

水素・酸素混合ガスの爆轟に対する  
鋼製配管の健全性評価手法に関する  
研究

根布 景



## 目次

### 第1章 緒論

1.1 研究の背景	1
1.2 従来の研究動向とその問題点	4
1.3 本研究の目的と構成	5

### 第2章 炭素鋼および低合金鋼の高ひずみ速度条件における機械的特性

2.1 緒言	9
2.2 試験方法	9
2.3 試験結果および考察	14
2.3.1 降伏応力および引張強さに及ぼすひずみ速度，温度および材質の影響	16
2.3.2 破断伸びおよび絞りに及ぼすひずみ速度，温度および材質の影響	17
2.3.3 破断試験片の観察	18
2.4 結言	19

### 第3章 爆轟による炭素鋼配管の破断強度

3.1 緒言	21
3.2 試験方法および試験体形状	22
3.2.1 試験方法	22
3.2.2 試験体の形状	23
3.3 試験結果	27
3.3.1 単純直管破壊試験の結果（試験体 K-1）	27
3.3.2 閉止直管破壊試験の結果（試験体 K-2）	34
3.3.3 エルボ破壊試験の結果（試験体 K-3）	38
3.3.4 エルボ塑性変形試験の結果（試験体 K-4）	44
3.4 結言	45

### 第4章 爆轟圧力を受ける炭素鋼配管の変形評価解析

4.1 緒言	49
4.2 数値流体解析による爆轟圧力解析	50
4.2.1 解析方法	50
4.2.2 解析結果	51
4.3 動的弾塑性有限要素法による構造解析	57
4.3.1 解析方法	57
4.3.2 配管強度試験結果との比較	63

4.4 結言 .....	69
<b>第5章 爆轟圧力下での炭素鋼鋼管の破断ひずみの予測</b>	
5.1 緒言 .....	73
5.2 構造解析による炭素鋼配管破断試験のひずみ履歴予測 .....	74
5.2.1 解析方法 .....	74
5.2.2 解析結果 .....	77
5.3 配管破断ひずみに基づいたひずみ基準クライテリアの提案 .....	79
5.4 結言 .....	83
<b>第6章 結論</b> .....	85
6.1 本研究の結論 .....	85
6.2 今後の研究課題と展望 .....	88
各章に対する発表論文 .....	89
謝辞 .....	91
付録 .....	93

# 第 1 章 緒 論

## 1.1 研究の背景

沸騰水型原子炉（BWR（Boiling Water Reactor））の主蒸気には，放射線分解により生じた水素と酸素がわずかに含まれる．圧力容器や熱交換器においては，水素と酸素の混合ガス（以下，単に混合ガスと称する）の蓄積を防止するために再結合器やベント系を設置する対策が取られていた．しかし，2001 年 11 月，中部電力浜岡原子力発電所 1 号機において，余熱除去系配管に蓄積した混合ガスの燃焼による炭素鋼管の破壊事故が発生した<sup>1)</sup>．破断した配管の写真を Fig. 1-1 に示す．また，2001 年 12 月には，ドイツ，ハンブルグ電力のブルンスビュッテル原子力発電所の原子炉圧力容器ヘッドスプレイ系においても同種の配管破壊事故が発生した<sup>2)</sup>．これらの事象を受け，配管系に対する混合ガス燃焼防止対策の必要性が認識された．



Fig. 1-1 A photograph of the ruptured pipe due to detonation of accumulated  $H_2$  and  $O_2$  at Hamaoka-1 nuclear power plant<sup>1)</sup>

事故後の調査によって明らかになった本事象のプロセスを示す．プロセスの概略を Fig. 1-2 に示す．まず，原子炉内の放射線分解により水素と酸素の混合ガスを含んだ主蒸気が，主要な母管を通り枝管に流れ込む．このとき，上向きの行き止まり配管では，混合ガスを含む主蒸気は滞留し，周囲環境温度によって冷却される．この結果，水蒸気のみが凝縮し，非凝縮性である水素と酸素は枝管内に蓄積される．主蒸気の流れによって混合ガスがさらに供給され，混合ガスの濃縮が時間とともに進展する．着火原因は弁開閉による高温蒸気流入と貴金属の触媒効果と推定されており，この結果，混合ガスが爆轟に至ったものと考えられている<sup>1)</sup>．

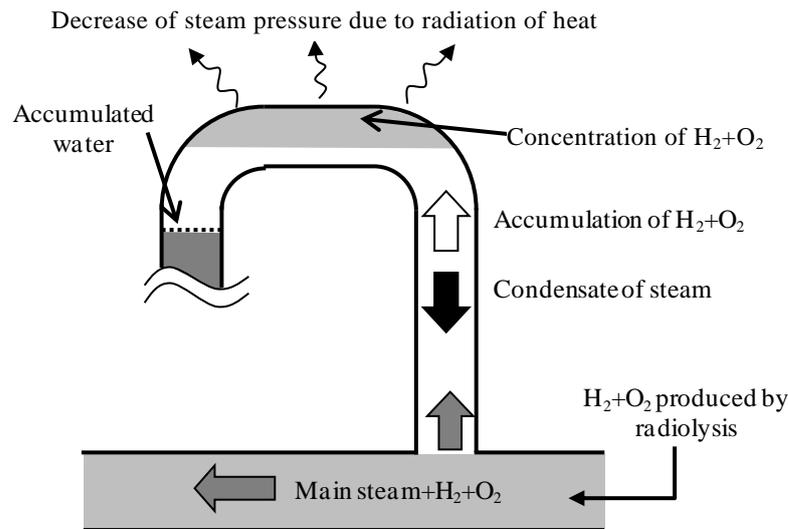


Fig. 1-2 Process of accumulation of radiolytic H<sub>2</sub> and O<sub>2</sub> at Hamaoka-1 nuclear power plant<sup>1)</sup>

爆轟は、衝撃波を伴う激しい燃焼現象である。燃焼反応面と衝撃波面が一体となって伝播し、その衝撃波は反応熱からエネルギーを供給されるために減衰することなく維持される。爆轟は瞬時に大きな圧力上昇を伴うことが特徴である<sup>3)</sup>。

直管内を伝播する典型的な爆轟圧力の波形の例を Fig. 1-3 に示す<sup>4)</sup>。図の横軸では爆轟波到達時点を 0 ms としている。爆轟波の進展速度は音速を超えるため、爆轟波が到達する以前の気体の圧力は、初期状態のまま、爆轟波が到達することにより、ほぼ瞬時に圧力がピーク圧力まで到達することがわかる。ピーク圧力は Chapman-Jouguet の条件によりほぼ予測可能である<sup>5)</sup> (以下、Chapman-Jouguet 条件により予測されるピーク圧力を C-J 圧力;  $P_{cj}$  と称する)。上記浜岡原子力発電所 1 号機の破断配管の温度条件では、 $P_{cj}$  は初期圧力の 20-25 倍に達すると予測されている<sup>6)</sup>。また、波頭以降の希薄波は、 $P_{cj}$  から徐々に減衰する。このように、瞬時に過大な圧力が発生するため、万が一、配管内で爆轟が生じた場合に、配管が圧力バウンダリを保つことができるか否かを事前に評価することは、プラントの健全性予測の観点から強く望まれることである。

