったEM02, EM06, EM09 について、正弦波の漸増部分での回転角と試験体反力と の関係を示す. EM02 は全周き裂を, EM06 は SCC を模擬 した EDM き裂を, EM09 は内角 90°の矩形き裂を加工し てあるが、図3.1.1-5から, これらのき裂の大きさは試験 体の反力にほとんど影響を与えていないと言える.

3.1.1.3 SCC き裂と EDM き裂の破損寿命比較

EDM 試験体 EM06, EM07, EM08 は, それぞれ SCC 試 験体 SC01, SC03, SC07の初期 SCC形状を等価なき裂深さ と面積を持つ半楕円形状で模擬したEDMき裂を付与した 試験体である.これらの試験体では,自然き裂と人工欠陥 の破損寿命の比較を行うために,内圧,試験体の材質,入 力変位,入力波形の条件を同一にして載荷試験を行った. その結果,き裂貫通に要した正弦波の定常部分のサイク ル数は,SC01で108 サイクル,SC01の SCCを模擬した EM06 で32 サイクルであった.同様に,SC03 で128 サイ クル,EM07 で55 サイクル,SC07 で117 サイクル,EM08 で108 サイクルとなった.EM06とEM07では模擬したSCC に対してき裂貫通までに2~3倍の繰り返し数が必要だっ



図3.1.1-5 正弦波の振幅漸増部における入力変形角と 曲げモーメントの関係



たのに対し, EM08ではほぼ同程度となった. 現時点では この違いが生じた理由は明確ではないが, 圧縮載荷時に おけるき裂面の接触に伴う圧縮ひずみの出方の違いや, 初期 SCC の立体的形状など, き裂形状を模擬する際に考 慮した投影き裂面積以外の要因がき裂進展に影響を与え ている可能性が考えられる.

3.1.1.4 破面解析4)

EDM 試験体のうち,全周 EDM き裂付き配管で正弦波 を用いて載荷した EM02,ランダム振幅波で載荷した EM03,内角 90°の矩形 EDM き裂を持ち,ランダム振幅 波で載荷した EM05 の 3 体について,走査型電子顕微鏡 (SEM)を使用した破面観察を行った.破面の観察位置は 図 3. 1. 1-6 に示した位置である.

マクロ的な破面は,図3.1.1-7に示したように,載荷に よりき裂が進展した部分(以下部分Aとする)と急速破 断部分(以下部分Bとする)に分かれた.このうち、ラン ダム振幅波で載荷した試験体の部分AをSEMで観察する と、図3.1.1-8に示すように縞模様が認められる領域(A-1、ストライエーション領域)と、ほとんど特徴の現れな い領域(A-2,ストレッチゾーン領域)の2種類の破面が 交互に現れることが確認された.図2.1-8(b)に示したラ ンダム振幅波で載荷した場合にき裂進展部分で2種類の破 面が現れるのは、最大振幅以外の部分でA-1の破面が、最 大振幅部分でA-2の破面が形成されるためと考えられる. 従って、A-1とA-2の破面1組がランダム振幅波1波によ るき裂進展量に相当する.一方,正弦波で載荷したEM02 のSEM観察結果ではA-1のような破面は認められず、全 て部分A-2と同様の破面であり、SEM 観察結果から応力 サイクル毎のき裂進展量を特定することはできなかった.



図3.1.1-6 初期 EDM き裂形状と SEM 観察点

Fig. 3.1.1-6 Geometry of initial EDM notch and observation point by SEM.



図3.1.1-7 き裂進展面のマクロ様相(EM03) Fig. 3.1.1-7 View of crack surface (EM03).

表3.1.1-2に実験結果と,第5章で述べる別途実施されたFEMによるき裂進展解析結果により得られたき裂貫通までの載荷回数を示す.解析では実験結果と比較して少ない繰り返し数でき裂が貫通する結果が得られている. 一方,ランダム振幅波で載荷した2体について,SEM 観察によるき裂進展部分で確認された破面A-1とA-2の組は,EM03で10組,EM05で4組となった.上述のように,破面の繰り返し数はき裂貫通に要したランダム振幅波の載荷回数に相当する.従って,実験でき裂貫通までに要した繰り返し数のうち,き裂発生に消費された回数は無視できる程度であり,ほとんどはき裂の伝播に費やされていると考えられる.

次に, SEM 観察で読みとったストライエーション間隔 (S) およびストレッチゾーン幅 (SZW) と,実験で得られ た応力拡大係数範囲を対応させ, da/dN - ΔK 関係を求め た. なお, EM02 については SEM 観察による各載荷サイ クル毎のき裂進展量の特定はできなかったが,実体顕微 鏡写真より破断前2サイクル分のき裂進展量を特定できた ため,この2サイクルについて応力振幅とき裂進展量を対 応させた.ここで,ストライエーション領域では,Sが著 しく変化していない数波の平均値をda/dN に使用し,スト レッチ領域ではSZW をランダム振幅波の最大振幅1波に よる da/dN とした.また,応力拡大係数範囲 ΔK は下式で 求めた.



図 3.1.1-8 破面の SEM 観察結果 (EM03, 第2~第3ブロック) Fig. 3.1.1-8 SEM image of fracture surface (EM03, block No.2-No.3). ここで, F(ξ): K値の補正係数 Δσ: 作用応力振幅 a: き裂長さ

作用応力振幅 $\Delta \sigma$ は、式(3.1.2)で得られる反力から計算 したモーメントを断面係数Zで除して求めた. さらに、破 面観察位置における応力状態を、近似的に片側にき裂の ある帯板の一様引張/圧縮として考え、応力振幅とき裂 長さから得られる ΔK に対し、次式で与えられる補正係数 を乗じて値を補正した.

$$F(\xi) = 1.12 - 0.231\xi + 10.55\xi^2 - 21.72\xi^3 + 30.39\xi^4 \quad (3.1.4)$$

ここで、 $\xi = a/W a$:き裂長さ、W:板厚

観察結果とSasaki らの高サイクル疲労試験結果⁵⁾を図 3.1.1-9に示す.図中,白抜きの菱形がSasaki らによる実 験結果,塗りつぶした点が破面解析から得られた da/dN- ΔK 関係である.実線で示した直線はSasaki らによる実験 結果のき裂伝播速度の近似式であり,下式で表される.こ こで,da/dNはmm/cycle, ΔK はMPa·m¹²である.

$$\frac{da}{dN} = 1.76 * 10^{-9} \cdot \Delta K \tag{3.1.5}$$

図3.1.1-9に示したように、本実験で破面解析から得られたき裂伝播速度は、既往の研究で得られている da/dN-ΔK 関係と良く一致した.本実験で使用したランダム振幅 波のような変動振幅の荷重が作用する場合、き裂進展に







| Name | 0 | Condition of det | fect | Type of | Max. $\Delta\sigma$ | Loading times | | | | |
|--------|------|------------------|--------|------------|---------------------|------------------|-------------------|-----|--|--|
| Ivanic | Туре | Full angle | Depth* | loading | [MPa] | Test results | FEM ^{**} | SEM | | |
| EM02 | EDM | 360° | 0.5t | Sinusoidal | 707 | 1 (16 cycles) | 1 (8cycles) | | | |
| EM03 | EDM | | | Random | 700 | 10 | 2 | 10 | | |
| EM05 | | 90 [°] | | Random | 820 | 4 | 2 | 4 | | |

* 't' denotes the normal pipe thickness

** Results from FEM analysis in Chapter 5

遅延や加速が起きることが知られているが、本実験で採 用した波形は滑らかに変化しているので、そのような顕 著な現象は認められなかった.

3.1.2 減肉配管および健全配管

3.1.2.1 破損状況

要素試験のうち減肉配管および健全配管の試験結果を **表3.1.2-1**にとりまとめて示す.試験体のうち正弦波によ り載荷したものについては,破損までに要した正弦波定 常部分の波数を表中に併記した.減肉配管では,減肉量お よび内圧値の関係により以下の破損形態が確認された.

- (1) 減肉量 25% ~ 60%, 内圧 11MPa $(EC01 \sim EC05, EC08, EC09)$ 内圧により減肉部分に生じる膜応力は、降伏応 力をσ.とすると25%減肉試験体 (EC08) で0.30 σ., 50%減肉試験体 (EC01~EC05) で0.45σ., 60% 減肉試験体 (EC09) で 0.58 σ, であった. これら の試験体は、全て減肉部分でラチェットにより 配管外径が膨らみ,このラチェット変形部分で 低サイクル疲労き裂が貫通した.図3.1.2-1に EC05の破損状況を示す. ラチェットによる配管 外径の増加率は10%~20%となった.載荷履歴 の違いによる破損形態の違いは確認されなかっ た. なお, EC03は, 試験前の振動台ウォーミン グアップ時に載荷装置の不具合のため過大な強 制変位が作用し破損したためデータが得られな かった.
- (2) 減肉量 50%,内圧なし(EC06) 内圧のない試験体では、載荷に伴い減肉部分が 配管内面に折れ曲がる局部座屈が発生した.この座屈変形の頂部でき裂が発生し、後続の数サ イクルにより全周破断に至った.この結果から、 内圧のない減肉配管の破損形態は局部座屈を伴 う低サイクル疲労破壊であると考えられる.図 3.1.2-2に EC06の破損状況を示す.載荷方向の 外径は約 20%減少していた.
- (3) 減肉量 75%, 内圧 11MPa (EC07)

内圧により減肉部分に生じる膜応力は、 $0.9 \sigma_y e^{-1}$ なった.この試験体では、繰り返し載荷に伴い減肉部分でラチェット変形が顕著に生じた.最終的に減肉部分で周方向にき裂が貫通するとともに、配管周方向の 3σ 所で軸方向き裂が発生した.図3.1.2-4に軸方向き裂の発生位置を示す.ラチェット変形のために外径は30%以上増加した.また軸方向き裂の発生した部分の肉厚は1.1mm ~1.6mmに減少していた.一方100Aの配管で11MPaの内圧を保持するのに必要な肉厚は1.46mm となる.したがって、周方向および軸方向に発生したき裂と軸方向き裂発生位置における肉厚の減少から、EC07では内圧による破裂と低サイクル疲労



- Ratchet deformation Circumferential crack 図 3.1.2-1 ラチェットによる減肉部分の変形 (EC05,内圧あり 50%減肉試験体)
 - Fig. 3.1.2-1 Deformation at thinned wall part caused by ratchet (EC05, 50% thinned wall with internal pressure).



Buckling deformation

Circumferential crack

図3.1.2-2 減肉部分での局部座屈変形 (EC06,内圧なし50%減肉試験体)

Fig. 3.1.2-2 Buckling deformation at thinned wall part (EC06, 50% thinned wall without internal pressure).



Longitudinal crack

- 図3.1.2-3 周方向及び軸方向き裂とラチェット変形 (EC07,内圧あり75%減肉試験体)
- Fig. 3.1.2-3 Circumferential and longitudinal cracks and ratchet deformation

(EC07, 75% thinned wall with internal pressure).



図3.1.2-4 EC07 で確認された軸方向き裂の断面上の発生位置 Fig. 3.1.2-4 Position of the longitudinal cracks that appeared in EC07.

· 21 ·

表3.1.2-1 要素試験 减肉試験体及び健全試験体試験結果 Table 3.1.2-1 Test results of pipe element tests using thinned wall specimens and nominal wall thickness specimens.

| | Test results | Low-cycle fatigue failure wit swelling by ratchet | | | | | Low-cycle fatigue failure with swelling by ratchet | Broken by accident | Low-cycle fatigue failure with swelling by ratchet | Low-cycle fatigue failure with swelling by ratchet | Buckling and low-cycle fatigue at thinned wall | Mixture of low-cycle fatigue with ratchet and burst | Low-cycle fatigue failure with swelling by ratchet | Low-cycle fatigue failure with swelling by ratchet | No failure (No crack was found after the test) | Crack penetration at weld line | |
|-------------------|---|--|------|--------------------------------------|--------|------|---|--------------------|---|---|---|--|---|---|---|--------------------------------|---------------------|
| More acception | force [kN] | | 78 | | | | 29 | 1 | 1 9 | 98 | 69 | 8£ | 08 | 51 | 186 | 135 | |
| No. of loading | | | 15 | 15 | 5 | 5 | 3 | 3 (73 cycles) | • 1 | 2 | 1 (11 cycles) | 1 (9 cycles) | 1 (9 cycles) | 7 (164 cycles) | 1 (22 cycles) | | 1 for each input |
| | p. of input | [rad] | 0.04 | 0.04 0.06 0.08 0.09 0.11 | | 0.06 | 1 | 0.09 | 0.09 | 0.09 | 0.06 | 0.09 | 0.06 | 0.35 | 0.006 - 0.24 | | |
| condition | Max. amj | [mm] | 15 | 25 | 30 | 35 | 45 | 25 | ł | 35 | 35 | 35 | 25 | 35 | 25 | Up to 140 | 2.5 - 95 |
| Input | Pattern of input | disp. wave | | | Random | | | Sinusoidal | 1 | Random | Sinusoidal | Sinusoidal | Sinusoidal | Sinusoidal | Sinusoidal | Monotonic | Sin 5 cycles |
| | $\sigma_{_{H}}/S_{_{Y}}$ | | 0.44 | | 0.44 | 1 | 0.45 | 0.46 | 00.0 | 0.92 | 0.30 | 0.58 | 0.22 | 0.22 | | | |
| Hoop stress | by $P(\sigma_{\!\scriptscriptstyle H})$ | [MPa] | | 137 | | | | 137 | 1 | 140 | 145 | 0 | 286 | 86 | 180 | 89 | 69 |
| Internal | pressure | (P) [MFa] | | | | | | | | | | 11 | 11 | | | | |
| T of | 1 ype 01 defect | | | _ | _ | _ | _ | _ | _ | Wall | thinning | _ | _ | _ | | No defect | |
| Name | | | | | EC01 | | | EC02 | EC03 | EC04 | EC05 | EC06 | EC07 | EC08 | EC09 | EA01 | EA02 |

破壊が混在する破損形態となったと考えられる. 以上から,本実験で確認された減肉配管の破損形態は, ラチェットを伴う低サイクル疲労破壊,座屈,低サイクル 疲労破壊と破裂との混在の3種類となった.

健全配管については、単調載荷のものは装置の最大許 容入力変位である140mmまで変位を増加させたが破損は 生じなかったため、破損させずに試験を終了した.繰り返 し載荷のものは入力変位±95mmで試験配管と補強配管を 接合した溶接部分でき裂が貫通した.図3.1.2-5に単調載 荷を行ったEA01の140mm入力時の変形状態を、図3.1.2-6に繰り返し載荷を行った EA02の破損状況を示す.

3.1.2.2 減肉量とラチェット変形量の関係

内圧を負荷して載荷実験を行った試験体では,繰り返 し載荷に伴いラチェット変形を生じた.ラチェットによ る外径変化量を把握するために,試験の前後でノギスを 使用して減肉部分の外径を計測した.ここで,試験後の外



図 3.1.2-5 140mm 入力時の EA01 の変形 Fig. 3.1.2-5 Deformation of EA01 at 140 mm input displacement.



40 0 EC02 35 □ EC04 [%] 30 ٠ \diamond EC05 Input-25mm Deformation of diameter . EC07 25 ∇ EC08 20 △ EC09 Input 35mm Δ 4 ⊿ EA02 15 10 ń 5 ċ 0 0.1 0 0.2 0.3 0.4 0.5 0.6 0.7 0.8 Wall thinning ratio 図3.1.2-7 減肉量と外径変化率の関係

Fig. 3.1.2-6 Crack penetration at welding line (EA02, no defect).

Fig. 3.1.2-7 Relation between wall thinning ratio and deformation of diameter.

径から試験前の外径の差をとり,試験前の外径で除した 値を外径変化率とする.減肉量と外径変化率の関係は図 3.1.2-7のようになる.図中,塗りつぶしたマークは載荷 方向の外径変化率を,白抜きのマークは載荷方向と直交 する方向(以下直交方向とする)の外径変化率を示す.た だし,EC01については破損前に載荷レベルを数回変更し ているため,以下の検討では対象外とした.

この図から,繰り返し載荷に伴い載荷方向・直交方向 ともにラチェット変形のため外径が増加するが,外径変 化率は直交方向に較べて載荷方向の方が大きいことがわ かる.図中に曲線で示したように,EC04,EC05,EC08は 入力変位35mmで,EC02,EC07,EC09は入力変位25mm で載荷を行った.これらの試験体の比較から,最終的なラ チェット変形量は,入力レベルが同じであれば減肉量が 多いほど大きくなる傾向があることがわかる.また,減肉 量50%の試験体であるEC02とEC05の外径変化率から,減 肉量が同じ場合,入力レベルが大きいとラチェット変形 量は大きくなる傾向があるといえる.一方,EC04とEC05 は入力変位量が等しく入力波の種類だけが異なっている が,この2つの試験体から,入力波の種類は最終的なラ チェット変形量には影響しないと考えられる.

また、ランダム振幅波で載荷したEC04について、入力 変位、内圧、載荷方向の周方向ひずみの時刻歴波形を図 3.1.2-8に示す.周方向ひずみの時刻歴波形から、ラ チェット変形に関係する周方向ひずみの永久増加は、主 に入力変位波形の最大振幅近傍で発生し、その他の入力 サイクルによるひずみは、ひずみ振幅として影響するが ラチェットひずみの増加としてはほとんど寄与していな いことがわかる.また、ラチェット変形が発生すると外径 が増加する影響で、変形の発生した時点から若干の内圧 低下が起きることがわかる.



(EC04, 2回目の載荷)

Fig. 3.1.2-8 Ratcheting behavior of hoop strain (EC04, 2nd time loading)

3.1.2.3 減肉量と試験体反力の関係

配管に減肉が存在すると、試験体の反力が低下するこ とが考えられる.ある減肉配管の載荷試験で得られた反 力に対し、同じ入力変位の載荷で得られた健全試験体 (EA02)の反力値を反力の基準値とする.減肉試験体から 得られた反力値の基準値に対する割合と減肉量の関係は 図3.1.2-9のようになる.EC05は例外となるが、その他 の試験体ではほぼ減肉量に応じて反力が低下する傾向が 現れている.ここで、図中に示した曲線は、試験配管部分 (sch80の配管を使用している部分)が全て減肉している として弾性計算を行った場合の、減肉量に応じて低下す る反力レベルを示している.この曲線は減肉範囲を広く 取っているので参考比較となるが、減肉量が多くなると 弾性計算から予想される反力レベルよりも低下の度合い が著しくなる.これは、載荷試験では全ての試験体で減肉 部分が塑性域に入る応力レベルであり、塑性化に伴い局



図3.1.2-9 減肉量と反力低下率の関係

Fig. 3.1.2-9 Relation between wall thinning ratio and decreased reaction force ratio.