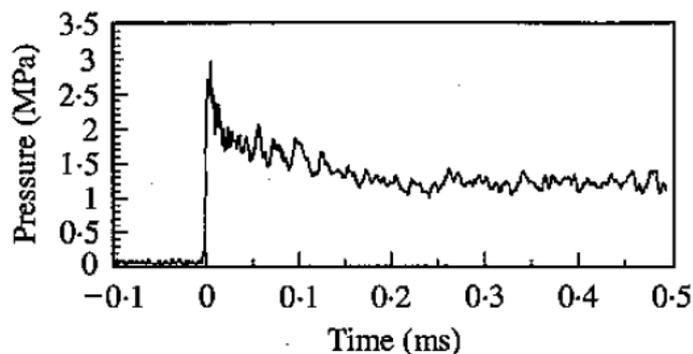


Fig. 1-3 A typical experimental pressure-time history of detonation propagating longitudinally in a tube<sup>4)</sup>

水素・酸素の爆轟による配管破損は、上記の浜岡原子力発電所における例が国内初の事例であり、世界でもきわめて稀な事象である。したがって、原子力分野においてガスの爆轟に対する配管構造健全性を評価した例はこれまでに無かった。

原子力プラントの運転条件下で混合ガスが爆轟した場合に生じるピーク圧力は、上述のように、運転圧力の25倍に達する可能性がある<sup>6)</sup>。原子力プラントの配管設計は、通常運転時は弾性設計を基本としている<sup>7)</sup>が、爆轟圧力は非常に高いことから、配管に塑性変形が生じる可能性があることは、容易に想像できる。原子力プラントに用いる鉄鋼材料は、弾性域を超えても、加工硬化するため、耐力に裕度を持つ。また、大きな塑性ひずみを生じるため、直ちにぜい性破壊に至ることは無い。しかしながら、原子力プラントの設計・建設規格では、通常の供用状態において内圧による塑性変形は認められておらず、簡便な弾性応力評価のみが行われている<sup>7)</sup>。通常運転時の配管設計において塑性ひずみを考慮しているのは、剛性不連続部に生じる局所的なひずみに対してのみであり、これは繰返しの負荷による疲労損傷を評価するためのものである。

ただし、異常時を想定した配管設計では、内圧による塑性変形を考慮した設計が行われる場合もある。例えば、文献7)における負荷状態の区分を表す「供用状態」に関する記述では、「供用状態D」を、「対象とする機器等が全断面に渡って大変形を生じてもよいと設計仕様書等で規定された負荷条件」としている。供用状態Dの一次応力に対する許容応力は $2S_y$ または $3S_m$ の小さい方の値としている。ここで、 $S_y$ は設計降伏点、 $S_m$ は設計応力強さである。 $S_m$ は、炭素鋼や低合金鋼等の一般鋼では $\min[(2/3)S_y, (1/3)S_u]$ 、オーステナイト系ステンレス鋼では $\min[0.9 \times 2\% \text{耐力}, (1/3)S_u]$ である。ここで、 $S_u$ は設計引張強さである。このように、供用状態の条件によっては、一次応力が降伏応力を超えた場合でも、鉄鋼材料の加工硬化に起因する耐力の増加によって配管の健全性を担保する考え方も採用されている。

上述のような従来の評価手法は、応力基準による評価であり、このときの応力は外力とのつり合いから求められる。しかしながら、Fig. 1-3に示した爆轟波のように、急激に負荷力が立ち上がる場合には、配管は動的な応答をする可能性が考えられる。すなわち、負荷力のみならず、慣性力をも考慮に入れた評価が必要になる。また、配管が動的応答を示す場合、その応答は波の時間履歴の形状に大きく依存する。このため、最大負荷力（例えば $P_{ej}$ ）が静的に負荷されると仮定し、この仮定に基づいた力のつり合いによる従来の応力評価方法については、その適用性に疑義が生じる。

また、上記で示した供用状態Dの許容応力からわかるように、従来の設計手法の概念では、降伏点以降の加工硬化を見込んだ設計となっている。この考え方を爆轟に対する設計手法に適用するには、爆轟による高速変形においても、十分な加工硬化および塑性ひずみの発生によってエネルギー吸収が生じることを示すことが実用上重要であろう。

本研究は、原子力プラントでは稀な事象である爆轟に対して、実用可能な配管構造健全性評価手法を構築することを目的とする。このために、まず実機配管を用いた配管破断試験を実施し、配管の破壊形態を明らかにする。ついで、爆轟による複雑な配管の塑

性変形挙動を予測できる解析手法を示し、健全性評価手法の全体構成における一部として提案する。最後に、配管破断試験において配管が十分な塑性ひずみを生じたのちに破壊した事実を受け、ひずみをパラメータとした強度評価法を構築する。この強度評価法の構築にあたり、配管破断試験で計測された破断ひずみに基づき、安全率を含めた許容ひずみクライテリアを提案する。

現在の原子力プラントの設計手法は、負荷外力と応力のつり合いに基づく応力評価を主な手法としている。これに対して、本研究は、ひずみをパラメータとした今までにない強度評価法を構築することを目的としている。2011年の東北地方太平洋沖地震以降、原子力プラント健全性評価では、通常運転状態を超えた過酷事象に対しても精度良く強度評価ができることが要求されると予測され、本研究はその一端を担うものと考えられる。

## 1.2 従来の研究動向とその問題点

まず、原子力プラントにおける水素燃焼に関する研究動向を記す。(社)火力原子力発電技術協会は、前述した2001年の日本およびドイツの事例を契機として、2005年に「BWR配管における混合ガス(水素・酸素)蓄積防止に関するガイドライン」<sup>6)</sup>を策定した。このガイドラインでは、行き止まり枝管における混合ガス蓄積防止を目的とし、配管配置設計や監視と対策方法について記されている。さらに、同協会は、混合ガスの蓄積量評価方法および混合ガス不燃限界濃度についての知見を加えたガイドライン第2版<sup>8)</sup>を2007年に発行した。このガイドラインの付録には、混合ガスが燃焼した場合の配管強度評価法が記されているが、簡易的な手法のみに留まっているため、高度化が望まれていた。

また、米国では、1979年のスリーマイル島原子力発電所の事故を機に、1983年にNuclear Regulatory Commissionから原子炉容器内に発生する水素の対処法マニュアルが発行されている<sup>9)</sup>。2000年には、OECD Nuclear Energy Agencyが、火炎加速(flame acceleration; FA)および爆燃-爆轟遷移(deflagration to detonation transition; DDT)に関する研究成果をまとめている<sup>10)</sup>。だが、これらの研究は、水素の発生、蓄積および燃焼を防ぐことを目的にしており、爆轟時の構造評価法の提案には至っていない。

他の例として、Mnninenら<sup>11)</sup>は、原子炉格納容器内で発生した水素が原子炉建屋に漏えいした場合の、水素濃度、爆轟の可能性および爆轟した場合の圧力について、解析および既往試験の知見から評価している。しかし、爆轟圧力に対する構造健全性評価は行われていない。Kuznetsovら<sup>12)</sup>は、1.1節に記した原子力プラント配管破断事故を契機として、小口径ステンレス鋼管内で水素・酸素を爆轟させ、管の変形量を測定した。この研究では、 $P_{cj}$ が静的に負荷された場合のひずみを計算し、試験結果と比較することにより、動的応答係数が試験的に算出されている。この結果、塑性変形領域では、動的応答係数が2.75になり、静的な評価方法は適用できないことが示されている。ただし、この結論は試験結果に基づく実験式であり、他の配管形状や材質に対しての成立性は不明で

ある。このため、強度評価法を構築するためには、更なる試験および解析による現象把握が必要になると考えられる。

原子力プラントの配管系に限らず、衝撃圧力を受ける円筒構造物の研究については、従来から研究が行われてきた。円筒が弾性応答する場合の研究については、Tang<sup>13)</sup>が、移動する圧力波に対する円筒の応答について、薄肉シェル理論を用いた解を示している。このなかで、圧力波の速度によっては管壁が湾曲する変形が発達する可能性があることを示した。Simkin<sup>14)</sup>は、厚肉円筒に対する同様の問題に対して応答計算式を示した。Beltman<sup>4)</sup>らは、有限要素法 (finite element method; FEM) によってこれらの理論モデルが正しいことを確認した。

一方、塑性変形を伴う大規模な破壊に関しては、Hiroe ら<sup>15)</sup>が、鋼製円筒試験片を爆薬によって内部から破壊させる試験を行い、爆薬エネルギーと試験片破片形状の関係について考察している。また、Mirzaei ら<sup>16)</sup>は、水素ガス鋼製容器の爆発事故を対象に FEM 解析を行い、爆轟圧力によるき裂の発生およびき裂進展の様子を明らかにしている。同様に、Mirzaei ら<sup>17)</sup>は、圧縮天然ガス鋼製容器の爆発事故に対して FEM 解析を実施し、き裂の進展の様子から事故原因を考察している。また、Chao<sup>18)</sup>や Shie<sup>19)</sup>は、初期欠陥を有するアルミニウム合金管を水素・酸素の爆轟により破断させた試験に対して構造解析を実施し、初期欠陥貫通後のき裂の進展および配管の変形を予測している。

しかしながら、本研究の目的は、通常運転中の欠陥のない配管に対する健全性評価手法を提供することにある。つまり、配管破断による蒸気の漏えいを防ぐことが目的であり、破断以前に現れるひずみ挙動を評価対象とする。このような観点から見ると、破断以前に生じる塑性ひずみについて詳細に解析した例は少ないといえる。例えば、Duffey<sup>20),21)</sup>らは、一般的な鋼の構成則を用いて、衝撃的な内圧に対する円筒容器の応答を予測し、試験結果と比較している。上記の Kuznetsov ら<sup>12)</sup>の試験では、 $P_{cj}$  と塑性ひずみの関係を試験的に求めている。

一方、実機の配管は、直管だけでなく、弁やエルボ等の継手を有するため、単純な理論的評価は困難である。このため、本研究では FEM によりこれらの継手をモデル化することで、破断に至るまでのひずみ履歴を予測できると考えた。また、衝撃波の伝播および塑性変形を伴う複雑な変形現象に対して、解析を援用した強度評価法の信頼性を確保するためには、試験による精度の確認は必須であろう。

### 1.3 本研究の目的と構成

これまでも述べてきたように、本研究の目的は、内部に蓄積した混合ガスの爆轟圧力を受ける鋼製配管に対して、実用的に健全性を評価できる手法を構築することである。

この目的を達成するために、本研究では以下の試験および解析を実施した。

#### 1) 配管材の高速引張試験

爆轟圧力は衝撃的に働くため、配管に生じるひずみ速度は高速になると予測される。鉄鋼材料は、高ひずみ速度において、降伏応力および引張強さ等の機械的強度が、準静

的の場合に比べて高くなることはよく知られている。このため、予測されるひずみ速度下での機械的特性を、高速引張試験により把握した。また、対象となるひずみ速度における破壊形態を把握することは、強度評価を行う上で必要不可欠である。例えば、準静的環境のように延性破壊しなければ、破壊に至るまでの裕度に影響するため、健全性の評価法に大きな影響を及ぼすためである。

## 2) 配管破断試験

実機配管が爆轟圧力を受ける場合の破壊形態を試験的に明らかにした。この結果により、健全性評価手法において評価すべき物理量を検討した。

## 3) 解析による炭素鋼配管の変形予測解析

配管破断試験によって、配管は十分に大きな塑性ひずみを伴って破断することがわかったことから、健全性評価手法の評価対象をひずみとした。ひずみを予測する手法として FEM 解析を採用し、解析によって配管破断試験のひずみを予測できることを実証した。

## 4) 配管破断ひずみに基づいた基準クライテリアの提案

健全性評価手法を構築するためには、破断の基準となるクライテリアが必要であり、またそのクライテリアは十分な安全裕度を持つことが望ましい。この観点から、本研究では、配管破断試験によって得られた破断ひずみに基づき、安全率を考慮した許容ひずみを提案した。

本論文では、上記 1)～4)の研究内容を以下の構成でまとめた。

まず、第 2 章では、爆轟圧力は衝撃的に働くため、配管に生じるひずみ速度は高速になると予測されるため、対象とする配管材料の高速ひずみ下の引張特性を試験的に把握した。得られた機械的特性は、第 4 章で行う FEM 解析に用いる。

第 3 章では、爆轟圧力を受ける配管の破壊形態、塑性変形状況を、試験によって明らかにするために、実機配管を模擬した試験体を用いて、内部で混合ガスを爆轟させ、配管試験体を破壊もしくは塑性変形させる試験を実施した。配管に貼付した大ひずみゲージにより、ひずみの発生量、ひずみ速度を明らかにした。また、破断した配管試験体の破面観察から破壊形態を考察し、健全性評価手法で評価すべき材料特性を議論した。対象とした配管試験体形状は、直管に加えて、配管系の代表的な配管要素として、閉止した弁を持つ直管およびエルボとした。直管と配管要素の強度を比較することにより、配管系において健全性評価が必要となる部位について考察した。

第 4 章では、数値解析によって、爆轟圧力を受ける配管の変形を再現する手法を検討した。解析手法には、実用的な健全性評価手法の成立を目指すため、一般の技術者が汎用的に使用できる FEM を用いた。燃焼解析手法には既往研究の CFD 解析手法を適用した。これらの手法を用いた解析結果を、第 3 章で実施した試験のひずみデータと比較した。提案する解析手法で試験を再現できることを実証し、評価手法の精度を考察した。