図3.1.2-10 回転角ー曲げモーメント関係 (EA01) Fig. 3.1.2-10 Relation between rotation angle and bending moment of EA01.

所的な減肉部分に変形が集中し、期待される反力が得ら れないためと考えられる.

3.1.2.4 健全試験体の荷重変形特性

健全試験体では,単調に入力を増加させる単調載荷と, 入力変位を段階的に増加させながら正弦5波を使用して載 荷する繰り返し載荷を行った. 単調載荷を行った試験体 (EA01) について、変形角と曲げモーメントの関係を図 3.1.2-10に示す. 試験では5mm ずつ順次入力変位を増加 させたが,図3.1.2-10では最大入力変位までの変形角と 曲げモーメントを累積して示した. また,図3.1.2-11に 単調載荷の変形角-曲げモーメント関係と繰り返し載荷 を行った試験体(EA02)の変形角-曲げモーメント関係 を重ねたものを示す.図3.1.2-10から、健全配管は変形 角約0.0375[rad] (入力変位15mm) 程度で塑性域に入るこ とがわかる. 塑性域に入ると, 単調載荷の荷重変形曲線で は入力変位量が増加しても反力がほとんど増加しない, 降伏棚のような状態を経てから再び入力変位量の増加に 伴い反力が増加するようになるが、繰り返し載荷で得ら れた荷重変形曲線では,降伏棚のような状態は現れず,最 大反力は入力変位量の増加に伴い増加している. このよ うな現象のため、弾性域では繰り返し載荷の履歴曲線は 単調載荷で得られた荷重変形曲線とほぼ一致するが、塑 性域に入ると繰り返し載荷の反力は同一入力変位の単調 載荷で得られた反力に対し10%~20%高い値を示した.



図 3.1.2-11 EA01とEA02の回転角ー曲げモーメント関係 Fig. 3.1.2-11 Relation between rotation angle and bending moment of EA01 & EA02.

3.2 配管系試験

3.2.1 平面配管系試験

3.2.1.1 破損状況

平面配管系試験の試験結果を表3.2.1-1に示す.各試験 体の破損状況は以下のようになった.

(1) 健全試験体 (2D_A01)

スイープ加振で得られた固有振動数は3.35 Hzで あった.また,スイープ加振で得られた伝達関数 より求めた減衰比は0.44%であった.弾性域レベ ルでの試験体の応答特性を得た後,塑性域レベ ルの加振として入力レベル400,700,1300 Galの 加振をそれぞれ5回実施した.これらの加振試験 において,破損は観察されなかった.また,加振 試験後,試験体における3箇所のエルボを切り出 し,その内面の浸透探傷検査を実施した結果,き 裂の発生は認められなかった.

(2) 直管部減肉試験体 (2D_B01)

スイープ加振で得られた固有振動数及び減衰比 は、それぞれ 3.28 Hz、0.42% であった。弾性域 レベルでの試験体の応答特性を得た後、塑性域 レベルの加振を実施した.入力レベル400,1200 Gal の加振をそれぞれ 5 回実施した後, 1600 Gal での加振を破損まで繰り返した.入力レベル 1600 Galの22回目の加振において、試験体アン カ部(100A, Sch120配管側のアンカ部)近傍に おいて,周方向き裂が発生し,破断寸前の状態と なっていることが確認された.この破損は、アン カ部近傍の配管側部(試験体振動応答での曲げ モーメントにより応力が大きくなる水平方向の 側部)の圧力センサ設置用台座の隅肉溶接部よ りき裂が発生し、周方向にき裂が進展したもの と判断される. 図3.2.1-1に破損状況を示す. 破 損部近傍のひずみ計測データを確認したところ, 入力レベル1600 Galでの加振3回目より出力に異 常を生じていた. 従って, この破損は入力レベル 1600 Galの加振3回目より発生しており,加振の 繰返しによりき裂が進展し,22回目の加振で破 断に近い状態に至ったと推定される.

上記のアンカ部近傍での破損の後,破損部を 切り出し,その部分へ短管を溶接することで補 修を行った.補修後,1600 Galでの加振を再開し た結果,28回目の加振においてエルボ2の側部 (下面)で微小なき裂の貫通による,内部水の少 量の漏洩が確認された.さらに加振を継続し,29 回目の加振において同箇所において明らかな軸 方向き裂が発生し,内部水の噴出が確認された. この際の破損状況を図3.2.1-2に示す.

直管に導入した50%全周減肉部分については、 ラチェット変形としての顕著なふくらみが確認 されたが、き裂の発生は確認されなかった.な お、このふくらみは、試験体振動応答により生じ



図 3. 2. 1-1 2D_B01 におけるアンカ近傍での破損 Fig. 3.2.1-1 Unexpected break of pipe near an anchor on the test of 2D_B01.



図 3.2.1-2 エルボ2 でのき裂貫通(2D_B01) Fig. 3.2.1-2 Penetration of the crack on Elbow 2 of 2D_B01.

表3.2.1-1 平面配管系試験 試験結果 Table 3.2.1-1 Test results of 2-D piping system test.

| | | r | _ | - | | | | | _ | | _ | | | п |
|-----------------------------------|--------------------------------------|--|--|------------------------------|------|--|--------------------------------------|-------------------------------------|------------------------------|---|---------------------------|-------------------------------------|------------------------------|---|
| Toot room to | 1631 1634115 | * No failure occurred after 5 excitation | * cmoll condress with an input level of 15000al. | inner surface of the albourd | | * A fatigue crack penetrated at Elbow 2. * Thinned wall nart swelled because of | ratchet but no crack appeared on the | * Small cracks were observed on the | inner surface of the elbows. | * A fatigue crack penetrated at Elbow 1 | (the thinned wall elbow). | * Small cracks were observed on the | inner surface of the elbows. | |
| excitation test I random wave | Number of times | 10 | 5 | 5 | 5 | 7 | 5 | 5 | 29 | 5 | 10 | 5 | 27 | |
| Contents of the by narrow band | Max. input acc. [Gal] | 30 – 120 (Elastic level) | 400 | 700 | 1300 | 30 – 120 (Elastic level) | 400 | 1200 | 1600 | 30 – 120 (Elastic level) | 400 | 1200 | 1600 | |
| Natural frequency (f) | and damping ratio (n) at 1st mode | L-111 20 0 - 3 | [ZH] CC.C = 1 | $\Pi = 0.0044$ | | | f = 3.28 [Hz] | h = 0.0042 | • | | f = 3.22 [Hz] | h = 0.0045 | | |
| Internal | pressure (P) [MPa] | | 11 | | | | 11 | | | | 11 | 4 | | |
| defect | Depth* | | 0 | | | | 0.5t | | | | 0.31 | | | |
| Condition of | Type | | No defect | | | | Wall thinning | at straight pipe | | | Wall thinning | of Elbowl | | |
| Nomo | INALLIC | | $2D_A01$ | | | | 2D B01 | I | | | 2D C01 | | | |

* 't' denotes the normal pipe thickness

る曲げ応力が大きくなる方向(水平方向)におい て顕著に表れている.図3.2.1-3に,減肉部での ふくらみの状況を示す.

試験後,全てのエルボ及び直管減肉部分を切り出し,その内面の浸透探傷検査を実施した.内面の様子を図3.2.1-4に示す.この写真に示すように,き裂貫通部であるエルボ2の内面において



図 3.2.1-3 2D_B01 における減肉部分の膨らみ Fig. 3.2.1-3 Bulge of the thinned wall part of 2D B01.



(a) Crack on side inner surface of Elbow 1.



(b) Crack on side inner surface of Elbow 2.



(c) No crack on thinned wall straight pipe part.
 図 3. 2. 1-4 2D_B01 の浸透探傷試験結果
 Fig. 3.2.1-4 Penetration test results of 2D_B01.

は、外面よりも広い範囲にわたり軸方向き裂の 発生が確認された.また、き裂が貫通した側部の 反対側の側部内面においても顕著な軸方向き裂 の発生が確認された.このことからエルボ2にお けるき裂は、内面において初生し、外面に向けて 進展、貫通に至ったものと判断される.更に、エ ルボ2以外のエルボ内面側部においても軸方向き 裂の発生が確認された.

減肉部である直管部分については,外径のふ くらみは顕著ではあったが,その内面には全く き裂の発生は確認されなかった.減肉部である 直管部のふくらみは,この箇所の曲げ剛性を大 きくする効果,および断面係数を大きくする効



- 図3.2.1-5 エルボ1 (減肉エルボ) におけるき裂貫通 (2D_C01)
- Fig. 3.2.1-5 Penetration of crack on Elbow 1 (thinned wall elbow) of 2D_C01.





(a) Crack on side inner surface of Elbow 1.





(b) Small crack on side inner surface of Elbow 2.
図 3. 2. 1-6 2D_C01の浸透探傷試験結果
Fig. 3.2.1-6 Penetration test results of 2D C01.

果があり,膨らむことで曲げ変形とこれにより 生じる応力は小さくなっていったと推察される.

(3) エルボ1減肉試験体 (2D_C01) スイープ加振で得られた固有振動数及び減衰比 は、それぞれ3.22 Hz、0.45%であった.弾性域 レベルでの試験体の応答特性を得た後、塑性域 レベルの加振を実施した.入力レベル400Galの 加振を10回、1200 Galの加振を5回実施した後、 1600 Galでの加振を破損まで繰り返した.入力レ ベル1600 Galの27回目の加振において、全周30% 減肉部であるエルボ1において、き裂が貫通し た.き裂貫通状況を図3.2.1-5に示す.

試験後,全てのエルボを切り出し,内面の浸透 探傷検査を行った結果,き裂が貫通したエルボ1 はもとより,エルボ2の内面側部において軸方向 き裂の発生が確認された.内面浸透探傷検査結 果を図3.2.1-6に示す.

3.2.1.2 振動数の変化

平面配管系試験体の弾性域における固有振動数は,健 全2D A01, 直管部減肉2D B01, エルボ1減肉2D C01で, それぞれ 3.35 Hz, 3.28 Hz, 3.22 Hz である. 最も固有振 動数の低いエルボ1減肉(全周30%減肉)試験体の固有振 動数は、健全試験体の固有振動数よりも4%低くなってい る. また, エルボ1減肉試験体よりも直管部減肉試験体 (50%全周減肉)の固有振動数が高くなっている.減肉を 付与した位置は、両試験体共にアンカ部近傍の位置であ り,振動応答によるモーメントレベルは、ほぼ同等の位置 と考えられる.エルボ1減肉試験体の固有振動数が、減肉 量のより大きい直管部減肉試験体よりも低くなっている のは,エルボにおける面内曲げ剛性が,減肉を付与した直 管部の曲げ剛性よりも試験体全体のモード剛性への影響 が大きいことを示している、このことから、エルボでの減 肉は、直管部に減肉がある場合よりも固有振動数低下へ の影響が大きくなると考えられる.

試験体の塑性変形を伴う応答が生じる場合の振動数の 変化を把握するために、各加振レベルでの伝達関数を調 べた.3種類の試験体の加振試験で得られた伝達関数(応 答加速度/入力加速度)を図3.2.1-7に示す.この図に示 すように、入力レベルの大きい塑性域の振動応答におい ては、振動数が低下すると言うよりも、卓越ピークが割 れ,応答倍率が低下してくるという現象が現れている.こ れは, 弾塑性応答では, 弾性域での振動応答と, 塑性域で の振動応答が混在しているためと考えられる.具体的に 述べると、弾塑性応答の時刻歴変化では、応答が大きくな る時間帯と弾性域レベルの応答の小さな時間帯が存在し, 応答レベルの大きい時間帯では塑性変形による周期の伸 び及びエネルギ消散が生じ,応答レベルの小さい時間帯 では線形系としての固有振動数と減衰比での応答が生じ ているということである. 図3.2.1-7の伝達関数は, 全時 間帯の入力加速度時刻歴データ及び応答加速度時刻歴 データに対してFFT (高速フーリエ変換)の処理を施し, 応答倍率の周波数特性を求めている(アベレージング無 し). そのため, 伝達関数で表現される周波数伝達特性は 線形系の振動特性と塑性変形を伴う非線形の振動特性が 混在しており、弾性域の固有振動数付近(応答レベルの大 きくなる振動数領域)では,塑性変形により振動数の低下 した応答成分と弾性域で振動数の低下しない応答成分が 混ざり, 見かけ上スペクトルピークの割れが現れている と推察される.

上記のような応答レベルが大きく塑性変形を伴う場合 の振動数の低下を裏付けるために,最大応答発生時点1サ イクルにおける周期を調べた.健全試験体での最大応答 発生時点1サイクルの応答変位(振動台との相対変位)時 刻歴波形を図3.2.1-8に示す.この図では,各入力レベル における1サイクルの波形を比較するために,最大応答量 で正規化した波形も示している.この図に示すように,入 カレベルの増大と共に,1サイクルの周期が長くなってい ることがわかる.この1サイクルの周期の逆数として,最 大応答発生時点における振動数を求めた.入力レベルと 最大応答発生時点1サイクルの振動数低下率(最大応答発 生時点の1サイクルの振動数を弾性域加振での平均振動数 で除した比率)の関係を図3.2.1-9に示す.この図に示す ように今回の試験における卓越振動数の低下は,約10%



であることがわかった. 図3.2.1-7に示した伝達関数のス ペクトルにおいて,入力レベルが大きいケースでは,2.8 ~2.9Hz近傍のピークが存在するが,最大応答発生時点1 サイクルでの振動数低下が10~12%とした場合,この ピークの振動数と一致することとなる.

上記の振動数低下は,弾性域の応答が大きくなり塑性 域に入った結果として生じたものであり,1サイクルの周 期の伸びとして現れたものである.厳密には,この1サイ クルの中でも弾性域の時間帯と塑性域の時間帯が混在し ている.弾性域での線形振動応答の延長として塑性域の 応答が存在することとなる.そのため,振動数が低下して



図3.2.1-9 最大応答点における振動数の変化

Fig. 3.2.1-9 Change of dominant frequency of the maximum response.

Input Acc. (Gal)

いるとはいえ,低下した振動数と一致した振動成分が入 力されたとしても,低下した振動数での共振が生じるか どうかは不明である.

3.2.1.3 劣化条件と応答値の関係

入力加速度と各試験での最大応答加速度(絶対加速度)の関係及び入力加速度と最大応答変位(振動台との相対変位)の関係を,図3.2.1-10及び図3.2.1-11に示す.なお,図3.2.1-11には,健全試験体の弾性域加振試験での応答変位及びエルボ端部ひずみを基に式(3.5.1)で計算した応力レベルを示す.ここでのS_m値は,試験体に用いられたエルボの降伏応力及び引張り強さ(ミルシート値)より計算した実力値である.



図 3. 2. 1-10 入力加速度一応答加速度関係 Fig. 3.2.1-10 Relation between input acc. and response acc..





Stress Level =
$$\frac{1}{S_m} \cdot \left(B_1 \cdot \frac{pD}{2t} + B_2 \cdot E \cdot S107A \right)$$

= $\frac{1}{S_m} \cdot \left(B_1 \cdot \frac{pD}{2t} + B_2 \cdot E \cdot \alpha \cdot D011X \right)$ (3.5.1)

 $\alpha = 12.42 \times 10^{-6}$ (図 3. 2. 1-12 参照) $B_1 = 0.5, B_2 = 2.15, E = 203000$ S_m : 設計応力強さ (実力値 155N/mm²) p: 内圧 (MPa), D: 配管外径 (mm), t: 配管肉厚 (mm) S107A: エルボ端部ひずみ D011X: 試験体最大応答変位 (mm)

図3.2.1-10及び図3.2.1-11に示すように入力レベルの 大きい加振では、最大応答加速度及び最大応答変位共に、 入力レベルに対する増加率が小さくなっていく傾向にあ る.これは、試験体の塑性変形に伴い振動エネルギが消散 されたためである.また、本試験結果では、入力レベルと 最大応答の関係において、減肉の有無、直管とエルボでの 減肉の違いによる顕著な傾向の違いは確認されなかった。

塑性変形によるエネルギ消散での減衰効果,等価減衰 比について検討を行った.前項に示した伝達関数を見る 限り伝達関数からの等価減衰比の算定は困難であると考



図 3.2.1-12 最大応答変位とエルボ端部におけるひずみの関係 Fig. 3.2.1-12 Relation between maximum response disp. and the strain at an end of an elbow.





え、応答変位が等価となるような減衰比を、線形応答解析 (応答スペクトル解析)を介して求めている.図3.2.1-13 には、健全試験体2D_A01での減衰比をパラメータとした 線形応答解析結果との比較を示す.この図に示すように、 健全試験体での最大入力レベル約1300 Galの加振では、最 大応答変位の比較により6%程度の等価減衰比であること がわかった.

3.2.1.4 試験体の外径変化

健全試験体2D_A01,直管減肉試験体2D_B01及びエル ボ減肉試験体2D_C01での主要部分の外径変化率を図 3.2.1-14に示す.この外径変化率は,加振試験後の外径 変化量を加振試験前の外径で除した比率として示したも のである.この図に示すように,健全試験体での外径変化 はほとんど無く,直管部減肉試験体及びエルボ部減肉試 験体各々での減肉部分の外径変化が大きいことがわかる. 特筆すべきは,直管部減肉試験体における減肉部分では 11%以上の外径変化(ふくらみ)が確認されたにも関わら ず,前項で述べたとおり疲労き裂の発生は確認されてい ないことである.直管減肉部のふくらみは,前述のように 配管のふくらみが配管の曲げに対する剛性を高め,曲げ により生じる配管軸方向ひずみの振幅が加振を繰り返す と共に小さくなっていったと推察される.

一方,エルボ減肉試験体では,減肉エルボの面外方向 に約2%の外径変化が現れている.変化率としては,上記 の直管減肉部よりも小さい.エルボでは,面内曲げが負荷 された場合,その断面が繰返し楕円化することで,交番的 な周方向ひずみが発生する.この結果,内面に軸方向き裂 が生じ疲労破損に至ると考えられる.この現象に対する 断面のふくらみの効果を考えると,ふくらむことは楕円 化に対する剛性を低下させることになると考えられる. なお,この効果については,現状,十分な検討がなされて いない.減肉配管の強度を検討する上での今後の課題の 一つになると考えられる.



図3.2.1-14 平面配管系試験体におけるラチェット変形量 Fig. 3.2.1-14 Ratio of ratchet deformation of 2D piping models.

3.2.2 立体配管系試験³⁾

3.2.2.1 破損状況

立体配管系試験の試験結果を表3.2.2-1に示す、各試験 体の破損状況は以下のようになった.

(1) 健全試験体(3D A01)

スイープ加振から得られた1次固有振動数は 2.78Hzであった.弾性域レベルで試験体の応答 特性を得たあと弾塑性レベルの加振を実施した. 入力加速度1850Galの弾塑性レベル加振13回目 が終了した後,エルボ1脇腹片面(図2.2-8にお けるS047-S048の位置,以下S047側という)で配 管外表面にくぼみの発生が確認され、14回目で その部分から配管軸方向に疲労き裂が貫通した. 図3.2.2-1にエルボ1の破損状況を示す.

- (2) エルボ2ヶ所減肉試験体 (3D C01) スイープ加振から得られた1次固有振動数は 2.42Hzであった.入力加速度1850Galの弾塑性レ ベル加振1回目で,エルボ1脇腹S047側で配管外 表面のくぼみ発生が確認された. その後, 入力加 速度1850Galの加振3回目で軸方向に疲労き裂が 貫通した. 図3.2.2-2に3D C01の損傷状況を示 す.
- (3) エルボ1減肉試験体 (3D C02)

スイープ加振から得られた1次固有振動数は 2.55Hzであった.入力加速度1400Galの弾塑性レ ベル加振1回目の後にエルボ1脇腹S047側で配管 外表面の変化が認められた.また,入力加速度 1850Galの加振1回目の後にエルボ1の反対側の 脇腹(図2.2-8におけるS042-S043の位置,以下 S043 側という) でもくぼみの発生が確認された. この試験体は入力加速度1850Galの加振3回目 で, S047 側のエルボ脇腹で軸方向の疲労き裂が 貫通した. き裂貫通後も加振を継続したため, S043 側のエルボ脇腹からもき裂が貫通した.図 3.2.2-3にき裂貫通前に目視確認された配管外表 面のくぼみを、図3.2.2-4にエルボ1の損傷状況 を示す.

- (4) エルボ2減肉試験体 (3D C03) スイープ加振から得られた1次固有振動数は 2.62Hzであった.入力加速度1400Galの弾塑性レ ベル加振2回目の後にエルボ2脇腹片面(図2.2-8におけるS094-S095の位置,以下S095側という) で配管外表面にくぼみが発生した.その後,入力 加速度1850Galの加振1回目にこの部分で軸方向 疲労き裂が貫通した.図3.2.2-5に3D_C03の破 損状況を示す.
- (5) 部分 EDM き裂つき試験体(3D D01) スイープ加振から得られた1次固有振動数は 2.79Hzであった.この試験体では実験の途中か らクリップゲージを使用して計測していたEDM き裂の開口変位が増加しなくなったため、破損



図3.2.2-1 エルボ1における疲労き裂(3D A01) Fig. 3.2.2-1 Fatigue crack at Elbow 1, 3D A01.





(a) Crack penetration occurred at (b) Fatigue crack at Elbow 1. Elbow 1 during 1850Gal #03 excitation

図3.2.2-2 3D C01の破損形態 Fig. 3.2.2-2 Failure mode of 3D C01.





(a) S047 side. (b) S043 side. 図3.2.2-3 3D C02 エルボ1 で確認されたき裂貫通前の配管 表面の変化(1850Gal, 1回目の加振後)

Fig. 3.2.2-3 Pipe surface deformation before crack penetration at Elbow 1, 3D C02 (after 1850Gal #01 excitation test).



(a) S047 side. (b) S043 side. 図3.2.2-4 エルボ1における疲労き裂(3D_C02) Fig. 3.2.2-4 Fatigue crack at Elbow 1, 3D C02.





(a) Crack penetration occurred at (b) Leak of water at Elbow 2. Elbow 2 during 1850Gal_#01 excitation.

図3.2.2-5 3D C03の破損形態

Fig. 3.2.2-5 Failure mode of 3D C03.

表3.2.2-1 立体配管系試験 試験結果 Table 3.2.2-1 Test results of 3-D piping system test.

| i. | Condition of | defect | Internal | Natural frequency (f) | Contents of the by narrow band | excitation test l random wave | - E |
|---------------------|---------------|---------|-----------------------|--------------------------------------|--------------------------------|----------------------------------|---|
| Name | Type | Depth*1 | pressure (P) [MPa] | and damping ratio (n) at 1st mode | Max. input acc. [Gal] | Number of times | lest results |
| | | | | | 20 – 100 (Elastic level) | 10 | * Penetration of fatigue cracks in a |
| 3D_A01 | No defect | 0 | 10 | I = 2.78 [Hz] | 400 - 700 | 4 | * A mumber of small arction at Elbow 1. |
| I | | | | $\Pi = 0.0100$ | 1400 | 2 | • A number of small cracks were observed |
| | | | | | 1850 | 14 | OIL LIE THIRD SUITACE OF LIDOW 2. |
| | | | | | 20 – 80 (Elastic level) | 4 | * Penetration of a fatigue crack in a longitudinal direction at Elbow 1. |
| 3D_C01 | wall thinning | 0.48t | | I = 2.42 [Hz] | 700 | 1 | * No crack was observed at Elbow 2. |
| | al ElDOWIC 2 | | | 11 - 0.0121 | 1400 | 2 | * The residual deformation was clearly |
| | | | | | 1850 | 3 | observed after the test. |
| | | | | | 20 – 80 (Elastic level) | 4 | * Penetration of fatione cracks in a |
| 3D C02 | Wall thinning | 0.48t | 10 | f = 2.55 [Hz] | 700 | 1 | longitudinal direction at Elbow 1. |
| I | at Elbowl | | 01 | h = 0.0131 | 1400 | 2 | * No crack was observed at Elbow 2. |
| | | | | | 1850 | 3 | |
| | | | | | 20 - 80 (Elastic level) | 4 | * Denetration of a fatione crack in a |
| 3D C03 | Wall thinning | 0.48t | | f = 2.62 [Hz] | 002 | 1 | longitudinal direction at Elbow 2. |
| I | at Elbowz | | | n = 0.0109 | 1400 | 2 | * No crack was observed at Elbow 1. |
| | | | | | 1850 | 1 | |
| | Partial EDM | | | f = 2.79 [Hz] | 20 – 80 (Elastic level) | 4 | * Excitation test was ended before the |
| 100_05 | notch at | 0.491 | | h = 0.0100 | 800 | 1 | Tailure occurred. Initial EDM notch did |
| | outauguu pupo | | 8 | | 1200 | 13 | not penetrate arter 13 excitation tests. |
| | Full circle | 7 5 7 | | $f = 2.75 [Hz]^{*2}$ | 20 - 80 | 4 | * Full circumferential break occurred at |
| 700 ⁻ 00 | straight pipe | 10.0 | | h = 0.00938 | (Elastic level) 1850 | 2 | second excitation with elastic-plastic level. |
| | | | | | | | |

*1 't' denotes the normal pipe thickness

*2 Obtained from a wide band random wave excitation test

させずに実験を終了した.この試験体に対して は弾塑性レベルの加振を,入力加速度800Galの ものを1回,1200Galのものを13回実施したが, 試験体は破損しなかった.試験終了後,き裂導入 面を切り出して観察したところ,初期EDMき裂 からのき裂進展量は約0.5mmとなっていた.

(6) 全周 EDM き裂つき試験体(3D D02) この試験体では、スイープ加振を行うと共振状 態になったときにき裂が進展するおそれがあっ たため,広帯域ランダム波を使用して固有振動 数を求めた.広帯域ランダム波加振から得られ た1次固有振動数は2.75Hzであった.入力加速 度1850Galの加振1回目が終了した後, EDMき裂 を付与した位置に対応する配管外表面の一部に くぼみが発生した(図3.2.2-6). EDM き裂は入 力加速度1850Galの加振2回目で図2.2-8におけ る S032 方向に貫通した.貫通後も加振を継続し たため、後続の応答により周方向にき裂が伝播 し、全周破断に至った. き裂貫通方向が S031 方 向からずれているのは、試験体のエルボ1近傍の 変形はエルボの純粋な面内曲げではなく若干の 面外変形が混在しているためと考えられる.図 3.2.2-7 にき裂が貫通したときの状況を,図 3.2.2-8に全周破断後の試験体の状況を示す.ま た,図3.2.2-9にき裂が貫通した加振におけるエ ルボ3の応答加速度と内圧変化の時刻歴波形を示 す.図3.2.2-9から、き裂貫通後、5~6サイク ルで全周破断に至ったことがわかる.

試験終了後, 3D_A01および3D_C01~3D_C03 につい てはエルボ1, 2を切り出して浸透探傷検査を行った. そ の結果, 3D_A01では破損しなかったエルボ2の内面に若 干の微小なき裂の発生が認められたが, その他の試験体 では破損したエルボ以外の内面にき裂の発生は認められ なかった. また, 破損したエルボの内面には, 貫通き裂以 外に多数の微小な未貫通き裂の発生が認められた.

き裂貫通までに要した弾塑性レベルの加振回数は,健 全試験体で20回,減肉試験体で4回~6回となった.配管 系の弾塑性応答波形は試験体ごとに異なるため,加振回 数のみで低サイクル疲労損傷に要したサイクル数を算定 することはできないが,これらの結果から,エルボ部分に 50%程度の減肉が存在することによって配管系の破損寿 命は約1/3以下に低下したと言える.

立体配管系試験体では3D_C01において,試験終了後エ ルボ1が開く方向に約2.6°の残留変形が発生したが,こ の変形が不安定に進行するような現象は生じなかった. 本実験においては,深さ50%の全周き裂を施した試験体 以外では損傷に伴い変形が不安定に進展するような現象 は見られず,実験で確認された配管系の破損形態は荷重 分担の大きいエルボ部分における疲労損傷であった.



- 図3.2.2-6 3D_D02 において EDM き裂からのき裂貫通前に配 管表面で確認された筋(1850Gal, 1回目の加振後)
- Fig. 3.2.2-6 A line on the pipe surface before crack penetration at EDM notch, 3D_D02 (after 1850Gal_#01 excitation test).



図 3. 2. 2-7 1850Gal 2回目の加振中におけるき裂貫通の状況 Fig. 3.2.2-7 Crack penetration occurred at EDM notch during 1850Gal_#02 excitation test.



(a) View from the front. (b) View from the excitation direction.

図 3. 2. 2-8 3D_D02の破損状況 Fig. 3.2.2-8 Failure mode of 3D D02.



図3.2.2-9 エルボ3における応答加速度と配管内圧 (3D_D02, 1850Gal 2回目)

Fig. 3.2.2-9 Response acc. at Elbow 3 and internal pressure (3D_D02, 1850Gal_#02).

3.2.2.2 劣化条件と応答値の関係

実験から得られた健全配管試験体の1次固有振動数は 2.78Hzであった、これに対し、き裂付き試験体の固有振 動数は、3D D01で2.79Hz、3D D02で2.75Hzとほぼ健全 試験体と同等となった.一方,エルボ1減肉試験体の固有 振動数は2.55Hz, エルボ2減肉試験体は2.62Hz, エルボ 2ヶ所減肉試験体の固有振動数は2.42Hzとなり、健全試験 体の固有振動数に比べ、それぞれ約8%、6%、13%低下し た.これらの結果から、き裂が存在しても配管系の固有振 動数にはほとんど影響が現れないが、減肉が存在すると 系の固有振動数が低下することがわかった.また、この固 有振動数の低下割合は減肉の程度(本実験の場合は減肉 の個数)に依存していると考えられる.本実験ではエルボ 1,2をそれぞれ減肉させた試験体を使用して振動実験を 実施したが、減肉エルボの存在位置と固有振動数の低下 率に顕著な違いは現れなかった.これは、今回使用した試 験体のエルボ1とエルボ2では、それぞれの面内曲げ剛性 が試験体のモード剛性に与える影響に大きな差がないた めと考えられる.

図3.2.2-10に立体配管系試験体の入力加速度とエルボ 3の位置における応答加速度の関係を示す.入力加速度 400Gal以上の弾塑性レベル加振では、入力加速度の増加 率に対し応答加速度の増加率が低くなる傾向が認められ た.これは、試験体の一部に塑性変形が発生し、それに伴 い振動エネルギーが消費されたためと考えられる.また、 同一の入力加速度に対する応答加速度のレベルを試験体 間で比較すると、き裂付き試験体では健全試験体とほぼ 同程度であるが、エルボを減肉させた試験体では健全試 験体の応答加速度に比べ低い値となった.減肉試験体に おける応答加速度の健全試験体に対する低下割合は、固 有振動数の低下と同様減肉の程度に依存し、減肉の存在 位置による違いは現れなかった.

実験では、光学式三次元変位計を使用して振動台外部 からエルボ3の位置における絶対変位を求めた.この計測 結果による加振方向変位より振動台入力変位の差をとっ たものがエルボ3位置における振動台に対する試験体の相



図3.2.2-10 入力加速度とエルボ3における応答加速度関係 Fig. 3.2.2-10 Relation between input acc. and response acc. at Elbow 3.

対変形量であり,以後試験体の応答変位と表記する.健全 試験体および減肉試験体について,試験体の最大応答変 位とエルボ1,2の最大開閉変形角範囲との関係は図 3.2.2-11のようになる.ここで,エルボの最大開閉変形 角範囲は最大開き変形角から最大閉じ変形角の差をとっ たものと定義した.図中,塗りつぶした印は健全エルボ を,白抜きの印は減肉エルボを意味している.図3.2.2-11より,同じ試験体応答変位に対して,減肉エルボの変 形量は健全エルボの変形量の2~3倍となっていることが わかる.従って,配管系内に減肉したエルボがある場合, 配管系の変形は減肉したエルボ部分に集中する傾向とな ると考えられる.

図3.2.2-12に、健全試験体と減肉試験体について、エ ルボ1とエルボ2の変形角比と入力加速度との関係を示 す.ここで、エルボ1とエルボ2の変形角比とは、エルボ 1の最大開閉変形角範囲をエルボ2の最大開閉変形角範囲 で除したものである。弾性域レベルの加振においてはい ずれの試験体についてもエルボの変形角比はほぼ一定で 推移する。弾塑性レベルではこの変形角比が若干変化し、 健全試験体(3D_A01)では弾性域レベルの応答で作用曲 げモーメントが大きいエルボ1の、また、エルボ1減肉試 験体(3D_C02)およびエルボ2減肉試験体(3D_C03)で



図3.2.2-11 最大応答変位-エルボ変形角範囲関係 Fig. 3.2.2-11 Relation between max. response disp. and range of elbow deformation angle.



図3.2.2-12 入力加速度-エルボ変形角比関係

Fig. 3.2.2-12 Relation between input acc. and ratio of elbow deformation.

は、それぞれ減肉エルボの変形が大きくなっていく. -方,2ヶ所のエルボを減肉させた試験体(3D C01)では, 入力加速度700Galの加振で変形角比がわずかに増加した あと、1400Galおよび1850Galの加振では、弾塑性レベル の加振に伴い変形角比が減少する傾向, すなわちエルボ1 に対するエルボ2の変形量が相対的に大きくなる傾向と なった、これらの変形角比の変化は、弾塑性応答時には試 験体の振動応答形状が弾性域における応答形状から変化 し,配管系内で最も塑性化しやすい部分に変形が集中し ていくことを示している. 3D C01ではエルボ2の変形量 が増加する傾向が現れたが、これは、本実験で実施した弾 塑性レベルの加振による振動応答で、試験体のエルボ1が 荷重の限界点に達し,試験体内で荷重分担の変化が起こ り、エルボ2部分の負担する荷重が増加したためではない かと考えられる.図3.2.2-11に示したように、3D C02お よび3D C03の減肉エルボについて, 弾塑性レベルの開閉 変形角範囲は3D C01のエルボと同程度であり、これらの エルボも荷重の限界点に達した可能性がある.しかし,こ れらの試験体では一方が剛性の高い健全エルボであるた め,変形角比に影響が現れるほどの大きな荷重分担の変 化が生じなかったと考えられる.

3.2.2.3 エルボの外径変化

健全試験体および減肉試験体では、試験の前後においてエルボ1およびエルボ2の外径を計測した.計測位置はエルボの中央断面(エルボの始点から45°の位置)である.各試験体の外径変化率を図3.2.2-13に示す.図3.2.2-13で、○はエルボ1面内方向、□はエルボ1面外方向、△ はエルボ2面内方向, ◇はエルボ2面外方向の外径変化率 である.また,塗りつぶした印は健全エルボを, 白抜きの 印は減肉エルボを意味している.

この図から、エルボは載荷に伴い面内方向の外径が減 少し、面外方向の外径が増加する傾向があることがわか る.これはエルボ中央部が面外方向を長軸とした楕円形 に偏平化していることを示唆している.減肉エルボでは、 3D_C01のエルボ1のように面内方向・面外方向ともに外 径が増加するものもあるが、これは断面の偏平化にラ チェット変形が重畳するためと考えられる.損傷したエ ルボと損傷しなかったエルボとでは損傷したエルボの方 が外径変化率が大きくなる傾向があるが、特に片方のエ ルボのみ減肉した 3D_C02 および 3D_C03 では、健全エル ボにはほとんど外径変化がなく、減肉エルボが著しく変 形する傾向がある.損傷したエルボの最終的な面外方向 の外径増加率は、健全エルボで約3%、減肉エルボでは約 10~12%となった.

図3.2.2-14に試験体3D_C01の弾塑性レベル加振1回 目(入力加速度700Gal)における入力加速度,エルボ1の エルボ開閉変形角,エルボ1脇側側面(S047側)における 周方向ひずみの時刻歴波形を示す.図から,エルボ部分で ひずみが著しいラチェット現象を示していることがわか る.また,ラチェットひずみの増加は,要素試験のランダ ム振幅波による載荷と同様,振動応答中徐々に累積して いくのではなく,エルボ開閉変形角の大振幅近傍で数回 にわたって発生し,その他の部分ではひずみ振動成分の みが生じていることがわかる.



図3.2.2-13 立体配管系試験体のラチェット変形量 Fig. 3.2.2-13 Ratio of ratchet deformation of 3D piping system models.



図3.2.2-14 減肉エルボ側面の周ひずみにおけるラチェット 挙動

Fig. 3.2.2-14 Ratcheting behavior of hoop strain at side surface of thinned wall elbow.

4. 配管要素に対する詳細解析

4.1 本章の目的及び構成

本章では,配管要素に対して実施した詳細解析につい て述べる.

解析の目的は、欠陥(減肉・き裂)を有する配管に対 して有限要素法による弾塑性解析を用い、実験で得られ た結果と比較することにより、実験をある程度まで再現 できるシミュレーションモデルを構築することである. さらに構築したモデルに基づいたパラメトリックな解析 を通じて、断面内の詳しい応力状態やひずみ分布が配管 の変形挙動にいかに関わり、寿命がどのように変化する か考察することである.

本章の構成を以下に示す.

4.2 では,局所的減肉部を有する直管についての考察 を記す.