第 5 章では、健全性評価に用いる許容値を議論した。このため、第 3 章の試験の配管

破断ひずみを，試験データおよび FEM 解析を用いて評価した．評価した破断ひずみに基づき，安全率を考慮した許容ひずみを提案した．

第 6 章では，第 2 章から第 5 章までの研究結果を総括して，結論と将来の展望について述べた．

## 参考文献

- 1) 原子力・安全保安院，“中部電力株式会社浜岡原子力発電所 1 号機における配管破断事故について（最終報告書）”，(2002).
- 2) 原子力安全委員会 原子力事故・故障調査専門部会，“中部電力株式会社浜岡原子力発電所 1 号機における事故・故障に関する調査報告書 添付資料”，(2002).
- 3) 上原陽一，“防火，防爆対策技術ハンドブック”，テクノシステム，(1994).
- 4) W.E. Beltman and J.E. Shepherd，“Linear elastic response of tubes to internal detonation loading”，*Journal of Sound and Vibration*, Vol. 252, Issue 4, pp. 617-655, (2002).
- 5) デトネーション研究会，“デトネーションの熱流体力学 1 基礎編”，理工図書，(2011).
- 6) (社)火力原子力発電技術協会，“BWR 配管における混合ガス(水素・酸素)蓄積防止に関するガイドライン”，(2005).
- 7) 日本機械学会，“発電用原子設備規格 設計・建設規格(2012 年版) JSME S NC1-2012”，(2012).
- 8) (社)火力原子力発電技術協会，“BWR 配管における混合ガス（水素・酸素）の燃焼による配管損傷防止に関するガイドライン（第 2 版）”，(2007).
- 9) U. S. Nuclear Regulatory Commission，“Light Water Reactor Hydrogen Manual”，NUREG/CR-2726, (1983).
- 10) OECD Nuclear Energy Agency，“Flame acceleration and deflagration-to-detonation transition in nuclear safety”，State-of-Art Report, (2000).
- 11) M. Manninen, A. Silde, I. Lindholm, R. Huhtanen and H. Sjövall，“Simulation of hydrogen deflagration and detonation in a BWR reactor building”，*Nuclear Engineering and Design*, Vol. 211, pp. 27-50, (2002).
- 12) M. Kuznetsov, W. Breitung, J. Grüne and R.K. Singh，“Structural response of DN15-tubes under radiolysis gas detonation loads for BWR safety applications”，*Proceedings of 18th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology*, (2005).
- 13) Sing-chin Tang，“Dynamic response of a thin-walled cylindrical tube under internal moving pressure”，*Doctoral dissertations*, the University of Michigan, (1963).
- 14) T.E. Simkins，“Wave coupling and resonance in gun tubes”，*Technical Report ARCCB-TR-89008*, US Army Armament Research, Development and Engineering Center, (1989).
- 15) T. Hiroe, K. Fujiwara, H. Hata and H. Tkahashi，“Deformation and fragmentation behaviour of exploded metal cylinders and the effects of wall materials, configuration explosive

- energy and initiated locations”, *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 35, Issue 12, pp. 1578-1586, (2008).
- 16) M. Mirzaei, A. Harandi and R. Karimi, “Finite element analysis of deformation and fracture of an exploded gas cylinder”, *Engineering Failure Analysis*, Vol. 16, pp. 1607-1615, (2009).
  - 17) M. Mirzaei, M. Malekan and E. Sheibani, “Failure analysis and finite element simulation of deformation and fracture of an exploded CNG fuel tank”, *Engineering Failure Analysis*, Vol. 30, pp. 91-98, (2013).
  - 18) T.W. Chao, “Gaseous detonation-driven fracture of tubes”, Thesis for degree of doctor of philosophy, California Institute of Technology, (2004).
  - 19) Y. Shie, “Dynamic fracture in thin shells using meshfree method”, *Mathematical Problems in Engineering*, Vol. 2014, (2014).
  - 20) T.A. Duffey, “Approximate solution of an impulsively loaded long cylinder governed by an elastic-plastic material law”, *Acta Mechanica*, Vol. 11, pp. 45-57, (1971).
  - 21) T. Duffey and D. Mitcheli, “Containment of explosions in cylindrical shells”, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 15, pp. 237-240, (1973).

## 第 2 章 炭素鋼および低合金鋼の高ひずみ速度条件における

### 機械的特性

#### 2.1 緒言

第 1 章で述べたように、爆轟によって生じる圧力は瞬時に上昇するため、配管の応答は衝撃的となり、ひずみ速度が高くなる可能性がある。鉄鋼材料の機械的特性は、準静的下と高ひずみ速度下で性質が異なることはよく知られることである。一般的には、ひずみ速度が高くなるほど降伏応力および引張強さが高くなる。

本研究では、爆轟によって高速ひずみを生じる鋼製配管に対して、弾塑性解析を行い、その結果に基づいて健全性評価を行う手法を構築することを目的としている。このため、対象とする配管に生じるひずみ速度に対応した、応力-ひずみ関係を取得することが必要となる。

また、本研究で構築する健全性評価手法は配管の破断を対象としているため、高ひずみ速度下の材料の破壊形態を把握することが不可欠となる。例えば、準静的下と同様に、大きな塑性ひずみを伴った延性破壊を示す場合には、衝撃的なエネルギーの吸収が期待される。通常の設計は降伏応力を基準として設計されるため、降伏応力を超えた時点から破壊に至るまで、どの程度の強度を有するかは、健全性評価手法の構築上非常に重要となる。

以上の背景を踏まえ、評価対象となる配管材の基礎的な機械的特性とひずみ速度の関係を得ることを目的に、対象材の高速引張試験を実施した。高速引張試験により、配管材および溶接金属の応力-ひずみ曲線を取得し、FEM 解析に用いるデータを整備した。また、伸びおよび絞りといった延性を示す指標、および破面観察から、高ひずみ速度下の破壊形態を考察した。

#### 2.2 試験方法

##### (a) 供試材および試験条件

(一社)日本原子力技術協会の発行した「BWR 配管における混合ガス（水素・酸素）の燃焼による配管損傷防止に関するガイドライン（第 3 版）」<sup>1)</sup>によると、沸騰水型原子力プラントにおいて混合ガスが蓄積する可能性のある配管の材質は、炭素鋼と低合金鋼に絞られる。したがって、本試験の供試材は、原子力プラント配管の実機材料である高温配管用炭素鋼鋼管 STPT410<sup>2)</sup>および配管用合金鋼鋼管 STPA23<sup>3)</sup>、ならびに、配管溶接部の評価を考え、軟鋼用ティグ（TIG: Tungsten Inert Gas）溶接材料 YGT50<sup>4)</sup>および低合金鋼用 TIG 溶接材料 YGT1CML<sup>4)</sup>とした。

まず、炭素鋼配管および溶接金属 2 種の試験ケースを Table 2-1 に示す。ケース毎に変

えた試験条件のパラメータは、材質、試験片採取方向および試験温度である。また、各ケース番号につき、ひずみ速度を2~4種類設定し、それぞれの試験を実施した。

試験温度は、沸騰水型原子力プラントで混合ガスが蓄積する可能性が考えられる配管系の運転温度を参考に、室温、130°Cおよび250°Cの3条件とした。ひずみ速度は、0.1 s<sup>-1</sup>、10 s<sup>-1</sup>、200 s<sup>-1</sup>、5000 s<sup>-1</sup>の4条件とした。第3章に示す配管破断試験では、ひずみゲージにより計測したひずみ履歴の最高ひずみ速度が3×10<sup>3</sup> s<sup>-1</sup>であった。したがって、上記のひずみ速度条件は、爆轟による高速変形を模擬したものといえる。