第2章で述べた実験で行われた局所的減肉部を有する 直管要素試験について,FEMを用いて解析を行い,実験 結果との比較を行った.さらに疲労と延性消耗の影響を 考慮した破壊評価手法を用いる事で,減肉形状及び入力 波の変化に対する破壊挙動について考察を行った.

4.3 では、局所的減肉部を有するエルボ配管についての考察を記す.

実験で行われた配管系の動的加振試験について、その 配管系のエルボ部のみを要素的に取りだし、FEM を用い て解析を行った.局所的減肉部を有するエルボ配管が、 曲げ荷重によってどのように破壊に至るかを考察した.

4.4 では、表面き裂を有する配管について、ラインス プリング要素を用いた FEM 解析を行う事で、き裂進展・ 貫通までを解析した. き裂形状の変化が、き裂進展にど のような影響を与えるかを考察した.

4.2 局所的減肉部を有する配管の解析的疲労評価1 (直管)

4.2.1 実験概要

本節で扱う解析モデルは、2.1 で述べた要素試験で使用 した減肉試験体である.本章では研究の第一歩として経 年劣化を幾何学的な局所減肉でモデル化して解析を行っ た.供試材は外径 114.3mm,肉厚 8.6mm の炭素鋼配管 (STS410)で,内側全周にわたって機械加工により減肉が 施されている.この炭素鋼管に EC02 及び EC04~EC09 までの試験体番号を付け入力波,内圧,減肉量の条件を それぞれ変えて実験を行っている.図2.1-7 に今回行わ れた試験装置の形状及び寸法を示す.また表3.1.2-1 に 各試験体の試験条件及び結果を示す.表にもあるように EC02, EC07, EC09 は荷重点変位±25mm の正弦波を, EC04 には±35mm のランダム振幅波を, EC05, EC06, EC08 においては±35mm の正弦波を与えている.ここで 正弦波とランダム振幅波の形状を図 2.1-8 に示す.また 減肉深さに関しても異なり EC02 及び EC04~EC06 にお いては,最大減肉深さが肉厚の半分であり,EC07 にお いては最大減肉深さが肉厚の 75%,EC08 は最大減肉深 さが肉厚の 25%,EC09 は最大減肉深さが肉厚の 60%と している.減肉形状を図 2.1-5 に示す.

本章では実験を模擬した解析モデルを提案し,解析を 通じて結果の考察を行なった.

4.2.2 解析モデルと条件

上述した実験に対し有限要素法を用い解析を行った. 有限要素解析の仕様とその条件について記述する.

解析に関してはモデルの作成及び要素分割を行なう プリプロセッシングには J-VISION を,実際に計算を行 なうソルバーには ABAQUS を,解析結果の出力を行な うポストプロセッシングには ABAQUS POST をそれぞ れ用いた.

本研究では、それぞれの試験体について入力波形を模擬した静的な3次元弾塑性解析を1ブロックずつ行った. 静的な3次元弾塑性解析であるので時間軸を無視しており図2.1-8において時間は関係なくこの順序で強制変位のみを入力した.モデル化した配管はアイソパラメトリック20節点要素を用い、形状としては対称性を考慮して1/4モデルを使用し変位制御で解析した.また内圧については実験に準じたものを負荷し、内圧の影響により配管が膨らんでから強制変位を与えるようにした.要素数は1104、節点数は6041であり、図4.2-1に示す通り配管断面に近づくにつれ分割要素が細かくなるようにした.ここでは図4.2-1において左図の右側を固定し、左側の矢印に変位を与える形となる.

弾塑性解析に使用した式は Mises の降伏条件に基づく Prandtle-Reuss の式である.また入力した材料データは移 動硬化則を仮定し,実験で使用した炭素鋼管(STS410) の単軸引張試験をもとに2直線近似したものを入力した. 2 直線近似をする際,繰返し硬化による2次直線の傾き が,単軸引張試験より高くなる事が懸念される為,実験 結果と照会しながら2次勾配を決定した.そのグラフを 図4.2-2に示す.この材料モデルは極低サイクルの実験

(100 サイクル以下)には非常に一致した傾向が見られ, 逆にそれ以上の高サイクルには一致が難しい.両方の応 カレベルに対し一致させるには,2 直線近似では困難で あるので今後多直線近似を用いる事が必要である.

また、経年劣化に伴う材質変化の影響については、今回の解析では考慮していない.


図 4.2-1 FEM 解析に用いたメッシュ図 Fig.4.2-1 Finite element mesh subdivision.

4.2.3 実験結果と解析結果の比較

本研究ではまず実験と解析を比較することで解析の信 頼性について評価を行う.7つある試験体のうち,EC05 を例に挙げ、変形の比較図を図 4.2-3 (左図が解析、右 図が実験)に示す.図中の θ=90°-270°は90°と270° の断面を描写している事を示す. 定量的な数値の比較は 図4.2-4において示すが、両図においてラチェット変形 が顕著に表れている事が観察される.またP-δカーブを 図 4.2-4 に示す. さらに図 4.2-5 には荷重点反力-サイ クル数のグラフを示す.実験では20サイクル位で反力値 が急激に低下しているので,解析は20サイクルまでの計 算を行ったが、実験と解析を比較すると繰返しのヒステ リシスカーブ及び荷重点反力についていずれも定性的な 一致を示していることが分かる. ここでは省略するが他 の試験体も若干の差はあるものの同様の結果が得られて いる.

また実験のき裂貫通時における外径計測結果と解析結 果の比較を図4.2-6に示す.図4.2-6において、Y1軸は 外径を示し, Y2 軸は肉厚を示している.まず解析結果に 注目すると、繰り返し曲げ応力を受ける部位である90° 及び 270°において約7 サイクル目あたりから顕著な外 径の増加及び肉厚の減少が示されており、軸方向の繰り 返し変形を受ける位置での内圧によるラチェット現象が 生じていることがわかる.





しかし中立面上の 0°及び 180°では外径の増加及び 肉厚の減少はそれ程顕著ではなく、これは中立面におい ては軸方向の繰り返し変形が無い為であると考えられる. 一方,実験結果は円周方向の 90°及び 270°,0°及び 180°とも一様に外径の増加を示しており、ラチェット現 象は明確に示されているものの定量的には解析結果と若 干異なっている.実験の計測が1ブロックの繰り返しの 終了後に行われたこと, またその時点ではき裂の発生が 認められたことなどから実験と解析とで完全に対応する 比較になっていない事がその理由として挙げられる.

また内圧のないモデル(EC06)についてもその信頼性 を考察する.解析の信頼性を評価する為、実験と解析の 変形挙動比較を図4.2-7に、外径変化の比較及び解析の 肉厚変化を図4.2-8に示す.この2つの図から判るよう に、実験と解析がかなり近い挙動及び値を示している. つまり内圧の有無にかかわらず解析の信頼性については 確保されていると考えられる.





(a) Analysis($\theta = 90^{\circ} - 270^{\circ}$).

(b) Experiment.

図 4.2-3 EC05 の変形図比較 Fig.4.2-3 Deformation comparison of EC05.













図 4.2-5 EC05 における荷重点反力履歴図





図 4.2-6 EC05 のサイクル数に対する外径及び肉厚変化 Fig.4.2-6 Outer diameter and wall thickness change of EC05

Number of cycles.



(a) Analysis($\theta = 90^{\circ} - 270^{\circ}$).

(b) Experiment.





4.2.4 減肉配管のき裂発生メカニズムと破壊挙動

前節で解析の信頼性を評価した EC05 をまず例にとって、その破壊メカニズムを考察する.

EC05 の配管断面での相当塑性ひずみ分布図を図 4.2-9 に示す.図において色が濃くなるにつれて相当塑 性ひずみが大きくなる.図中の数値は,繰り返し荷重を 受けるすべての履歴に対する相当塑性ひずみ増分の総和 である為,非常に大きな値となっている.このように定 義された相当塑性ひずみは,疲労によるダメージを予測 する一つの目安となる事が考えられる.この図から考察 できることは,配管中央断面の内壁部点Bにひずみが集 中していることである.実験でもこの部分からき裂が発 生しておりその3方向のひずみを注意深く観る必要があ る.

図 4.2-10 は B 点における 3 方向すなわち軸方向,円 周方向及び半径方向の繰り返しひずみの挙動を示す.また図 4.2-11 は同じ点の対応する繰り返し応力挙動を示 す.これらの図から以下のことが言える.

- (1) 繰り返しの進行と共に円周方向の平均ひずみは増大 し、半径方向の平均ひずみは減少する.これは図 4.2-3において示された90°の部位における顕著な 外径の増加及び肉厚の減少に対応しており、この部 分でラチェット変形が生じている事を示している. したがって本解析ではラチェット変形に対する特別 な仮定を行っていないにもかかわらず一般的な弾塑 性に関する構成式を用いてラチェット変形が表現で きる事を示している.
- (2) 3方向のひずみ振幅の中で軸方向のひずみ振幅が最 も大きい.実験において、B点近傍から円周方向に き裂が発生しているのはこの軸方向のひずみ振幅に よるものであると考えられる.
- (3) 半径方向及び円周方向のひずみ振幅の位相は軸方向のひずみ振幅の位相と完全に逆転している.これは繰り返し曲げによりまず軸方向に大きなひずみが生

じ、半径方向及び円周方向のひずみは軸方向ひずみ に対してポアソン効果により生じているためである と考えられる.

さらに配管の中心近傍について,点Bを含めて考察を 行う.図4.2-9における点A~点Dにおいて軸方向のひ ずみを比較したものを図4.2-12に示す.点Bが若干の 圧縮の平均ひずみで大きな振幅を保つのに対し,同じ配 管中央断面であり外壁側の点Aにおいては10サイクル

(荷重点変位が ± 35 mm の定常になるサイクル数) 位で 引張りに転じ,ひずみ振幅も徐々に減少していく.これ は配管が膨らむにつれ形状変化の作用で,図4.2-13 に示 すように断面 A - B 部分に配管全体の曲げ (Global bending) と逆向きに作用する局所的な曲げ (Local bending) が生じるためであることが考えられる.この2 つの曲げ作用が重なることにより点 B で非常に大きな軸 方向のひずみ振幅が生じる.

また点C及び点Dにおいてはテーパの開始部ということもあり,何らかの現象があるのではないかと考えたが, 点Cにおいては点Aが引張られる影響で圧縮側に,また 点Dは点Bが圧縮になる影響で引張りになる.つまり管 全体の曲げに対して点A~Dにおいて局所的に二つの曲 げが起こっていると考えられ,この二つの曲げが配管の 破壊に対し影響を与えているものと考えられる.図 4.2-13は配管中央断面上部が圧縮されている時の,軸方 向の応力分布を示す.この図において色が濃くなるにつ れて引張応力が大きくなることを示し,上述したように 二つの曲げが起こっている. さらにこの局所的に二つの曲げが起こる現象は減肉形 状が同じで±25mm の正弦波を与えている EC02 にも当 てはまる.つまりこれらのモデルでは点 B において軸方 向のひずみ振幅が最大となり、上述したような管全体と 局所的な曲げのメカニズムによって点 B に周方向にき裂 が入るものと考えられる.EC06 を除く全てのモデルにお いての破壊メカニズムは、EC05 の形態に追随する.

ところが内圧のない EC06 に関してはまったく異なる 破壊形態となる. EC06 試験体が 20 サイクルの加振を終 えた時点の相当塑性ひずみの分布図を図 4.2-14 に示す. この図も濃くなるにつれて相当塑性ひずみの値が大きく なる. 図において,中央の上下断面において局所的な座 屈が発生しているのが観察される.これはサイクルを重 ねるごとに断面が偏平化し,曲げ剛性が低下して,最後 に AB 断面近傍(90°及び 270°近傍)で局所的座屈を 発生させるに到ったものと推定される.

また図4.2-15には点A~Dでの軸方向のひずみ履歴を 示す. このグラフでも点 B の位相が 13 サイクル位から 逆転している事がわかる.つまり 13 サイクルあたりから 座屈における断面上下部の折れこみが激しくなったと言 えよう. そして形状の作用から今度は点Aの軸方向ひず み振幅が最大となり外側から周方向にき裂が発生したこ とが予想される.



図 4.2-9 相当塑性ひずみ分布図(EC05) Fig.4.2-9 Equivalent plastic strain distribution of EC05.



図 4.2-10 B 点における 3 方向のひずみ Fig.4.2-10 Strain of 3 directions at B point.







図 4.2-13 全体の曲げによる圧縮時の応力分布 Fig.4.2-13 Axial stress in compression.







-

4.2.5 累積疲労損傷則を用いた寿命評価¹⁾²⁾

ラチェット変形を伴う疲労評価寿命の予測には、ひ ずみ振幅に加え、延性消耗を考慮した累積ひずみが重 要なパラメータと考えられる.これは Coffin らが提唱 する累積ひずみの存在に伴う延性消耗の影響により、 低サイクル疲労強度が低下するという考え方に基づい ている.基本的な考え方としてはひずみ振幅から求め られる疲労損傷のパラメータ D_fに対し、累積ひずみの 存在に伴う延性消耗を考慮した D_dを求め、累積ひずみ の存在に伴う低サイクル疲労強度の低下を定量的に評 価する事を目的としている.

疲労損傷のパラメータ D_f はマイナー則に従うものと 考えられ、その際、炭素鋼 STS410 材の低サイクル疲労 曲線は Manson-Coffin 則、及び Basquin 則から次式のよ うに表される.この式に従えば全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_t$ と破断 寿命 N_f の関係が得られる.

$$\Delta \varepsilon_t = C_e N_f^{-k_e} + C_p N_f^{-k_p} \tag{4.2.1}$$

上式において *C_e*は弾性疲労強度係数, *-k_e*は弾性疲労 強度指数, *C_p*は塑性疲労強度係数, *-k_p*は塑性疲労強度 指数である.本研究では次式で表される原子力発電技 術機構²⁾で求められた炭素鋼 STS410 の室温試験の結果 を用いる事とした.

$$\Delta \varepsilon_{\ell} = 0.6158 N_{\ell}^{-0.0746} + 89.08 N_{\ell}^{-0.5414} \qquad (4.2.2)$$

上式を用いた結果、マイナー則より、複数の全ひず み振幅 $\Delta \varepsilon_{ii}$ がそれぞれ N_i 回繰り返された場合の損傷率 η は次式によって表される.

$$\eta = \sum_{i=1}^{n} \frac{N_i}{N_{fi}}$$
(4.2.3)

上式において,累積ひずみが無い場合η=1 になった 時破断する.

また Coffin らによると延性消耗のパラメータ D_d は以下のように表される.

$$D_d = \frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{f0}} \tag{4.2.4}$$

上式において ϵ_{f} は累積ひずみ量, ϵ_{f0} は供資材の真破断 延性を表す. ϵ_{f0} については次式で示される単調引張試験 で得られる破断絞り $\varphi(%)$ によって定義される.

$$\varepsilon_{f0} = \ln \frac{100}{100 - \varphi} \tag{4.2.5}$$

なお本解析で用いた真破断延性*Ego*の値は原子力発電 技術機構²⁾で求められた炭素鋼 STS410の材料試験結果 より 112.4%とした.

低サイクルラチェット疲労強度の評価法として Coffin

は次式を提案している.

$$D_d + D_f = 1$$
 (4.2.6)

$$D_f = \left(\eta\right)^n \tag{4.2.7}$$

上式において n は定数を示す. 鵜戸口³⁾の見解及び朝 田⁴⁾らの試験結果に基づけば,一般的な鉄鋼材料の D_f は, $\eta \approx 0.6$ 乗した値とされている. 朝田は薄肉部を設けた配 管を用いた内圧ラチェット疲労試験の結果から,実験的 に内圧による多軸応力場においては,(4.2.7)式で求めら れる値より低サイクル寿命が短くなるとして,多軸応力 場における低サイクルラチェット疲労寿命評価式として, 以下の2つの実験式を提案した.

朝田の実験式 I

$$3D_d + D_f = 1$$
 $(D_f \le 0.25)$ (4.2.8)
 $D_d + 3D_f = 1$ $(D_f > 0.25)$

朝田の実験式Ⅱ

$$D_f + 2\sqrt{D_f D_d} + D_d = 1 \tag{4.2.9}$$

なお、上式において*G*,は膨張した配管の最終的な周方 向ひずみとしている.また、クロスヘッドによる負荷変 位を薄肉部平行長さで除した値を全ひずみ振幅として *D*fを算出している.すなわち式 (4.2.7)及び(4.2.8)では き裂発生部における試験体の局部的なひずみを用いない マクロ的な変形から類推した実験式である.したがって 局所的な真ひずみ範囲を考察できる FEM 解析に適用す ると過度に安全側の結果となる事は否めない.しかしな がらラチェット変形の考察を行う上で、延性消耗を考慮 する事が大変重要な要因であり、*D*f に対する *D*d の値を 抽出する事は減肉配管の安全性評価に非常に有効である と考えられる.

そこで図4.2-16に内圧が負荷されていないEC06を除いた全試験体に対し,最も軸方向ひずみ振幅が高い点Bについて,疲労損傷のパラメータ D_f (n=0.6)を横軸に,延性消耗のパラメータ D_d を縦軸にプロットした $D_d - D_f$ 線図を示す.なお線図に使用した ε_f は,各サイクルにおける周方向ひずみ ε_h の平均値をとっており,各サイクルの ε_{hmax} と ε_{hmin} を足して,2で割った値である.

図中において EC05 および EC07 は 20 サイクルまでの, その他のモデルは 50 サイクルまでの加振による $D_{d}D_{f}$ 線図の履歴である.このサイクル数は正弦波の漸増・漸 減部を含むため,50 サイクルで正弦波 1 ブロックに相当 する. EC05 および EC07 については実験で破壊するまで のサイクル数とし,20 サイクルまで使用した.図中,各 モデルの履歴は加振前に D_{d} , D_{f} とも 0 をとり,加振に 伴い徐々にその値をのばしている.

今回の解析結果で Coffin 式を満たしたものは EC09 のみ,また朝田の実験式 I を満たしたものは EC09 及び

EC05 となった.また朝田の実験式 II を満たすものは EC05, EC09 に加えて EC07 と EC02 が満たしている.図 から注目できる事として EC07 (75%減肉)及び EC09 (60%減肉) 試験体の *D*_d 値が他の試験体に比べ高くな っている事である.つまり肉厚が薄いモデルは、ラチェ ットにより平均周方向ひずみが高くなり、その分延性消 耗値が高くなっていることがわかる.実際の実験でも、 肉厚の薄いモデルは極端に早い回数でき裂が貫通してい る.すなわち減肉部の深さは配管の破壊回数に最も影響 を与えるパラメータであると考えられる. 表 4.2-1 に実験結果と解析結果の比較検討を行っている. 表中からわかるとおり $D_f > 0.25$ で延性消耗の影響を最も考慮する朝田の実験式 II の結果が, 過度の安全側ながら実験結果の傾向に解析結果が最も近くなっていると考えられる.実験では EC07 が最も早く破壊に至っており, 延性消耗の影響が色濃く出ている. 破壊サイクル数の早い順に EC07→EC05→EC09→EC02 の傾向を本解析における朝田の実験式 II は非常に良く捉えており, 破壊に対する一つの物差しとして, この D_d - D_f 線図が有効である事を示している.