次に、低合金鋼配管の試験ケースをTable 2-2に示す。ケース毎に変えた試験条件のパラメータは、上記の炭素鋼および溶接金属の場合と同様である。

Table. 2-1 Tensile test cases for carbon steel pipe and weld materials

Test case number	Material	Nominal diameter (mm)	Nominal thickness (mm)	Test piece direction	Temperature	Strain rate (s <sup>-1</sup> )			
						0.1	10	200	5000
M-1	STPT410	165.2	18.2	Axial	RT	0.1	10	200	5000
M-2				Circumferential	RT	0.1	10	200	5000
M-3		165.2	11.0	Axial	RT	0.1	-	200	-
M-4					130°C	0.1	10	200	5000
M-5					250°C	0.1	10	200	5000
M-6	YGT50	-	-	Weld line	RT	0.1	10	200	5000
M-7					130°C	0.1	10	200	5000
M-8					250°C	0.1	10	200	5000
M-9	YGT1CML	-	-	Weld line	RT	0.1	10	200	5000
M-10					130°C	0.1	10	200	5000
M-11					250°C	0.1	10	200	5000

Table. 2-2 Tensile test cases for low alloy steel pipe

Test case number	Material	Nominal diameter (mm)	Nominal thickness (mm)	Test piece direction	Temperature	Strain rate (s <sup>-1</sup> )					
						0.002	0.20	2.0	20	200	5000
S-1	STPA23	355.6	19.0	Axial	RT	0.002	0.20	2.0	20	200	5000
S-2					100°C	0.002	0.20	2.0	20	200	-
S-3					300°C	0.002	0.20	2.0	20	200	-

## (b) 試験片の形状および採取方法

試験片形状は、Fig. 2-1, Fig. 2-2 および Fig. 2-3 に示す3種類の丸棒試験片であり、JIS Z2201「金属材料引張試験片」<sup>5)</sup>における14A試験片の中実丸棒試験片をベースに、試験機への取付けを考慮して決定した。材質がSTPT410である試験ケースM-1およびM-2では、採取方向による差異を見るため、配管から軸方向および周方向に試験片を採取して比較した。試験ケースM-3~M-5の材質は、上記と同じくSTPT410であるが、採取方向を軸方向に統一し、温度およびひずみ速度の影響を調べた。

溶接金属 YGT50 および YGT1CML については、これらの溶接金属で厚さ 16 mm の鋼板（それぞれ SB410 および SCMV3）を突合せ溶接し、溶接金属中から溶接線に沿った方向に試験片を採取した（試験ケース M-6～M-11）。試験片全体が、溶接金属となるように採取した。この採取方向の設定は、内部で混合ガスが爆轟した配管の突合せ溶接部は周方向、すなわち溶接線方向に高い応力を受けると考えられるためである。

低合金鋼鋼管 STPA23 の場合は、全て配管軸方向に試験片を採取した。

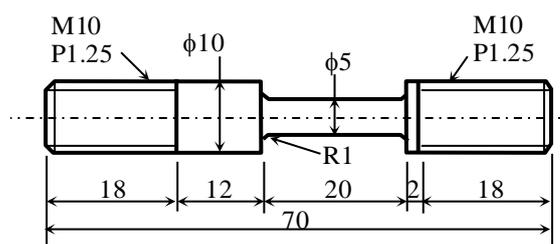


Fig. 2-1 Configuration of tensile test specimens for test cases M-1 and M-2

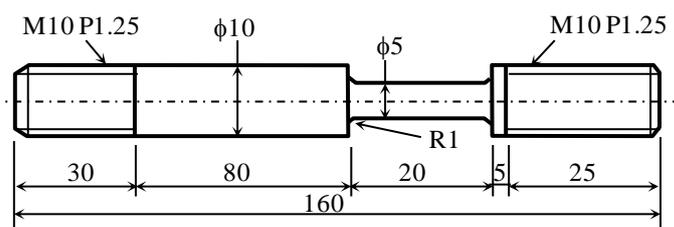


Fig. 2-2 Configuration of tensile test specimens for test cases M-3 to M-11

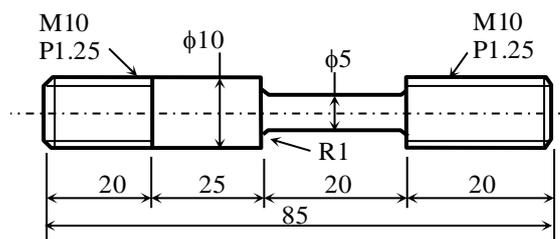


Fig. 2-3 Configuration of tensile test specimens for test cases S-1, S-2, and S-3

### (c) 試験装置

ひずみ速度  $0.1 \text{ s}^{-1}$  から  $200 \text{ s}^{-1}$  までの試験には、高いひずみ速度が得られるように、大容量サーボバルブを取り付けた動的引張試験機を用いた。動的引張試験機の構成を Fig. 2-4 に示す。ひずみの測定にはひずみゲージを用いた。負荷力の計測には、ひずみ式ロードセルまたは試験片つかみ部に貼付したひずみゲージを用いた。

ひずみ速度  $5000 \text{ s}^{-1}$  の試験には、高速衝撃引張試験装置を用いた。高速衝撃引張試験装置の構成を Fig. 2-5 に示す。試験片を取り付けたインパクトブロックに、質量  $5 \text{ kg}$  のハンマーをガス圧力により撃ち出して衝突させることで、高いひずみ速度が得られる。計測方法の概要を Fig. 2-6 に示す。負荷力は、試験片つかみ部に貼付したひずみゲージの出力から求めた。試験片のひずみは、弾性域の低ひずみ範囲では、試験片に貼付したひずみゲージによって求めた。さらに高いひずみに対しては標点距離を光学変位計で計測し、ひずみを算出した。ひずみ速度は、標点距離の計測結果から求めた。

また、高温試験の場合には、セラミックヒータにより試験片を加熱した。ヒータを備えた試験機に試験片を取り付けた状況を Fig. 2-7 に示す。試験を行う前に、ヒータの性能を確認した結果、目標温度  $130^\circ\text{C}$  の場合、標点距離の両端で温度差  $4^\circ\text{C}$  であった。また、目標温度  $250^\circ\text{C}$  の場合、温度差は  $14^\circ\text{C}$  であった。

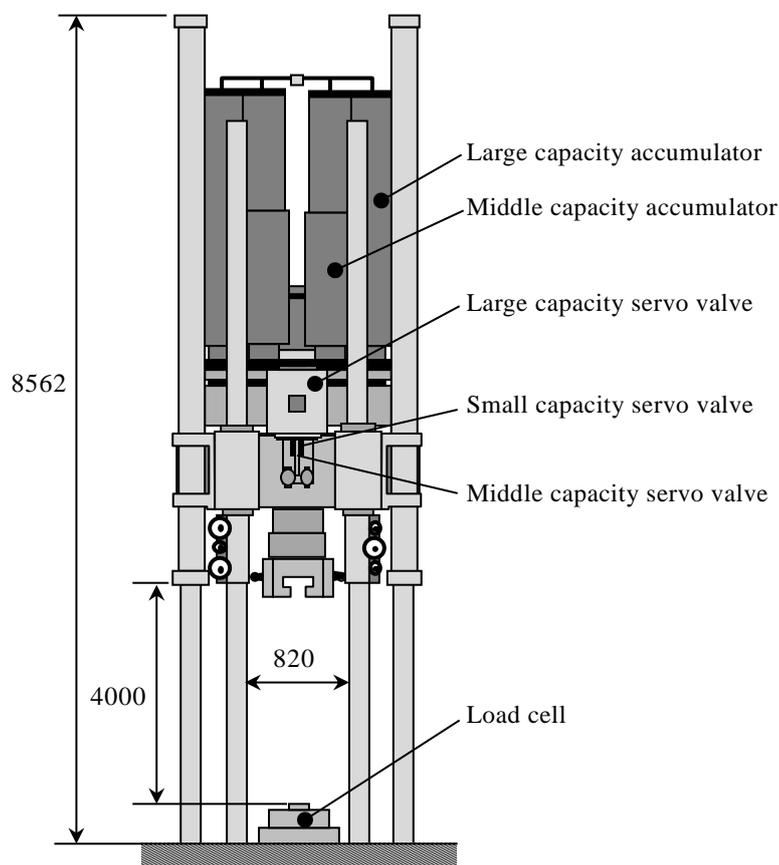


Fig. 2-4 Schematic of dynamic tensile test apparatus

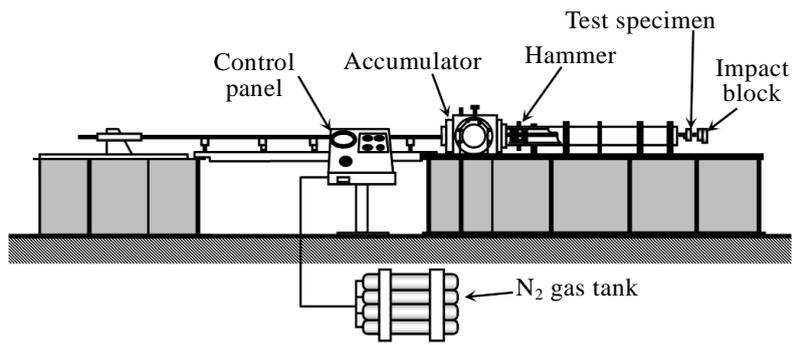


Fig. 2-5 Schematic of impact tensile test apparatus

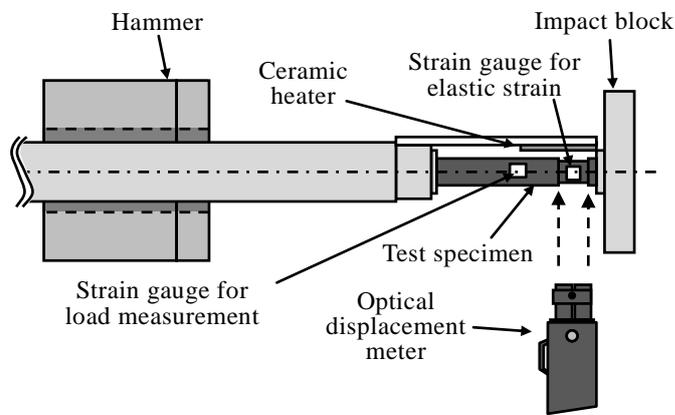


Fig. 2-6 Schematic of measuring system for impact tensile test

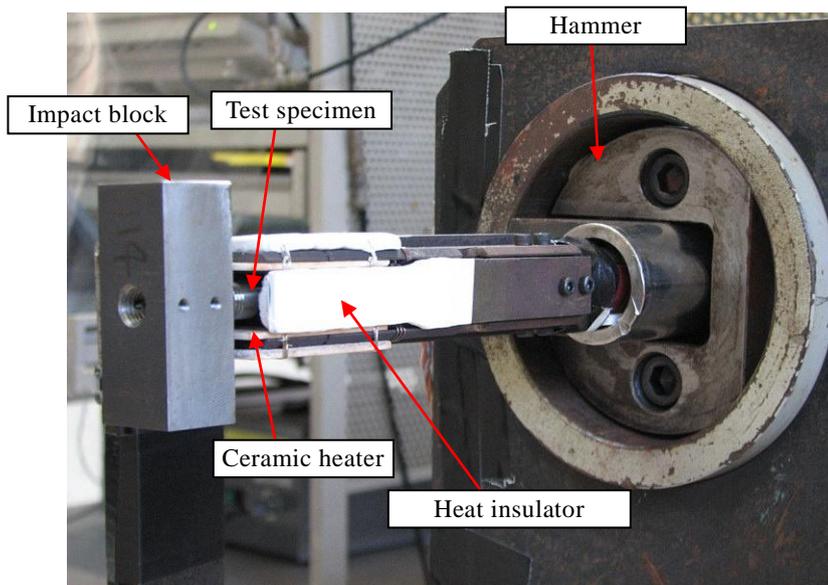


Fig. 2-7 A photograph of a test specimen set to the testing machine

### 2.3 試験結果および考察

試験で得られた応力-ひずみ関係の代表例を Fig. 2-8 および Fig. 2.9 に示す. 応力-ひずみ関係から, 降伏応力 $\sigma_y$ および引張強さ $\sigma_u$ を求めた. 降伏応力は, 下降伏点を評価対象とした. これは, 上降伏点は試験条件によってばらつきがあること, および上降伏点を評価対象としないことにより強度的には保守的な評価ができることを考慮したためである. また, 破断後の試験片の標点距離から破断伸びを, 破断部の断面積から絞りを求めた. 全ての試験結果を, 付録の Table A-1 および Table A-2 に示す.

これら機械的特性とひずみ速度の関係を示す. STPT410 の室温条件における強度と伸びについて採取方向を変えて比較したケース M-1 および M-2 を Fig. 2-10 に示す. 軸方向に採取した STPT410 について温度条件を変えたケース M-3~M-5 を Fig. 2-11 に示す. 溶接金属 YGT50 および YGT1CML について温度条件を変えた結果をそれぞれ Fig. 2-12 および Fig. 2-13 を示す. STPA23 について温度を変えたケース S-1~S-3 を Fig. 2-14 に示す.