図 4.2-16 各試験体の Dd – Df 線図

Fig.4.2-16 Relation between Dd and Df.

表 4.2-1 各試験体の解析結果

| Test specimen name | EC02 | EC04 | EC05 | EC07 | EC08 | EC09 |
|---|-----------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|-----------|-----------|
| Thinned depth (mm) | 4.3 | 4.3 | 4.3 | 6.45 | 2.15 | 5.16 |
| Frequency input into the analysis | 1 block | 1 block | 20 cycles (0.4 block) | 20 cycles (0.4 block) | 1 block | 1 block |
| Pattern of input disp.wave | Sine wave | Random amplitude wave | Sine wave | Sine wave | Sine wave | Sine wave |
| Damage rate η (In the last cycle) | 0.545 | 0.088 | 0.784 | 0.305 | 0.096 | 0.869 |
| Df (In the last cycle) | 0.695 | 0.233 | 0.863 | 0.491 | 0.245 | 0.919 |
| Dd (Maximum value) | 0.093 | 0.073 | 0.106 | 0.146 | 0.072 | 0.114 |
| Destruction number of cycles using the Coffin equation | - | - | - | - | - | 36 |
| Destruction number of cycles using Asada I | - | - | 16 | - | - | 25 |
| Destruction number of cycles using Asada II | 12 | - | 9 | 8 | - | 11 |
| Destruction number of cycles by Experiment | 3 × 50 | 5 × 50 | 20 | 19 | 7×50 | 33 |

did not reach destruction during 20 or 50 cycles in analysis.

4.2.6 Shell モデルによる簡易解析手法

前節までにおいて,局所的減肉部を有する配管の破壊 メカニズムを考察する事ができ,き裂発生部の特定とそ の破壊寿命予測を行う事が出来た.ここではさらに, Shell モデルを用いる事で,前節までに行った解析をより 簡単に評価し,ランダム振幅波のパラメトリック評価解 析を試みた.

解析に関してはモデルの作成及び要素分割を行なう プリプロセッシングに Microsoft の表計算ソフト EXCEL を,実際に計算を行なうソルバーには ABAQUS を,解 析結果の出力を行なうポストプロセッシングには ABAQUS POST をそれぞれ用いた.本解析の特徴の一つ としてプリプロセッシングに EXCEL を用いた事が挙げ られる. EXCEL を使用すると,似たようなモデルをいく つも作成する場合,一つのモデルを作成すれば後は変数 を変えるだけで,モデルが作成出来る為,パラメータ計 算をする際のモデル作成に大変有利である.特に Shell モデルの作成には構成するトポロジカルオーダーが非常 に単純である為,大変有刻である.

Shell モデルのモデル図を図 4.2-17 に示す.モデル化 した配管は変形に伴う板厚変化が考慮できる4節点厚肉 Shell 要素を用い,対称性や内圧,弾塑性解析に使用した 式などはすべて4.2.2 に対応する.節点数は582,要素数 は530 で, EC05 のモデルを計算するのに前述した Solid モデルが CPU-time で 8hours (HP 製 J5000 使用)である のに対し, Shell モデルは 35min と Solid モデルの約 7.3% の計算時間で計算が出来る.この計算時間の短縮は何通 りもの解析を行うパラメータ解析に対し非常に有用であ り,またスペックの低い EWS マシンでも計算が出来る.

Shell モデルの信頼性を評価するために, EC05 の P-δ カーブを Solid モデルと Shell モデルの両方について図 4.2-18 に示す.またサイクル数に対する B 点のひずみに ついて,それぞれ比較したものを図 4.2-19 に示す.荷重 点反力の値としては,ほとんど一致しており,その最大 値も Solid モデルで 55.4kN, Shell モデルで 55.5kN と良



い一致を示している.ひずみに関しては Shell モデルで ある為,局所的な板厚方向のひずみは出力する事が出来 ないが,他の2方向のひずみに関しては良い一致を示し ている.

また内圧の無い EC06 に関しても同様に,サイクル数 に対する荷重点反力値について,Solid モデルと Shell モ デルの値を比較した図を図 4.2-20 に,サイクル数に対す る A 点のひずみについて,それぞれ比較した図を図 4.2-21 にそれぞれ示す.荷重点反力の履歴についても良 い一致を示しており,これらの図から破壊メカニズムの 異なる EC06 に関しても,非常に精度の高い計算結果が 示されている事がわかる.

以上より Shell モデルは Solid モデルと全く同様の解析 結果を示すことがわかった.本解析に用いた Shell モデ ルは厚肉 4 節点モデルである為,板厚の変化などを出力 する事が出来るが, Shell である為局所的な板厚方向の応 力やひずみは前述した通り出力する事が出来ない.しか し Solid モデルで詳細な応力状態を把握し,重要な部分 が決定された場合(本解析では B 点及び A 点),非常に 簡易的で有効な手段であると考えられる.







図 4. 2-18 EC05 における Solid と Shell モデルの P- δ カーブ Fig.4.2-18 P- δ curves of EC05 Solid and Shell model.



(a) Solid model.

(b) Shell model.





図 4. 2-20 EC06 における荷重点反力履歴図 Fig.4.2-20 Load point reaction hysteresis of EC06.



図 4.2-21 EC06 における A 点のひずみ履歴 Fig.4.2-21 Strain history of EC06 at A point.

4.2.7 ランダム振幅波の荷重履歴に対する疲労寿命評価

EC04 試験体に用いられた図 2.1-8(b) に示すランダム 振幅波の強制変位順序を入れ替え,4.2.6 で定義した Shell モデルを用いて解析を行うことで変位順序の影響を考察 した.

図 2.1-8(b)と同じ変位を与え、その順序を大から小へ移行させるモデルを EC041、小から大へ移行させたモデルを EC042 とした.図 4.2-22 にその入力波形を示す.

解析結果として図4.2-23 に EC04, EC041 及び EC042 の外径及び肉厚の変化をそれぞれ示す. 図において外径 は Y1 軸に,肉厚は Y2 軸にそれぞれ対応する. この図か ら,ある一定以上の振幅で外径及び肉厚の変化が起き, それ以下では変化が起こっていないことがわかる.

また図 4.2-24 に3つのモデルの点 B における2方向 のひずみを示すが、やはり2方向とも一定値以下の変位 では反応を示さず、ラチェットは強制変位が大きく、あ る一定値を超えた時にのみ起こっていることがわかる.







Fig.4.2-24 Strain history at B point for each analysis model.

4.3 局所的減肉部を有する配管の解析2(曲管)

4.3.1 解析モデルと条件

本節では、2.2.2 で述べた3次元配管系試験体からエル ボ部分を要素的に取り出し、その力学的状態を詳細に把 握することを目的に解析を行った.解析の対象にしたの は炭素鋼管のエルボ部分であり、健全なものと内側全周 減肉を与えたものの2種類である.これらはそれぞれ立 体配管系試験体3D-A01,3D-C01のエルボ1に対応する. また、配管系には9.8MPaの内圧が一様に与えられてい る.図4.3-1に実験におけるエルボ変形量の計測位置を 示す.また、図4.3-2に実験で配管系に入力した加速度 を、図4.3-3に各試験体のエルボ開閉変位を示す.

解析に関してはモデルの作成及び要素分割を行なう プリプロセッシングには J-VISION を,実際に計算を行 なうソルバーには ABAQUS を,解析結果の出力を行な うポストプロセッシングには ABAQUS POST をそれぞ れ用いた.

本研究では、4.2 同様、2 つの試験体について入力波形 を模擬した静的な 3 次元弾塑性解析を行った.静的な 3 次元弾塑性解析であるので時間軸を無視し、さらに入力 振幅もエルボ部に影響を与える部分のみ与え解析を行った.

具体的には,図4.3-3の時間にして3D-A01では8~

55sec 付近, 3D-C01 では 9~60sec 付近のエルボ開閉振幅 変位量を抽出し入力波とした. 解析で使用したサイクル 数に対するエルボ開閉変位量を図 4.3-4 に示す.

モデル化した配管はアイソパラメトリック 20 節点要素を用い,形状としては対称性を考慮して 1/2 モデルを使用し変位制御で解析した.また内圧については実験に準じたものを負荷し,内圧の影響により配管が膨らんでから強制変位を与えるようにした.要素数は 3D-A01 で 1944, 3D-C01 で 2160,節点数は 3D-A01 で 10545, 3D-C01 で 11669 である.それぞれのメッシュ図を図 4.3-5 に示す.制御法としては各図中上部の矢印に強制変位を与え,下部の三角点を支持している.

実験を模擬する際,エルボ部には開閉変位量以外にね じりを考慮する必要があるが,本実験において計測が困 難である事と,ねじり量が微量と予想されることから本 解析ではねじりモーメントを考慮せずに解析を行った.

弾塑性解析に使用した式は 4.2 同様 Mises の降伏条件 に基づく Prandtle-Reuss の式である.また入力した材料 データも 4.2 で使用したものと同様 2 直線近似した移動 硬化モデルで解析を行った.







図4.3-2 振動台の入力加速度

Fig.4.3-2 Input acceleration in the shaking table test.



図 4.3-3 エルボ部の開閉変位量 Fig.4.3-3 Elbow opening-closing displacement.



図 4.3-4 解析に入力したエルボ部の開閉変位量 Fig.4.3-4 Elbow opening-closing displacement input into analysis.



(a) 3D-A01.

(b) 3D-C01.

図 4.3-5 解析に使用したエルボ部材のメッシュ図 Fig.4.3-5 Finite element mesh subdivision.

4.3.2 エルボ配管のき裂発生メカニズムと破壊挙動

ここではまず実験と同じエルボ部開閉変位振幅を解析 に入力する事で,エルボ部の力学的挙動を把握する事と, 実験で確認されたき裂発生部が,4.2 で述べたようなひず み集中部になるかどうかを確認しておきたい.

健全なエルボ管 3D-A01 と,減肉部を有するエルボ管 3D-C01 についてそれぞれの荷重点変位-荷重点反力曲 線を図4.3-6 に示す.3D-A01 と3D-C01 において負荷さ れた変位が異なるので一概に比較は出来ないが,注目で きるのは荷重点反力の値が減肉部を有する事で著しく低 下する事である.この議論については配管系すべてを通 して論じなければならない事ではあるが,減肉部を有す る配管系はそれだけエルボ部での塑性崩壊荷重が低下す るため全体として大きな応答となり,またエルボ部単体 でみると強度及び剛性が著しく低下する為に,反力値が 低くなる事がわかる. 両試験体の加振後の相当塑性ひずみ分布図を図 4.3-7 に示す.両試験体ともエルボ部の配管内面に脇腹の部分 (図中 A 点)で軸方向にひずみ集中部が確認できる.減 肉を有する 3D-C01 の方がひずみ量とその範囲が 3D-A01 に比べ顕著になっている事もわかる.

エルボ部の脇腹にこのように顕著なひずみ集中部が出 来る理由としては図4.3-8において説明がつく.この図 は3D-C01における加振時のエルボ部中央断面における 外径変化過程を示したものである.ここで,a-a'面がエ ルボの背-腹方向,b-b'面が脇腹方向である.図中のa-a' 面の外径変化量に比べ b-b'面の外形変化量及び,その振 幅が共に大きくなっている.つまりエルボを開閉する事 でエルボ部中央断面全体が大きく偏平化していることが わかる.そして b-b'面がその楕円における長軸部を担い, 図中 b 及び b'部,つまりエルボ部の脇腹部分が周方向に 曲げとなり,配管内面に大きな周方向ひずみ振幅が加わ る事が想像出来る.

そこで両試験体のサイクル数に対する図4.3-7中A点の3方向のひずみを図4.3-9に示す.まず3D-A01については低いレベルではあるものの平均の周方向ひずみが引張り、平均の半径方向ひずみが逆位相で圧縮となり、軸方向のひずみはエルボ部全体曲げの中立軸に位置するのでほとんど変化がない.つまり周方向ひずみの挙動がこの部分の力学状態を支配しており、また振幅としても周方向ひずみがもっとも大きくなっている.

また 3D-C01 についてもやはり平均周方向ひずみが引 張りとなり,平均軸方向ひずみも波形をほとんど見せな い形で引張りとなっている.そしてこれら2軸のひずみ の影響を受け平均半径方向ひずみは周方向のひずみに逆 位相の形で圧縮となっている.これは大きな肉厚減少を 意味し,またひずみ振幅としては周方向が最大を示して おり,前述した部分でのき裂発生に最も寄与しているの は周方向のひずみ振幅であると断定できる.



図 4.3-6 各モデルの荷重点変位-反力曲線 Fig.4.3-6 Load point displacement-reaction force curve of each model.



(a) 3D-A01.

(b) 3D-C01.

図 4.3-7 各モデルの相当塑性ひずみ分布図 Fig.4.3-7 Equivalent plastic strain distribution.



図4.3-8 3D-C01のエルボ中央断面の外形変化量 Fig.4.3-8 Outer diameter deformation history at center of Elbow (3D-C01).



Fig.4.3-9 Strain history of each direction at A point.

4.3.3 Shell モデルによる簡易解析手法

上述した解析の結果,実験中のエルボ部の力学状態を ある程度予測する事ができ,き裂発生部の特定を行う事 が出来た.ここではさらに,今後パラメトリック解析を 行う際に必要となる簡易解析手法を試みた.実験で行わ れていないが,エルボ部単体をパラメトリックに解析を 行う事で減肉と強度の関係が浮かび上がってくるものと 思われる.

パラメトリックに計算を行う際, 4.2 同様計算時間の 短縮が求められる. 精度良く効率的に計算を行うため本 節でも Shell モデルを導入する事とした.

解析に関してはモデルの作成及び要素分割を行なう プリプロセッシングに4.2 同様 Microsoft の表計算ソフト EXCEL を,実際に計算を行なうソルバーには ABAQUS を,解析結果の出力を行なうポストプロセッシングには ABAQUS POST をそれぞれ用いた.

EXCEL 導入の理由としては前述したとおり変数を変え る場合の処理が格段に速い為,パラメータ計算をする際 のモデル作成に大変有利な事と、Shell モデルのためメッシュを切る際の計算式が非常に単純である事が挙げられる.

ここで Shell モデルの 3D-A01 試験体のモデル図を図 4.3-10 に示す.モデル化した配管は4節点厚肉 Shell 要 素を用い,対称性や内圧,弾塑性解析に使用した式など はすべて4.3.2 に対応する.節点数は1071,要素数は1000 で,3D-A01 のモデルを計算するのに前述した Solid モデ ルが CPU-time で27.2hours (HP 製 J5000 使用) であるの に対し, Shell モデルは 70min と Solid モデルの約4.3%の 計算時間で計算が出来る.

Shell モデルの信頼性を評価するために, Shell モデル の 3D-A01, 3D-C01 両モデルの荷重点変位 – 荷重点反力 曲線を図 4.3-11 に示す.この図は Solid モデルの図 4.3-6 に対応するが,両モデルについて比較すると Solid と Shell の両方についてほとんど変わらない値が出ている. また図 4.3-7 中 A 点の 2 方向のひずみについて図 4.3-12 に示す. Shell モデルであるので Radial 方向のひずみは出 カできないが、両 Shell モデルとも周方向の平均ひずみ が Solid モデルより若干(ひずみ量で 0.07 程度, 3D-C01 では Solid と Shell で 20%程度の誤差)高めになっており、 振幅としても大きくなっている.また軸方向の平均ひず みは低めになっており、振幅はやはり大きくなっている. ここで重要なのはき裂発生に最も影響する周方向のひず み振幅が Solid モデルより大きい事である. これは疲労寿命評価の際, Solid モデルに比べ早いき裂 進展・貫通を予測し,結果として安全側の評価となる. 過裕度にならないよう常に注意する必要があるが, Solid モデルと傾向が重なり,さらに安全側の評価が可能であ る Shell モデルはかなり有用であると考えられる.



図 4. 3-10 4 節点厚肉 Shell によるエルボ配管解析モデル Fig.4.3-10 Elbow piping analysis model according to4 nodes thick shell model.



Fig.4.3-12 Strain of 2directions at A point.

4.4 表面き裂付き配管の低サイクル疲労き裂進展評価 4.4.1 ラインスプリング要素を用いたき裂進展解析 4.4.1.1 ラインスプリング要素

ラインスプリング要素は、未貫通き裂の経済的な評価 方法である.その基本的な考えは、き裂のない形状の Shell モデルの中に、き裂先端の特異性を有する局所的な 解を導入するというものである.そのため、新たな自由 度を与えるラインスプリング要素をき裂に沿うようにモ デル内に導入する.追加自由度に関するラインスプリン グのコンプライアンスは、全体応答の中に局所解を導入 する.ABAQUSは、コンプライアンスに共役な相対変位 と回転からき裂に沿う位置の関数としてJ積分を計算す る.この要素は簡単なため、き裂のない Shell の解析に 比べて解析費用を大きく増やすことはない.多くの一般 的な問題に対して十分な精度の結果を与える.

4.4.1.2 繰り返し J積分範囲 △ Jの評価

大規模降伏を伴う繰り返し荷重下においては、サイク ル毎に過大な除荷、再負荷といった過程を経ながらき裂 が進展することから、任意の条件において支配パラメー タ *ΔJ* を何らかの非弾性構成則に基づき直接的に評価す ることはきわめて困難である.ここでは、解析で得られ た *J*_{max} から *ΔJ* を導出することを考える.

CT 試験片を用いた低サイクル疲労試験によれば、完 全両振り(R=-1)でき裂の閉口が無視できる場合には、

$$\Delta J = 4J_{\max} \tag{4.4.1}$$

として工学的に妥当な評価が可能であるとされている⁵⁾. しかし,同式はサイクル当たりのき裂進展が微小である ことを前提としている.**図**4.4-1 は室温下の一定振幅両 振り繰り返し荷重をうける周方向貫通き裂入り配管にお いて実験的に得られた *ΔJ/ J_{max}*のき裂進展に伴う推移を 示したものである⁶⁾. き裂進展の小さい領域では *ΔJ/J_{max}*の値が,概ね4となっているが,き裂の進展につれてそ の値が低下している. すなわち,(4.4.1)式を大規模降伏 を伴う繰り返し荷重試験にそのまま適用することは過大 なき裂進展を評価する恐れがあると考えられる.