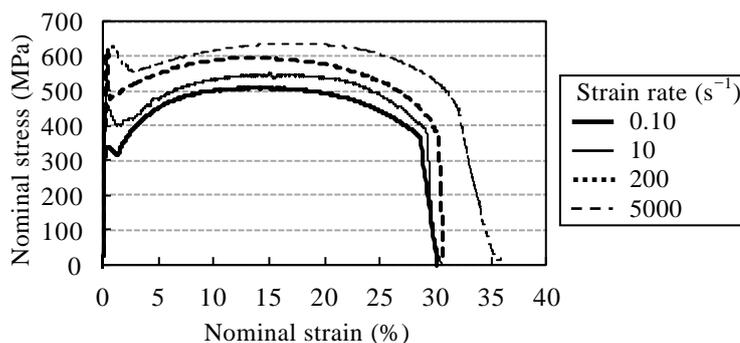


Fig. 2-8 Stress-strain relationship for test case M-2

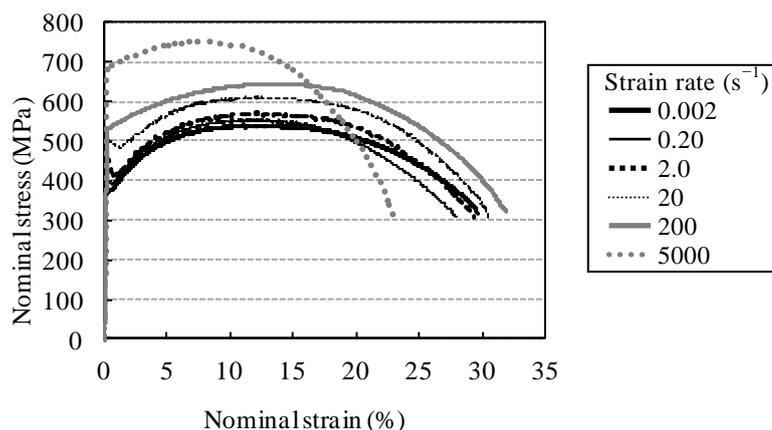


Fig. 2-9 Stress-strain relationship for test case S-1

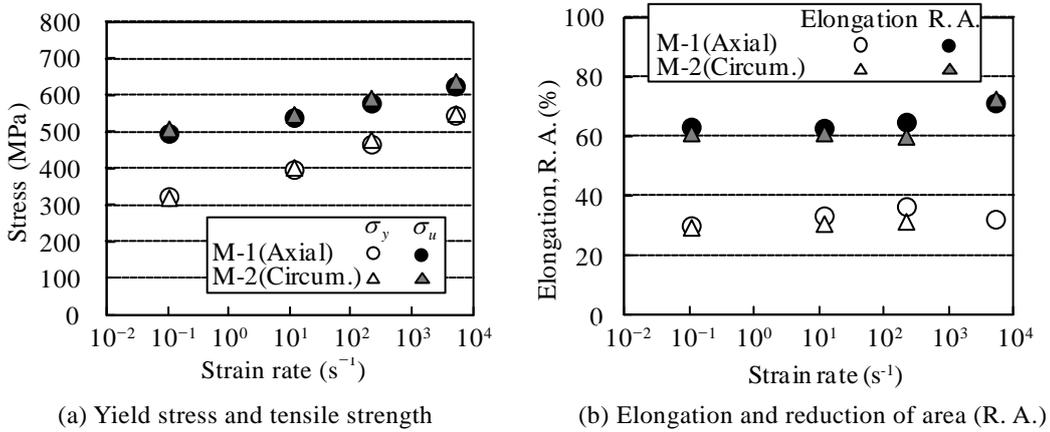


Fig. 2-10 Tensile test results for test cases M-1 and M-2 (STPT410)

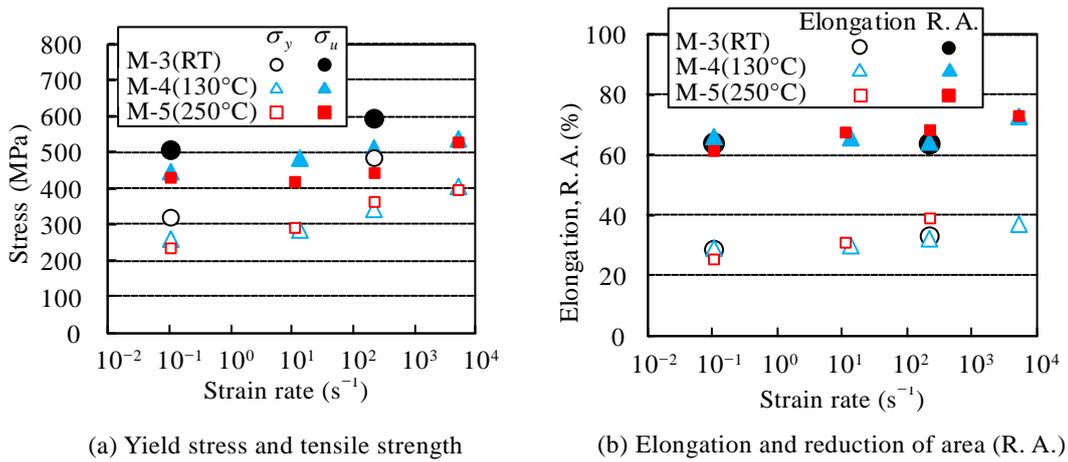


Fig. 2-11 Tensile test results for test cases M-3, M-4, and M-5 (STPT410)

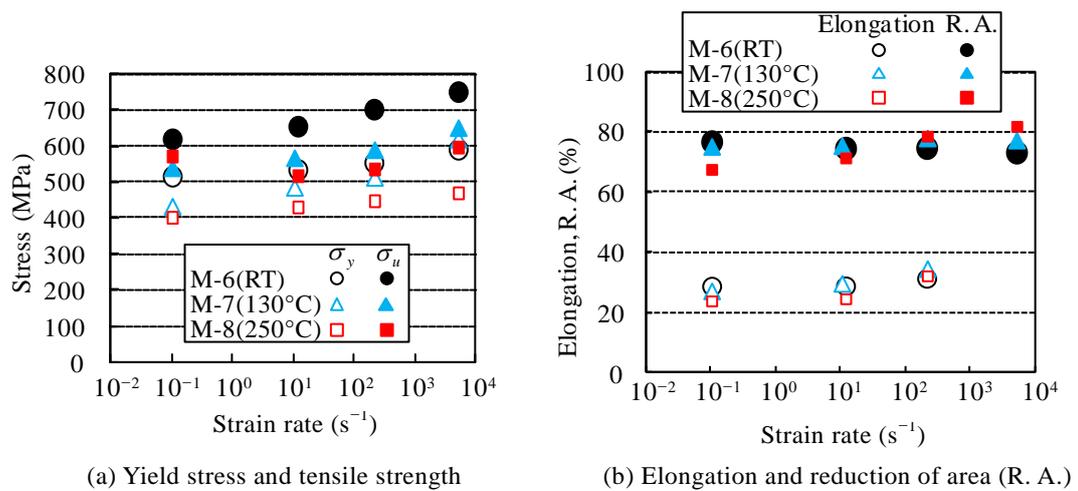


Fig. 2-12 Tensile test results for test cases M-6, M-7, and M-8 (YGT50)

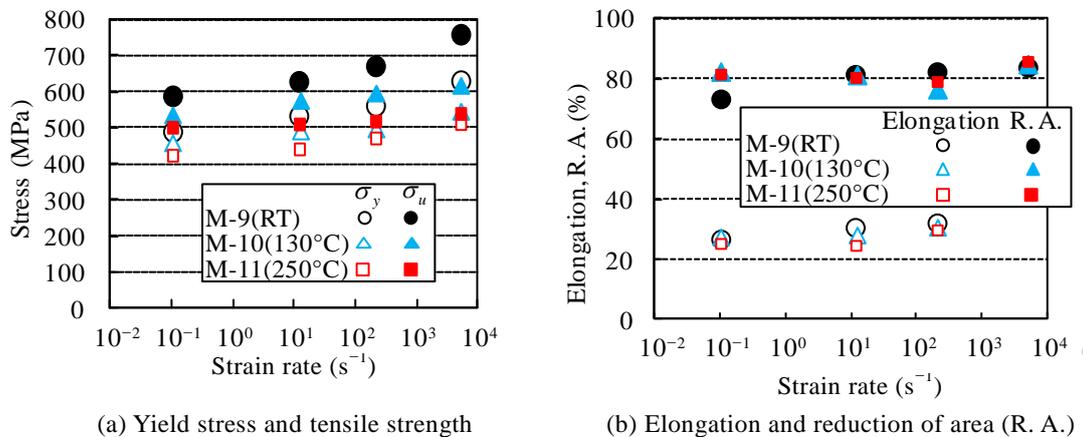


Fig. 2-13 Tensile test results for test cases M-9, M-10, and M-11 (YGTICML)