これに対し、GE/EPRI Estimation Scheme の全面塑性解から得られる、 J_{max} より ΔJ を評価する簡易式⁷⁾,

$$\Delta J \approx \frac{2a/a_0}{a/a_0 - 1/2} J_{\max}$$
(4.4.2)

は、き裂進展がないときに(4.4.1)式に一致し、き裂進 展に伴い $\Delta J/J_{max}$ が2に漸近していく.

4.4.1.3 き裂進展則

大規模降伏を伴う繰り返し荷重を受ける配管におけ るき裂進展則については、き裂進展速度 *da/dN* が Δ*J* に 対し以下のべき乗則で記述されるものとする.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta J)^m \tag{4.4.3}$$

この $da/dN - \Delta J$ 特性は、小規模降伏下の $da/dN - \Delta K^2/E$ とも一致し、試験片形状・寸法、負荷方法によらないこ とが実証されている. mは1前後の値となり、しかもこ の C, m 値は材料、応力比、温度に対して鈍感となる. また上式が成立することは、き裂先端の塑性変形がき裂 成長を支配することを意味するものと考えられる.上式 中の定数 C, m については、

SUS304 鋼母材において,

$$C = 1.4615 \times 10^{-3}$$

 $m = 1.3742$

とする 8).

4.4.1.4 き裂進展の評価手順

大規模降伏を伴う繰り返し負荷を受けるき裂を有す る配管に対する破壊評価手順は,次の通りである.

- ・まず、初期き裂を想定し、第1 サイクルにおける *J_{max}* を有限要素解析コード ABAQUS を用いて計算 する.
- (4.4.2) 式に従い、第1サイクルにおける *J* を計 算する.
- (4.4.3) 式に従い、第1サイクルにおけるき裂進展 量を da/dN の積分により計算する.
- 初期き裂長さ *a*₀ に き裂進展量を加え, き裂長さ *a* を更新する.
- ・破損の判定を行う.

破損に至らない場合には次サイクルについて上記の手順 を繰り返す.

図4.4-2に破壊評価法の評価フローを示す.





4.4.2 解析モデルと条件

本解析の目的は、最大変位時の J_{max} を求めることであ る. 配管は、アイソパラメトリック 8 節点厚肉 Shell 要 素を用いて分割し、表面き裂に沿っては対称ラインスプ リング要素を用いた. 要素数 350,節点数 980 であり、 応力--ひずみ曲線は、Ramberg - Osgood の式に従うもの とし、多直線近似して用いた. 図 4.4-3 に応力ひずみ曲 線⁹⁾ を、(4.4.4)式に近似式を示す.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \varepsilon_0 \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n$$

$$E = 193 \text{ G P a}$$

$$\varepsilon_0 = 0.10152\%$$

$$\sigma_0 = 196 \text{ M P a}$$

$$\alpha = 1.97$$

$$n = 5.44$$

$$(4 \cdot 4 \cdot 4)$$

ABAQUS の弾塑性ラインスプリング要素は, 膜変形と 曲げ変形によってモード I が卓越する Shell の表面き裂 の問題に非弾性変形の効果を経済的な方法で含めること ができる. 今回の解析ではき裂閉口の影響は無視し, き 裂開口のみの影響を考察した. その為き裂が開口する方 向のみに強制変位を与える, 片振り変位制御の解析を行 った. このことより, ラインスプリングモデルは荷重履 歴に対する効果は考慮できないが, 低サイクル疲労強度 に対し, 各サイクルのき裂進展を経済的に表現できるモ デルと考えられる.

実験では正弦波の負方向の入力がき裂開口方向に当た るため図 2.1-8(a)に示してある負の変位のみを入力し た.また 実際の試験では入力変位が一定振幅に達するま でに十数サイクル要しているが,解析では一定振幅に達 する以前の振幅は無視した.ランダム振幅波に関しても 図 2.1-8(b)に示す,負の変位のみ入力した.

モデルは対称性を考慮して,試験体の2分の1をモデ ル化し,全周き裂の試験体は断面の半周にき裂を導入し, その他のモデルは実験と同様の形状を入力し解析を行っ た.配管端面には剛体要素を用いた.要素分割図を図 4.4-4に示す.図中の太線で示したはり要素が全周 EDM モデルのラインスプリング要素である.また,内圧,閉 ロ端条件の軸応力に相当する縁荷重のいずれも与えてい ない.

- 54 -







4.4.3 解析結果と考察

実験と解析におけるき裂貫通サイクル数を比較した グラフ及び表を図4.4-5,表4.4-1に示す.また,入力 波がランダム振幅波以外の各モデルにおける,き裂進展 の過程を図4.4-6に示す.図4.4-6及び表4.4-1より実 験における各試験体のき裂進展/貫通傾向を解析が捉え ている事がわかる.また全周き裂及び,90°き裂を模擬 したものについては解析結果の方が早く貫通しているが, 他の半楕円き裂及び複雑な形状をした微小き裂に関して は,実験結果より長寿命側の結果となるものが多い.微 小き裂ほど解析では進展が遅くなる傾向となっている. 実験結果では,EDM ノッチの方が SCC き裂より早いサ イクル数でき裂が貫通する傾向にあるが,解析では SC07 と EM08 を比較すると SC07 の方が早いサイクル数でき 裂が貫通している.実験では3次元的な要因(EDM は配 管周方向に直線的な切欠きだが,SCC は周方向に直線的 なき裂形状ではない)も重なっているのに対し,解析で は2次元形状のみを考慮する為,実験と解析が完全な対 応関係となっていない.

今回の解析では誤差要因を多分に含んでいる極低サ イクルの疲労き裂進展/貫通挙動に対し、いずれの試験 体も図4.4-5に示す解析と実験結果が一致する直線付近 に点在する事から、効率的かつ精度良く解析を行う事が 出来たと言える.

今後の課題としては、上記の評価手法を踏まえた上で、 荷重履歴の考慮などラインスプリングモデルで表現でき ない問題について、新たに評価手法を提案する事である.





表 4.4-1 実験結果と解析結果

 Table 4.4-1
 Comparison of analytical results and experimental results.

| Test sj | pecimen. | | Flaw shape and type | | Loading condition | Experimental result | Analytical result |
|---------|----------|------------|--|---------------------------|--------------------------|---|----------------------------------|
| Name | Material | Crack Type | Depth t : Thickness | deg | Pattern of Disp | Input displacement (mm)× test frequency. | Penetration cycle |
| SC01 | SUS304 | SCC | - | - | Sinusoidal | ± 50 mm × 5blocks | 71 (3 blocks correspond.) |
| SC07 | SUS304 | SCC | - | - | Sinusoidal | ± 50 mm × 5 blocks | 173 (7 blocks correspond.) |
| EM02 | SUS304 | EDM | 0.5t | 360 | Sinusoidal | ± 25 mm × 1block (Constant region 16 waves) | 8 |
| EM03 | SUS304 | EDM | 0.5t | 360 | Random amplitude wave | ± 25 mm × 10 blocks | 69 (2 blocks correspond.) |
| EM04 | SUS304 | EDM | 0.5t | 360 | Sinusoidal | ± 21 mm × 1 block (Constant region18 waves) | 10 |
| EM05 | SUS304 | EDM | 0.5t | 90 | Random amplitude wave | ± 35 mm × 4 blocks | 61 (2 blocks correspond.) |
| EM06 | SUS304 | EDM | SCC Crack and equivaler (SC01 simulat | nt cross section tion) | Sinusoidal | ± 50 mm × 2 blocks | 44 (2 blocks correspond.) |
| EM08 | SUS304 | EDM | SCC Crack and equivaler (SC07 simulat | nt cross section tion) | Sinusoidal | \pm 50 mm × 4 blocks | 214 (9 blocks correspond.) |
| EM09 | SUS304 | EDM | 0.5t | 90 | Sinusoidal | ± 35 mm × 1 block (Constant region 19 waves) | 10 |



(a) EM02.



(b) EM04.



(c) EM06.

図 4.4-6 き裂進展形状(2/2)

Fig.4.4-6 Surface crack extension with increasing load cycles (1/2).

防災科学技術研究所研究資料 第 220 号 2001 年 10 月





(e) EM09.



(f) SC01.



(g) SC07.

図 4.4-6 き裂進展形状(2/2) Fig.4.4-6 Surface crack extension with increasing load cycles (2/2).

4.5 本章のまとめ

本章では、欠陥を有する配管について、有限要素法 を用いて解析を行い、それぞれの欠陥部の破壊に対す る評価を行った.

以下に本章で得られた成果について示す.

4.2 では局所的減肉部を有する直管に対し,解析コード ABAQUS を用いて弾塑性解析を行った. Solid 要素を用いて,実験で行われた繰返し直管4点曲げ試験を解析する事で,ラチェット現象に伴う配管の形状変化をシミュレートし,ひずみ集中部の断定とその原因を考察できた. さらに Shell 要素を用い簡易化し,解析の信頼性を損なわず多種の解析を行う事ができた.

Coffin,鵜戸口,朝田らによって定義されたラチェットによる延性消耗の影響を考慮した手法を用い,疲労破壊寿命の予測を行う事で,荷重順序の変化に対し,

ラチェット変形前よりラチェット変形後に加わる荷重 が減肉部の破壊強度に影響を与える事がわかった.

4.3 では局所的減肉部を有するエルボ管について, Solid 要素及び Shell 要素を用いた弾塑性解析を行った.

4.4 では表面き裂を有する配管の低サイクル疲労き 裂進展解析を行った.解析コード ABAQUS におけるラ インスプリングモデルを用い,破壊力学パラメータ J_{max} を算出することで,き裂進展量を決定し,その評価手 順を繰り返すことで,表面き裂が進展し貫通するまで のシミュレーションを行う事が出来た.本研究で提案し たモデルを用いる事で,複雑な2次元形状のき裂に対 し,き裂進展の評価を行う事ができ,実験における破 壊サイクル数と比べ,概ね良好な結果が得ることが出 来た.

5. 配管系の動的応答に対する評価

5.1 概要

過大な地震動が配管系に入力された場合,配管系に過 大な振動応答が生じ,エルボ等の変形の集中部において 局所的な塑性変形が生じる可能性がある.配管系に局所 的な塑性変形が発生する場合,振動エネルギが消散され, 配管系の振動応答は低減することが一般的に知られてい る.

現在,日本の原子力発電プラント配管系の耐震設計で は,地震荷重により配管に生じる応力を算定し,崩壊に対 する評価である1次応力評価及び疲労評価が行われる.こ れらの評価の対象となる応力は降伏応力以上の値になる ことが許容されており,塑性変形は許容されていること となる.しかし,配管系の地震応答計算に用いる減衰比と しては,塑性変形が考慮されていない減衰比(耐震設計用 減衰定数)が用いられている.なお,この減衰比は,配管 支持具において消散されるエネルギを考慮し設定された ものである¹⁾.このように,塑性変形による振動エネルギ の消散が期待できるにも関わらず,弾性変形領域の減衰 比と同様の減衰比が用いられることは,配管系の振動応 答を過度に大きく見積もる要因となる.

前項までに示したように、平面配管系及び立体配管系 試験体に対する加振実験を行い、これらの実験において、 配管系試験体での弾塑性応答特性に関するデータを取得 することができた.ここでは、弾塑性応答における最大応 答量を予測する手法を立案し、上記実験データとの比較 によりその適用性の検討を実施している.

この弾塑性応答予測手法では、応答変位に対するエル ボでの消散エネルギの変化を、FEMを用いた静的弾塑性 解析により計算し、配管系全体の振動エネルギとの比率 として等価減衰比を推定している.この等価減衰比は、応 答変位に依存する非線形の減衰となる.一方、応答変位は 減衰比に依存する量であるため、変位依存型の減衰の基 で振動応答を予測するには収束計算が必要となる.ここ で述べる弾塑性応答予測手法では、振動応答量が減衰比 をパラメータとした多項式で近似できると仮定し、上記 収束計算の簡略化を図っている.この弾塑性応答予測手 法で算定された応答量を実験結果と比較した結果、塑性 変形による応答低減効果の傾向が再現され、実験結果よ りも保守的な応答量を算定できることがわかった.

5.2 弾塑性応答予測手法の概念

ここでの弾塑性応答予測手法は,塑性変形を伴う過大 な地震応答が発生する場合の最大応答量を予測する手法 である.現在の配管系の耐震設計においては,主に,応答 スペクトル解析(線形振動応答解析)を用いて,配管系の 最大応答量(配管系各部に生じるモーメント)を求めてい る.この最大応答量を基に配管系各部の応力を算出し,1 次応力としての評価を実施している.また,疲労評価にお いては,配管系の地震応答を詳細な時刻歴データとして 求めて評価しているのではなく,評価上安全側に設定さ れた等価繰返し回数だけ地震応答での最大応力が繰返し 生じるとして評価を実施している.このように,現行の耐 震設計では,地震応答の最大値のみを算定し,この最大応 答より算出された応力に対して強度評価が行われている.

ここで述べる弾塑性応答予測手法も、地震応答の最大 値のみを求めるものであり,配管系が塑性変形を生じる ような過大な地震応答が生じる場合の最大応答量を計算 する手法のひとつである、なお、詳細に弾塑性応答の履歴 を求めるための手法としては、FEM による非線形(材料 及び幾何学的非線形)の時刻歴応答解析が挙げられる.こ の詳細弾塑性応答解析では,配管系の全体としての弾塑 性応答挙動(塑性変形による剛性の低下及びエネルギ消 散に伴う振動応答挙動の変化)及び局所的な塑性ひずみ の履歴を把握するために、非線形はり要素(はり要素の周 方向及び軸方向に積分点を有する擬似シェル要素),シェ ル要素もしくはソリッド要素による FEM モデルを構築 し,動的な解析である直接積分法による時刻歴解析が行 われることとなる. 上記のFEMモデルを構築するには高 度な技術と時間を要する、また、モデルの積分点数が非常 に多くなり、そのモデルに対して動的な非線形(材料,幾 何学的非線形)解析を実施するため,多大な時間を要す る.このような詳細解析を,多様な形状の配管系の全ての 設計に用いることは不可能と考えられる. 以上のことを 踏まえて、実際の配管系の耐震設計に適用し得る簡易計 算手法として、本弾塑性応答手法を立案した.

弾塑性応答予測手法の手順を図5.2-1に示す.この弾塑 性応答予測手法は,大きく分けて3種類の計算より構成さ れる.これら計算の概要を以下に示す.

- Elasto-plastic analysis Modal analysis Elastic response analysis Natural frequency Dissipation energy Max. response disp Effective mass Bending angle Ratio of these values Relationship between Vibration energy and dissipation bending angle and energy of piping system dissipation energy Equivalent damping ratio Relationship between the max response displacement and the equivalent damping ratio Prediction of elastic-plastic response of piping system Relationship between the damping ratio and the max response displacement
- 配管系の中の応力集中部である配管継手(本検討では エルボ)における消散エネルギを求める.エルボ等の

- 図5.2-1 本章で提案した弾塑性応答予測法の手順
- Fig. 5.2-1 Procedure of elastic-plastic prediction method proposed in this section.

繰返し曲げ試験もしくはFEM解析により荷重変位曲線 を求め、その内部面積より消散エネルギを求める.

- ② 配管系のモード解析及び線形の振動応答解析(本検討では応答スペクトル解析)を行い,配管系の有効質量, 固有振動数,減衰比と地震応答の関係を求める.
- ③ 第3に消散エネルギと配管系全体の振動エネルギの比率から等価減衰比と応答変位の関係を求め、第2のパートにおいて求められた地震応答と減衰比の関係を組み合わせることにより弾塑性応答量を算出する。

本研究で実施したこれら3種類の計算の詳細を以降に示 す.

5.3 弾塑性応答予測手法の計算の詳細

5.3.1 消散エネルギを求めるための FEM 解析

配管系の地震応答において塑性変形が生じるのは,配 管系の中で応力が集中するエルボ,ティ,レデューサ,ノ ズルの部分と考えられる.一般的に,配管系で最大応力発 生箇所となるのは,これらの配管継手部であり,通常の直 管部において塑性変形が生じることはまれなことと考え られる.配管継手における塑性変形の消散エネルギを求

| * | | | |
|----------------|---------------------------|-------------------|---------------------------|
| Elbow Name | Outer Diameter (mm) | Thickness (mm) | Bending Radius (mm) |
| 100A SCH80 | 11/1 3 | 8.6 | 152.4 |
| 100A SCH120 | 114.5 | 11.1 | 152.4 |

表 5.3-1 エルボの仕様 Table 5.3-1 Specification of elbows.



図 5.3-1 エルボ解析モデル Fig. 5.3-1 Analysis model of an elbow.

| 表 5.3-2 | エルボ弾塑性解析の入力条件 |
|-------------|---|
| Table 5.3-2 | Input condition of elasto-plastic analysis of elbows. |

| Elbow Name | Pressure (MPa) | Amplitude of Input Disp. (mm) |
|-------------|-------------------|----------------------------------|
| 100A SCH80 | 11 | 5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40 |
| 100A SCH120 | 0 | 5, 10, 15, 20, 25,30 |

めることにより,振動応答を低減する効果,すなわち減衰 を付与する効果を求める.仮に,実際の配管系に用いられ る全ての配管継手の消散エネルギを,試験もしくはFEM 解析により計算できれば,任意の配管系全体における塑 性変形に伴う消散エネルギを算定できると考えられる.

ここでは、エルボの面内曲げによる塑性変形での消散 エネルギをFEM解析により算定した.FEM解析を実施し たエルボの仕様を表5.3-1に示す.解析の対象となったエ ルボは、本研究で加振実験が行われた平面配管系試験体 及び立体配管系試験体に使用されているエルボである. 配管系の振動モードを考慮すると、これらのエルボでの 変形は面内曲げ変形が支配的であることから、面内曲げ 負荷する弾塑性解析を実施している.

解析のモデルを図5.3-1に示す.このモデルは、エルボ の周方向を48分割、軸方向を12分割し、シェル要素によ り構成されたモデルである.エルボの端部には配管外径 の3.5倍の長さの直管を接続したモデルとなっている.面 内曲げのみを考慮することからエルボの半分をモデル化 している.この解析モデルに対して、表5.3-2に示す内圧 及び面内曲げの強制変位を負荷した.なお、この内圧は実 験で負荷した内圧を用いている.

FEM解析により得られたエルボの面内曲げによる荷重 変位曲線を図5.3-2に示す.塑性変形により消散されるエ



ネルギは、この荷重変位曲線の内部の面積として求める ことができる.入力条件である強制変位から求められる 曲げ角度と消散エネルギの関係を図5.3-3に示す.この図 に示すように、この弾塑性応答予測手法ではこの曲げ角 度と消散エネルギの関係を次式で近似することとする.

$$\Delta e = A_1 \cdot \left(\theta - A_2\right) \tag{5.3.1}$$

 A_1, A_2 :近似式の係数 Δe :エルボでの消散エネルギ θ :エルボの面内曲げの角度変位







| Elbow Name | A_1 | A_2 |
|-------------|---------|----------|
| 100A SCH80 | 1.242E5 | 2.964E-2 |
| 100A SCH120 | 1.989E5 | 2.511E-2 |

* The coefficients are calculated by using Nm as the unit of dissipation.

解析で求められた消散エネルギを上式で最小2乗法により近似した結果,表5.3-3に示す係数が得られた.

以上のように、本項では解析で負荷された曲げ角度と、 その結果として得られる支持反力から求められるモーメ ントを基に荷重変位曲線を求め、その荷重変位曲線の内 部の面積として消散エネルギが算出された.その結果、面 内曲げ角度と消散エネルギの関係が求められたこととな る.この関係は、配管系で弾塑性変形が生じる場合の減衰 効果を把握するための基礎データとなる.

5.3.2 振動モード解析

振動モード解析では振動モードの有効質量と固有振動 数を求め,(5.3.2)式により配管系全体の振動エネルギを求 める.解析モデルを図5.3-4及び図5.3-5に示す.



図 5.3-4 解析モデル(平面配管系試験体) Fig. 5.3-4 Analysis model (2D piping model).



図 5.3-5 解析モデル (立体配管系試験体) Fig. 5.3-5 Analysis model (3D piping model).

$$E = \frac{1}{2} \cdot m_{eq} \cdot \omega^2 \cdot X_{\max}^2 \qquad (5.3.2)$$

ω:固有角振動数
 E:振動エネルギ
 X_{max}:最大応答変位
 m_{eq}:有効質量

2種類の試験体の着目する振動モード(1次振動モード) における固有振動数,モード質量及び刺激係数を表5.3-4 に示す.このモード質量と加振方向に対する刺激係数よ り,その有効質量を求めることができる.以上の計算よ り,応答変位に依存する配管系全体の振動エネルギ(着目 する振動モードの振動エネルギ)を算出することができ る.

5.3.3 振動応答解析

着目する振動モードの最大変位と各エルボ面内曲げに おける曲がり角度の関係を求めるために,着目する振動 モードのみを励振する応答解析(応答スペクトル解析)を 実施する.なお,解析モデルは,前項の振動モード解析と 同一のモデルを用いている.

表5.3-5及び表5.3-6に2種類の試験体の最大応答変位 量とエルボの曲がり角度及びこれらの値の比率を示す. エルボにおける曲がり角度は,エルボ両端に接続されて いる直管部の節点の回転角度(回転変位)より算出した. 最大応答量とエルボの曲がり角度の比率は,最大応答が 発生する1サイクルにおいて塑性変形により生じる消散エ ネルギを求めるための値となる.

塑性変形が発生すると配管系の変形状況が変化するために,線形解析による上記の比率は厳密には異なる.本弾

塑性応答予測手法では、塑性変形の発生が配管系におけ る一部の継手の局所的領域で生じるとし、配管系全体の 変形状況は弾性変形とほとんど同一であるという仮定の 基に、線形の振動応答として取り扱っている.本手法は、 弾塑性変形による非線形の消散エネルギを等価線形減衰 として考慮し、線形応答解析で弾塑性応答を予測するも のである.

振動応答解析では、上記エルボ曲がり角度の比率の他 に、減衰比と応答変位の関係を求める.これは、ランダム 波入力での最大応答量を減衰比の関数として表すもので ある.線形のランダム応答は、過渡応答(自由振動)、調 和振動及び強制振動(外力)の成分の重ね合わせとして表 すことができると考え、ランダム波入力による振動応答 (最大応答量)を次の式で近似する.

$$X_{\max} = \alpha_{input} \cdot \left(\frac{B_1}{\zeta} + B_2 \cdot \exp(-B_3 \cdot \zeta) + B_4\right) \quad (5.3.3)$$

平面配管系試験及び立体配管系試験に用いた入力波 (狭帯域ランダム波)を図5.3-6及び図5.3-7に示す.こ れらのランダム波を入力した場合の応答スペクトル解析 結果を基に上記近似式での係数を定めた.試験体最大応 答変位を近似した結果及びこの近似で求められた係数を 図5.3-8及び表5.3-7に示す.なお,上式における係数は, 入力波と配管系の振動特性に依存する値であり,配管系 の振動応答における過渡応答,調和振動,強制振動成分の 比率を表す値となる.

表 5.3-4 振動特性 Table 5.3-4 Vibration characteristic

| Piping Model | Fundamental Natural Frequency (Hz) | Modal Mass M (kg) | Participation Factor in the Excitation Direction | Effective Mass m _{eq} (kg) |
|--------------|---------------------------------------|----------------------|---|--|
| 2D-A01 | 3.16 | 623 | 0.841 | 524 |
| 3D-A01 | 2.58 | 391 | 0.772 | 302 |

表 5. 3-5 エルボ曲げ角度と最大応答変位の比率(2D_A01) Table 5.3-5 Ratio of bending angle and max. response displacement (2D-A01).

| Elbow No. | $\gamma (= \theta / X_{max})$ (rad/m) |
|-----------|---------------------------------------|
| EL 1 | 0.1848 |
| EL 2 | 0.1833 |
| EL 3 | 0.1722 |

表 5. 3-6 エルボ曲げ角度と最大応答変位の比率(3D_A01) Table 5.3-6 Ratio of bending angle and max. response displacement (3D-A01).

| Elbow No. | $\gamma (= \theta / X_{max})$ (rad/m) |
|-----------|---------------------------------------|
| EL 1 | 0.1082 |
| EL 2 | 0.0888 |



図5.3-6 平面配管系試験における加振波形と応答スペクトル (入力レベル:0.1G)

Fig. 5.3-6 Excitation wave and response spectrum for 2D piping model (Input level 0.1 G).



図5.3-7 立体配管系試験における加振波形と応答スペクトル (入力レベル:0.1G)

Fig. 5.3-7 Excitation wave and response spectrum for 3D piping model (Input level 0.1 G).



図5.3-8 配管系試験体の応答値の近似(入力レベル:1m/s²) Fig. 5.3-8 Approximation of responses for piping models (Input level 1 m/s²).

| Piping model | B ₁ | B ₂ | B ₃ | B_4 |
|-----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|
| 2D-A01 | 2.145E-5 | 2.365E-2 | 1.592E1 | 3.802E-3 |
| 3D-A01 | 1.685E-4 | 2.387E-2 | 1.471E1 | 6.643E-3 |

Table 5.3-7 Coefficients of approximation of elastic response.

表5.3-7 弾性応答近似式の係数

* The coefficients are calculated by using m as the unit of maximum response displacement and m/s² as the unit of the input level.

- 64

5.3.4 等価減衰比及び最大応答量の計算

前項までに示したエルボ面内曲げでの塑性変形による 消散エネルギ及び配管系全体の振動エネルギを基に,着 目する振動モードの等価減衰比を求める.ここで用いる 消散エネルギとは,配管系の全エルボにおける消散エネ ルギの合計値である.

$$\zeta = \frac{\Delta E}{4 \cdot \pi \cdot E}$$

$$\Delta E = \sum_{i} \Delta e_{i}$$
(5.3.4)

ΔE: 配管系のエルボ面内曲げでの全消散エネルギ

- Δe_i :式(5.3.1)で計算される塑性変形が生じる エルボの消散エネルギ
- E:式(5.3.2)で計算される振動エネルギ

上式に,式(5.3.1)及び(5.3.2)を上式に代入することに よって,下式のとおり配管系の減衰比を応答変位の関数 として表すことができる.ここでの添え字*i*は,塑性変形 が生じ消散エネルギ計算の対象となる各エルボの番号を 示している.

$$\zeta = \frac{\sum_{i} A_{1i} \cdot (\gamma_{i} \cdot X_{\max} - A_{2i})}{2 \cdot \pi \cdot m_{eq} \cdot \omega^{2} \cdot X_{\max}^{2}} = \frac{\sum_{i} C_{1} \cdot X_{\max} - C_{2}}{2 \cdot \pi \cdot m_{eq} \cdot \omega^{2} \cdot X_{\max}^{2}} \begin{bmatrix} C_{1} = \sum_{i} A_{1i} \cdot \gamma_{i}, & C_{2} = \sum_{i} A_{1i} \cdot A_{2i} \end{bmatrix}$$

$$(5.3.5)$$

- γ_i:各エルボでの曲がり角度と配管系の 最大応答変位の比率
- ω:固有角振動数
- X_{max}:配管系の最大応答変位量
- A, A, : エルボ消散エネルギ近似式の係数
- C1, C2: エルボ消散エネルギ近似式の係数
- m.,:有効質量

以上の消散エネルギ及び最大応答量に関わる定式化から、弾塑性応答を予測するための以下の連立方程式が得られた.このX_{max}及びくに関する連立方程式は、非線形の方程式であり、直接解を導出することは困難であることから、数値計算によりこの連立方程式を満足する解を求めることとなる.具体的には、減衰比くをパラメータとした収束計算を実施し、連立方程式を満足するX_{max}及びくを求めている.

$$\begin{cases} X_{\max} = \alpha_{input} \cdot \left(\frac{B_1}{\zeta} + B_2 \cdot \exp(-B_3 \cdot \zeta) + B_4\right) \\ \zeta = \frac{\sum_{i} C_1 \cdot X_{\max} - C_2}{2 \cdot \pi \cdot m_{eq} \cdot \omega^2 \cdot X_{\max}^2} \end{cases}$$
(5.3.6)

この収束計算は、弾塑性応答における等価減衰比と最 大応答量の関係を満足する値を数値計算で求めるもので ある.応答が大きくなると塑性変形による等価減衰比は 増大する.逆に、減衰比が大きくなると応答量は小さくな る.そのため、これら2種類の関係は必ず1点で交差する 収束値があり、比較的安定した収束計算となる.ちなみに 著者は、Microsoft Excelのソルバー機能を利用してこの収 束計算を実施し、容易に収束値を求めることができた.

5.4 弾塑性応答予測結果

前項に示した弾塑性応答予測手法を用いて平面配管系 試験体及び立体配管系試験体における応答量の予測を実施した.各試験体における最大応答変位量予測結果を図 5.4-1に試験結果と合わせて示す.また,最大応答量予測 の際に得られた各試験体の等価減衰比を図5.4-2に示す. これらの図に示すように,本弾塑性応答予測手法で求められた最大応答変位量の入力レベルに対する変化の傾向 を良く再現できていることがわかる.また,最大応答変位 量の予測結果は,実験結果よりも大きな値となっている. この原因としては以下のことが挙げられる.

- ① エルボ面内曲げ荷重変位特性から求めたエルボでの消 散エネルギが、実際のものよりも小さくなっている. これは、荷重変位特性における塑性領域の剛性が小さいことにより生じる計算誤差で、エルボでの静的弾塑 性解析において用いる応力一ひずみ関係(バイリニアでの近似)での2次勾配に依存する.2次勾配を大きく とることにより、エルボ面内曲げの角度と消散エネル ギの関係における消散エネルギの増加割合が大きくなり、より実験結果に近い予測値が得られると考えられる.
- ② 配管系において塑性変形するような応答状態では,配管系全体の変形形状が弾性域での変形形状から変化していると考えられる.具体的には,エルボでの塑性変形が生じた場合,ここでの見かけの剛性が低下することから,配管系全体としての変形のバランスが変化し,弾性域の変形のバランスとは変わってくる.すなわち,塑性変形が生じているエルボ部分に更に変形が集中するような現象である.これによって,配管系の最大応答変位量に対する各エルボでの曲がり角度の比率が変わってくる.エルボへの変形の集中は,消散エネルギの増大させることから,本予測手法においてこの効果を加味できればより実験値に近い応答量を予測できると考えられる.

応答予測結果と実験結果の乖離の要因としては以上の ことが考えられるが,逆に言えば,現在の予測手法を上記 の項目に関して修正を加えることによって,より正確な 弾塑性応答予測が可能になると考えられる.更に,上記② の要因を解決することができれば,配管系全体の中での 変形のバランス変化が考慮された応答量の予測ができる と同時に,エルボ等の配管要素に対する詳細強度評価へ の入力条件を,上記変形の集中を考慮した条件として算 定できる.すなわち,本予測手法により配管系全体として の弾塑性応答を予測した後,配管系各部分での詳細強度 評価が可能になると考えられる.これらのことについて は,配管系の弾塑性応答評価から詳細強度評価を行う手 法として,今後,検討していく必要がある.





6. まとめ

高経年化に伴う構造劣化が発生した配管系を対象とし た動的破壊実験を行った.また,実験で得られたデータを 使用して種々の解析を実施した.得られた主な知見を以 下に示す.

- (1) 配管要素の破損挙動
 - 各劣化形状および内圧、入力変位条件に対して 破損形態および破損寿命を実験的に把握した. その結果、減肉配管では減肉量と内圧の条件に よって異なる破損形態を示すことがわかった. また、自然き裂である SCC に対して載荷実験を 行い、人工き裂である EDM き裂との貫通寿命の 違いを得た.
 - 2) EDM き裂付き配管のSEM による破面観察結果から、き裂貫通までに要した繰り返し数のほとんどはき裂の伝播に費やされていることがわかった.また、破面解析から得られたき裂伝播速度は、既往の研究で得られている da/dN ΔK 関係と良く一致した.
 - 3) 直管減肉配管をソリッド要素を用いてモデル化 し、解析コードABAQUSを使用して解析を実施 した.この解析により、実験で得られた外径変化 や荷重変形特性を精度良く再現できた.また、解 析結果から、ラチェットなどによる減肉部分の 局所変形と曲げによる全体変形が重畳してひず み集中部が発生すると破損メカニズムが明らか になった.
 - 4) 配管系試験で使用したエルボ部分をソリッド要素を使用してモデル化し、ABAQUSを使用して 解析を実施した.解析結果より、エルボ部についてもラチェット現象と局所曲げが重畳し、歪み集中部の発生する現象が起きることがわかった.
 - 5) 直管減肉およびエルボ減肉配管ともに、シェル 要素を使用して解析の簡素化を行い、ソリッド 要素モデルによる結果と比較して十分な解析精 度を有していることを確認した.これらのモデ ルは今後、減肉形状と破損寿命の定量評価に必 要な多種のパラメータ解析を実施する際に有用 である.
 - 6) ABAQUSにおけるラインスプリングモデルを使用して破壊力学パラメータJ_{max}を算出し,繰り返し計算を行ってき裂進展量を評価した.このモデルを使用することで,複雑な2次元形状のき裂に対し効率的かつ精度良い破損評価ができる.
- (2) 配管系の破損挙動および振動特性
 - 減肉またはき裂を有する基本的な形状の配管系 に対して振動台を用いた振動実験を行い、劣化 がある配管系の弾塑性応答性状、損傷位置及び 損傷形態、破損寿命を実験的に把握した.その結 果、減肉がある配管系の破損形態は、負荷荷重の

大きいエルボ部分における軸方向疲労き裂の発 生,貫通であった.全周き裂のある配管系では肉 厚方向へのき裂貫通後,後続の地震応答数サイ クルにより全周破断に至ったが,SCCを模擬し たEDMき裂を持つ配管系では,10回を超える弾 塑性レベルの加振でもき裂は貫通しなかった.

- 2) 減肉の存在により配管系の剛性が低下し、固有振動数の低下や応答変位量の増加といった影響が現れた.この影響の程度は減肉の程度に関係していた.一方、き裂の存在は配管系の振動特性にほとんど影響を与えなかった.
- 3) 塑性変形による振動エネルギの消散を考慮に入れた弾塑性応答変位の簡易予測手法を提案した. この予測手法により,塑性変形による応答低減効果を考慮に入れ,実験結果よりも保守的な応答量を予測できる.

7. あとがき

本報告書で扱った原子力安全研究「機器・配管系の経 年変化に伴う耐震安全裕度評価手法の研究」は、平成8年 度から平成12年度までの5ヶ年計画で実施した.平成13 年度以降は、平成17年度までの5ヶ年計画で、対象とする 劣化条件を減肉に限定し、「地震荷重を受ける減肉配管の 破壊過程解明に関する研究」を実施することが決定した. この研究課題の中では、エルボ減肉の要素試験や部分減 肉の導入など、これまでに取り扱っていない条件で試験 を実施し、破損挙動や限界強度について実験的に結果を 蓄積するとともに、本報告書で述べた解析モデル等を利 用して減肉配管の破損挙動に影響を与える要因の定量的 評価を行う.さらにそれらの結果を配管系の地震応答下 における破損評価に反映し、耐震安全性評価における経 年劣化部分の取り扱いについて評価手法を示すことを目 標としている.

<謝辞>

本研究の実施にあたり, AP委員会委員各位から貴重な ご助言をいただきました.また,柴田碧東京大学名誉教授 には,研究全体の計画から実験実施,とりまとめに至るま で数々のご指導をいただきました.実験の実施にあたっ ては,防災科学技術研究所の飯田晴男氏,石川島播磨重工 業の相田重一氏,石川島検査計測の内田弘氏のご協力を いただきました.

破面解析に際しては物質・材料研究機構の松岡三郎博 士,竹内悦男博士に多大なご指導とご助言をいただきま した.また,第4章で述べた解析の実施には,横浜国立大 学白鳥研究室の唐澤巧氏(現日本発条㈱),矢倉武蔵氏 (現ダイハツ工業㈱),越智洋次氏に多くのご協力をいた だきました.ここに記して感謝の意を表します.

<参考文献>

- 第1章
- 通商産業省資源エネルギー庁(1999):電気事業者の 原子力発電所高経年化の評価及び今後の高経年化に関 する具体的取り組みについて.
- 日本原子力研究所(1993):配管信頼性実証試験技術 報告書. JAERI-M 93-076.
- 宮園昭八郎,植田脩三,柴田勝之,磯崎敏邦,鬼沢 邦雄,中城憲行,栗原良一,橋口一生,加藤潔(1987): サリー原子力発電所の配管破断事故.日本原子力学会 誌,29-11,952-969.
- Schmidt, R.A., Wilkowski, G.M., Mayfield, M.E. (1991): The International Piping Integrity Research Group (IPIRG) Program: An Overview. SMIRT 11, G, 177-188.
- Miura, N., Fujioka, T., Kashima, K., Kanno, S., Hayashi, M., Ishiwata, M., and Gotoh, N. (1994) : Low cycle fatigue and ductile fracture for Japanese carbon steel piping under dynamic loadings. Nuclear Engineering and Design, **153**, 57-69.
- 6) 長谷川邦夫,菅野智,平野明彦,石渡雅幸,後藤伸穂(1991):軸力を受ける炭素鋼配管のエロージョンによる局部減肉の許容基準.日本機械学会論文集(A編),57-539,6-10.
- Miyazaki, K., Kanno, S., Ishiwata, M., Hasegawa, K., Ahn, S.H., and Ando, K. (1999) : Fracture behavior of carbon steel pipe with local wall thinning subjected to bending load. Nuclear Engineering and Design, **191**, 195-204.
- 8) 安碩煥,安藤柱,石渡雅幸,長谷川邦夫(1998):減 肉部を有する配管が曲げ荷重を受けたときの塑性崩壊 挙動と減肉の許容限界(第1報,減肉部を有する配管 の曲げ強度と破壊挙動). 圧力技術, 36-4, 33-41.
- 9) (財)原子力発電技術機構(2001):平成12年度 原子力発電施設耐震信頼性実証試験に関する報告書 その3 減肉配管耐震実証試験.
- 日本電気協会(1973,1974,1975):地震時における原子 力施設の限界設計に関する試験研究 成果報告書(昭 和46年度,昭和47年度,昭和48年度).
- 11) 遠藤六郎,横田博,小野悟,古川真一,藤若立也 (1999):原子力発電所の配管耐震設計基準の合理化研 究(その1)(その2).日本機械学会1999年度年次 大会講演論文集,Ⅲ,407-410.
- 12) 鈴木謙一,阿部浩,佐々木陽一,石渡雅幸,鈴木浩平 (1999):配管系終局強度耐震実証試験(全体計画). 日本機械学会1999年度年次大会講演論文集,Ⅲ, 411-412.

- Jaquay, K. (1998): Seismic Analysis of Piping Final Program Report. NUREG/CR-5361.
- Gerry C. Slagis (2000) : Assessment of Piping Seismic Response. ASME PVP-402-1, 49-55.
- 15) Touboul, F., Blay, N., and Lacire, M.H. (1999) : Experimental, Analytical, and Regulatory Evaluation of Seismic Behavior of Piping Systems. Transactions of the ASME, **121**, 388-392.
- 16) 原子力安全委員会(1996):原子力施設等安全研究年 次計画(平成8年度~平成12年度).

第2章

- Otani, A., Kobayashi, H., Ogawa, N., Nakamura, I. and Shiratori, M. (1999) : Strength of Locally Thinned Piping Subjected to Cyclic Loading. ASME PVP-**387**, 55-62.
- Nakamura, I., Ogawa, N., Otani, A., Kobayashi, H., and Shiratori, M. (1999) : Dynamic Collapse Test of Cracked Pipes. 15th SMiRT, IX, 69-76
- 中村いずみ、小川信行、大谷章仁、小林博栄、白鳥 正樹(1999):構造的劣化部を有する配管系の動的破 壊実験.日本機械学会1999年度年次大会講演論文集、 Ⅲ,413-414.
- Nakamura, I., Ogawa, N., Otani, A. and Shiratori, M. (2000)
 : An Experimental Study on Dynamic Behavior of Piping Systems with Local Degradation. ASME PVP-403-1, 15-22.
- 第3章
- Otani, A., Kobayashi, H., Ogawa, N., Nakamura, I. and Shiratori, M. (1999) : Strength of Locally Thinned Piping Subjected to Cyclic Loading. ASME PVP-**387**, 55-62.
- Nakamura, I., Ogawa, N., Otani, A., Kobayashi, H., and Shiratori, M. (1999) : Dynamic Collapse Test of Cracked Pipes. 15th SMiRT, **IX**, 69-76.
- Nakamura, I., Ogawa, N., Otani, A. and Shiratori, M. (2000)
 : An Experimental Study on Dynamic Behavior of Piping Systems with Local Degradation. ASME PVP- 403-1, 15-22.
- 4) 中村いずみ、小川信行、大谷章仁、白鳥正樹(2001): 地震荷重を受けるき裂付き配管の破面解析.日本機械 学会 2001 年度年次大会講演論文集、Ⅰ,427-428.
- Sasaki, E., Ohta, A., and Kosuge, M. (1977) : Fatigue Crack Propagation Rate and Stress Intensity Threshold Level of Several Structural Materials at Varying stress Ratios (-1~ 0.8). Transactions of National Research Institute for Metals, 19 - 4, 183-199.

第4章

- Otani, A., Nakamura, I., Ogawa, N. and Shiratori, M. (2000)
 : The Damping Characteristics of Piping with Plastic Deformation. ASME PVP- 402-1, 23-28.
- (財)原子力発電技術機構(2000):平成11年度 原子力発電施設耐震信頼性実証試験に関する報告書 その3 配管系終局強度耐震実証試験.
- 3) 日本機械学会(1983):金属材料疲労強度の設計資料 IV 低サイクル疲労強度.
- Namaizawa, J., Ueno, K, Ishikawa, A., and Asada, Y. (1993)
 : Life Prediction Technique for Ratcheting Fatigue. ASME PVP-266, 3-11.
- 5) Iwasaki, K., Shimakawa, T., Nakamura, K., Takahashi, H., Uno, T., and Watashi, K. (1991) : Application of Simplified J-Estimation Methods to Surface Cracked Structures under Creep-Fatigue Loadings. 11th SMiRT, IX, 217-222.
- 三浦直樹,藤岡照高,鹿島光一,宮崎克雅,菅野智, 石渡雅幸(1997):き裂を有する配管の動的破壊評価 法の開発.電力中央研究書報告,**T47**.

- (財)電力中央研究所(1994):高速炉機器への非弾 性破壊力学の適用に関する指針(案).発電用新型炉 技術確証試験調査報告書.
- 8) CRIEPI (1997) : Drafts for Standard about Application of Nonlinear Fracture Mechanics to Fast Breeder Nuclear Reactor Components. Report of the Research Committee on Technology Assurance Testing of New Type Electricity Generating Reactor, CRIEPI.
- 9) Shibata, K. : Private communication. Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI).

第5章

 Shibata, H., Makiguchi, M., Ito, A., Ichihashi, I., Hirose, J., Kajimura, Y., Niino, Y., Hayashi, T., Chiba, T. (1983) : A DAMPING CHARACTERISTICS OF PIPING SYSTEMS IN NUCLEAR POWER PLANTS. ASME PVP-73, 151-178.

(原稿受理 : 2001年9月6日)

<関連発表論文>

- 小川信行,御子柴正(1998):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.平成8年度国 立機関原子力試験研究成果報告書(第37集), 9-1-9-4.
- 中村いずみ,小川信行,御子柴正(1999):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. 平成9年度国立機関原子力試験研究成果報告書(第38 集),9-1-9-4.
- Otani, A., Hiroe, K., Ogawa, N., Nakamura, I. and Shiratori, M. (1999) : Strength of Locally Thinned Piping Subjected to Cyclic Loading. ASME PVP- 387, 55-62.
- Otani, A., Hiroe, K., Ogawa, N., Nakamura, I. and Shiratori, M. (1999) : A Study on the Strength of Locally Thinned Wall Pipes Subjected to Cyclic Loading. 15th SMiRT, IX, 137-144.
- Nakamura, I., Ogawa, N., Otani, A., Hiroe, K., and Shiratori, M. (1999) : Dynamic Collapse Test of Cracked Pipes. 15th SMiRT, IX, 69-76.
- 6) 中村いずみ,小川信行,大谷章仁,小林博栄,白鳥 正樹(1999):構造的劣化部を有する配管系の動的破 壊実験.日本機械学会1999年度年次大会講演論文集, Ⅲ,413-414.
- 7) 大谷章仁,小川信行,中村いずみ,白鳥正樹(1999): 繰り返し曲げを受ける減肉配管の強度に関する研究. 日本機械学会1999年度年次大会講演論文集,I,145-146.
- 6) 白鳥正樹, 于強, 唐澤巧, 矢倉武蔵(1999): 表面き 裂を有する配管の低サイクル疲労き裂進展解析.日本 機械学会1999年度年次大会講演論文集, I, 139-140.
- 9) 中村いずみ、小川信行、御子柴正(2000):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. 平成10年度国立機関原子力試験研究成果報告書(第 39集)、9-1-9-4.
- 10) 大谷章仁,中村いずみ,小川信行,白鳥正樹(2000): 減肉配管4点曲げ試験での内外面ひずみに関する考察.日本機械学会材料力学部門分科会・研究会合同シンポジウム講演論文集,209-214.
- 11) Nakamura, I., Ogawa, N., Otani, A. and Shiratori, M. (2000)
 : An Experimental Study on Dynamic Behavior of Piping Systems with Local Degradation. ASME PVP- 403-1, 15 - 22.

- 12) Otani, A., Nakamura, I., Ogawa, N. and Shiratori, M. (2000)
 : The Damping Characteristics of Piping with Plastic Deformation. ASME PVP- 402-1, 23 28.
- 13) Shiratori, M., Yakura, M., Karasawa, T., Nakamura, I. and Otani, A. (2000) : Failure Analysis of Degraded Piping Against Seismic Loading. ASME PVP- 402-1, 37 – 48.
- 14) 中村いずみ、小川信行、大谷章仁、安藤柱(2000): ランダム入力に対するき裂付き配管の疲労寿命評価. 日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集,391-392.
- 15) 矢倉武蔵,白鳥正樹,小笠原永久,中村いずみ,大谷 章仁(2000):局所的減肉部を有する配管の低サイク ル疲労評価,日本機械学会材料力学部門講演会講演論 文集,393-394.
- 16) 中村いずみ、小川信行、御子柴正(2001):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. 平成11年度国立機関原子力試験研究成果報告書(第 40集), 9-1-9-4.
- 17) 白鳥正樹, 矢倉武蔵, 小笠原永久, 中村いずみ, 大谷 章仁(2001):局所的減肉部を有する配管の耐震裕度 評価に関する解析的研究. 日本機械学会論文集(A 編), 67-654, 209-215.
- 18) Otani, A., Nakamura, I., Ogawa, N. and Shiratori, M. (2001)
 : The Damping Characteristics of Piping with Plastic Deformation, Part2. ASME PVP- 428-1, 21 29.
- 19) 白鳥正樹, 越智洋次, 唐澤巧, 大谷章仁, 中村いずみ (2001):表面き裂を有する配管の低サイクル疲労き裂 進展解析. 日本機械学会材料力学部門講演会講演論文 集, 297-298.
- 20) 中村いずみ,小川信行,大谷章仁,白鳥正樹(2001): 地震荷重を受けるき裂付き配管の破面解析.日本機械 学会 2001 年度年次大会講演論文集,I,427-428.
- 21) Shiratori, M., Ochi, Y., Karasawa, T., Nakamura, I. and Otani, A. (2001) : Low Cycle Crack Growth Analysis for the Piping with a Surface Crack. Proc. of APCFS & ATEM '01, Sendai (to be published).

要 旨

高経年化に伴い構造劣化が発生した配管系の地震時における挙動を明らかにするために,直管を使用した繰り返し4点曲げ試験と 配管系試験体を使用した振動台実験を実施した.本研究では劣化形状として減肉またはき裂を使用した.これらの実験を通じて,い くつかの荷重条件及び劣化条件下における経年劣化配管の損傷挙動が把握できた.

これらの実験結果に対し,解析コード ABAQUS を使用して減肉またはき裂を有する配管要素の弾塑性解析を実施した.解析では実 験で得られた損傷挙動を再現し,破壊に至る原因を考察することができた.また,塑性変形による振動エネルギの消散を考慮に入れ た弾塑性応答変位の簡易予測手法を考案し,実験結果よりも保守的な応答量の予測を可能とした.

キーワード:経年劣化,配管,き裂,減肉,振動台実験,破損形態,有限要素法解析,簡易弾塑性応答予測法

<添付 1> 「機器・配管系の経年変化に伴う耐震安全裕度評価手法の研究」実験実施委員会 名簿

| 委員長 | 白鳥 | 正樹 | 横浜国立大学工学部生産工学科 教授 |
|-----|-----|----------|-----------------------------|
| | 安藤 | 柱 | 横浜国立大学工学部物質工学科 教授 |
| | 高田 | <u> </u> | 横浜国立大学大学院工学研究科機械システム管理工学 教授 |
| | 奥田 | 洋司 | 横浜国立大学工学部生産工学科 助教授 |
| | 于 | 強 | 横浜国立大学工学部生産工学科 助教授 |
| | | | (平成11年7月まで) |
| | 小笠原 | 亰 永久 | 防衛大学校システム工学群機械工学科強度設計講座 助手 |
| | | | (平成10年7月から) |
| | 小川 | 信行 | 防災科学技術研究所総合防災研究部門 総括主任研究員 |
| | 中村 | いずみ | 防災科学技術研究所総合防災研究部門 研究員 |
| | 柴田 | 勝之 | 日本原子力研究所東海研究所地震情報伝達研究 |
| | | | 特別チームリーダー・次長 |
| | 鹿島 | 光一 | 電力中央研究所金属材料部 部長 |
| | 三浦 | 直樹 | 電力中央研究所金属材料部 主任研究員 |
| | | | (平成11年10月から) |
| | 高橋 | 祐治 | 東京電力(株)原子力技術部 課長 |
| | | | (平成11年1月まで) |
| | 福田 | 俊彦 | 東京電力(株)原子力技術部 課長 |
| | | | (平成11年10月から) |
| | 佐藤 | 隆 | 東京電力(株)原子力技術部 副長 |
| | | | (平成12年7月から) |
| | 長澤 | 和幸 | 東京電力(株)原子力技術部 主任 |
| | | | (平成11年7月から平成11年10月まで) |
| | 白井 | 英士 | 関西電力(株)原子力火力本部原子力安全技術課 課長 |
| | 石渡 | 雅幸 | (株)日立製作所日立工場原子力プラント建設部 主任技師 |
| | 小島 | 信之 | 三菱重工(株)原子力事業本部軽水炉プラント技術部 |
| | 中島 | 政隆 | (株)東芝原子力機器設計部 主查 |
| | 岡本 | 旦夫 | 石川島播磨重工(株)原子力総合設計部 部長 |
| | 小林 | 博栄 | 石川島播磨重工(株)原子力総合設計部 課長 |
| | 三枝 | 努 | 石川島播磨重工(株)原子力容器設計部 課長 |
| | 大谷 | 章仁 | 石川島播磨重工(株)原子力第1プラント設計部 |
| | | | (平成11年1月から) |

(役職は委員就任当時、敬称略)
<添付2> 実験結果等カラー図版

(本文 P17~P24) <要素試験>



Fig. A-1 Initial shape of SCC in SCC specimens.

図 A-1 SCC 試験体の初期 SCC き裂

(a) Initial SCC in SC01.





(c) Initial SCC in SC07.

(d) Initial SCC in SC08.



図 A-2 初期 SCC き裂からの貫通 (SC01) Fig. A-2 Crack penetration from initial SCC (SC01).



全周破断の状況(EM02,全周EDMき裂付き試験体) 図 A-3 Fig. A-3 Full circumferential break (EM02, with full circumferential EDM notch).



Ratchet deformation

Circumferential crack

図 A-4 ラチェットによる減肉部分の変形(EC05,内圧あり50%減肉試験体) Fig. A-4 Deformation at thinned wall part caused by ratchet (EC05, 50% thinned wall with internal pressure).



Buckling deformation

Circumferential crack

図 A-5 減肉部分での局部座屈変形(EC06,内圧なし50%減肉試験体) Fig. A-5 Buckling deformation at thinned wall part (EC06, 50% thinned wall without internal pressure).



図 A-6 周方向及び軸方向き裂とラチェット変形(EC07,内圧あり75%減肉試験体)

Fig. A-6 Circumferential and longitudinal cracks and ratchet deformation (EC07, 75% thinned wall with internal pressure).



図 A-7 140mm 入力時の EA01 の変形

Fig. A-7 Deformation of EA01 at 140mm input displacement.



Crack

図 A-8 溶接線脇でのき裂貫通(EA02, 健全試験体) Fig. A-8 Crack penetration at welding line (EA02, no defect).

< 平面配管系試験 > (本文 P25~P30)







2D_B01 におけるアンカ近傍での破損 図 A-9 Fig. A-9 Unexpected break of pipe near an anchor on the test of 2D_B01.





図 A-10 エルボ2 でのき裂貫通(2D_B01) Fig. A-10 Penetration of crack on Elbow2 of 2D_B01.



図 A-11 2D_B01 における減肉部分の膨らみ Fig. A-11 Bulge of thinned wall part of 2D_B01.





(a) Crack on side inner surface of Elbow1.



(b) Crack on side inner surface of Elbow2.



(c) No crack on thinned wall straight pipe part.
図 A-12 2D_B01の浸透探傷試験結果
Fig. A-12 Penetration test results of 2D_B01.





(a) Crack on side inner surface of Elbow1.





(b) Small crack on side inner surface of Elbow2.

図 A-14 2D_C01 の浸透探傷試験結果 Fig. A-14 Penetration test results of 2D_C01.

図 A-13 エルボ1(減肉エルボ)におけるき裂貫通(2D_C01) Fig. A-13 Penetration of crack on Elbow1 (thinned wall elbow) of 2D_C01.



図 A-15 エルボ1における疲労き裂(3D_A01) Fig. A-15 Fatigue crack at Elbow1, 3D_A01.



(a) Crack penetration occurred at Elbow1. during 1850Gal_#03 excitation.



(b) Fatigue crack at Elbow1.

図 A-16 3D_C01 の破損形態 Fig. A-16 Failure mode of 3D_C01.







(b) S043 side.

3D_C02 エルボ1で確認されたき裂貫通前の配管表面の変化(1850Gal, 1回目の加振後) 図 A-17 Fig. A-17 Pipe surface deformation before crack penetration at Elbow1, 3D_C02 (after 1850Gal_#01 excitation test).



(a) S047 side.



(b) S043 side.

図 A-18 エルボ1における疲労き裂(3D_C02) Fig. A-18 Fatigue crack at Elbow1, 3D_C02.



 (a) Crack penetration occurred at Elbow2. during 1850Gal_#01 excitation.



(b) Leak of water at Elbow2.





- 図 A-20 3D_D02 において EDM き裂からのき裂貫通前に配管表面で確認された筋(1850Gal, 1回目の加振後)
- $\label{eq:Fig.A-20} Fig. \ A-20 \qquad A \ line \ on \ the \ pipe \ surface \ before \ crack \ penetration \ at \ EDM \ notch, \ 3D_D02 \ \ (after \ 1850Gal_\#02 \ excitation \ test).$



図 A-21 1850Gal 2回目の加振中におけるき裂貫通の状況 Fig. A-21 Crack penetration occurred at EDM notch during 1850Gal_#02 excitation test.



(a) View from the front.



Broken point

(b) View from the excitation direction.

図 A-22 3D_D02 の破損状況

— 77 —

Fig. A-22 Failure mode of 3D_D02.

<詳細解析結果> (本文 P36~ P59)



図 A-23 各試験体の Dd-Df 線図 Fig. A-23 Relation between Dd and Df.



(a) 3D_A01.

(b) 3D_C01.