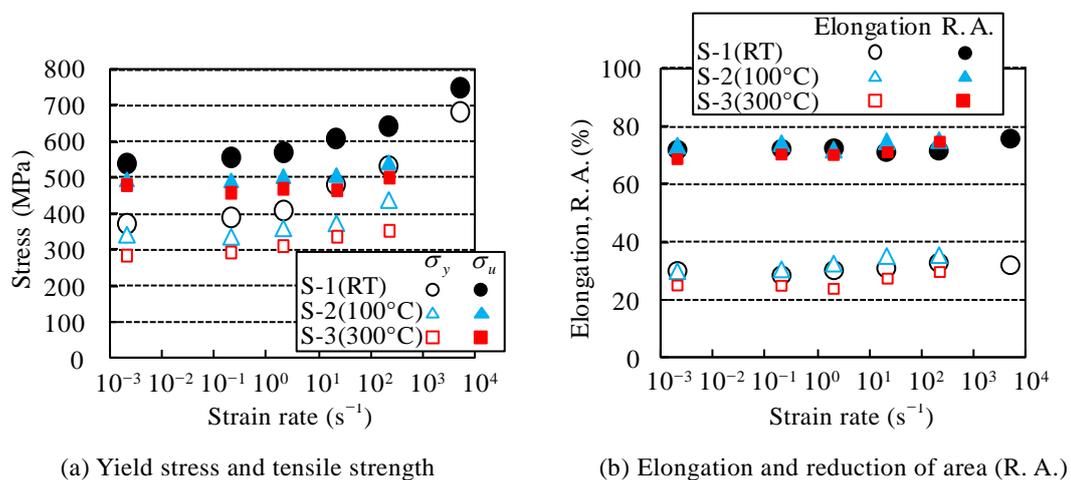


Fig. 2-14 Tensile test results for test cases S-1, S-2, and S-3 (STPA23)

### 2.3.1 降伏応力および引張強さに及ぼすひずみ速度、温度および材質の影響

#### (a) ひずみ速度の影響

まず、降伏応力については、いずれの材料でもひずみ速度が高いほど降伏応力が高い値を示した。これは鉄鋼材料の一般的な傾向といえる。STPA23 (Fig. 2-14(a)) では、ひずみ速度  $1 s^{-1}$  まではひずみ速度に対する変化が少ないが、 $1 s^{-1}$  以上では、ひずみ速度の上昇に伴って降伏応力が急速に高くなる傾向がみられた。

引張強さについては、一部のケースを除いて、高ひずみ速度となるほど、高くなった。材質 STPT410、温度  $250^{\circ}C$  のケース M-5 (Fig. 2-11(a))、および溶接材 YGT50、温度  $250^{\circ}C$  のケース M-8 (Fig. 2-12(a)) では、ひずみ速度  $0.1 s^{-1}$  の引張強さが  $10 s^{-1}$  の引張強さに比べて高い。これは、この速度条件において青熱ぜい性の影響が現れたためと考えられる。ひずみ速度  $10 s^{-1}$  以上では、他のケースと同様にひずみ速度が高くなるほど引張強さは高い値を示した。

### (b) 温度の影響

温度の影響については、温度が高いほど降伏応力および引張強さは低くなり、一般的な鉄鋼材料と同様の傾向を示した。ただし、YGT50 の 250℃ のケース M-8 (Fig. 2-12(a)) のひずみ速度  $0.1 \text{ s}^{-1}$  における引張強さは、同図 M-7 (130℃) より高く、これも上記のように青熱ぜい性の影響と考えられる。

### (c) 採取方向および材質の影響

STPT410 で採取方向を変えて比較したケース M-1 および M-2 (Fig. 2-10(a)) によると、両者の降伏応力および引張強さはほぼ同じであり、採取方向の影響は無いことが確認できた。

軟鋼用 TIG 溶接材 YGT50 (Fig. 2-12(a)) の降伏応力および引張強さは、母材である STPT410 (Fig. 2-10(a) および Fig. 2-11(b)) と比較して全体的に高く、溶接金属には母材より高強度の材料が用いられる一般的な傾向と対応している。また、低合金鋼用 TIG 溶接材 (Fig. 2-13(a)) の降伏応力および引張強さは、母材である STPA23 (Fig. 2-14(a)) と比較して全体的に高く、炭素鋼と同様の傾向を示すことがわかる。

以上の結果をまとめると、対象とする配管材料は、ひずみ速度が高くなるほど、降伏応力および引張強さで表される強度特性が高くなることが確認できた。ただし、Fig. 2-10(a)、Fig. 2-14(a)に見られるように、ひずみ速度が高くなるほど、降伏応力と引張強さの差が小さくなる傾向が見られる。これは、応力基準の強度評価を行う場合、降伏応力を限界値に設定すると、引張強さまでの余裕が小さくなることにつながるため、強度評価上は好ましくないといえる。

## 2.3.2 破断伸びおよび絞りに及ぼすひずみ速度、温度および材質の影響

まず、破断伸びの計測結果について述べる。一部の試験では、試験片が変形したために測定できなかったが、計測できた条件で比較すると、温度および材質の影響はなく、いずれも 20~40% の間にある。ひずみ速度が高くなるに従い、破断伸びがわずかに大きくなる傾向が見られた。

絞りに関しては、STPT410 では 60%~74%、STPA23 では 69%~76%、溶接金属 2 種類では 68%~86% の範囲に含まれる結果となった。ひずみ速度が高くなるに従い、絞りが若干大きくなる傾向にあるが、顕著な差ではないと考えられる。ひずみ速度、温度によらず、いずれのケースでも高い延性を示しているといえる。

Itabashi および Kawata<sup>6)</sup>は、機械構造用炭素鋼鋼材のひずみ速度  $10^3 \text{ s}^{-1}$  までの高速引張試験を実施し、応力-ひずみ曲線において負荷力が急激に低下し始める時点のひずみを、破断ひずみとして測定している。この結果、ひずみ速度が高くなるに従って、破断ひずみがわずかに上昇する傾向が確かめられている。応力-ひずみ曲線から求めたひずみであるため、本試験の破断伸びおよび絞りと異なるひずみであるが、高ひずみ速度下においても延性を保つ傾向は、本試験と一致しているといえる。

以上の結果から、爆轟を受ける配管が高速変形する場合にも、配管材料は十分な延性を保つことが期待できる。これは、降伏応力を超えた領域において、塑性変形によるエネルギー吸収が期待できることを意味する。したがって、強度評価手法の構築を目指す場合、エネルギー基準またはひずみ基準の評価法とすることで、許容エネルギーまたは許容ひずみを、その限界値に対して裕度をもって設定できる利点がある。爆轟圧力を受ける配管に対して、ピーク圧力を基準とした応力評価が適切か、または、吸収エネルギーや破断ひずみを基準とした評価が適切となるかについては、後述の配管破断試験において考察する。

### 2.3.3 破断試験片の観察

試験後の試験体外観の例を Fig. 2-15 に示す。図は、130°Cで引張試験を行った STPT410 の試験後試験片（試験ケース M-4）である。高いひずみ速度条件下においても、断面積がくびれる様子が見られ、延性破壊の様相を示していることがわかる。

次に、試験片の破面を走査型電子顕微鏡で観察した例を Fig. 2-16 に示す。図は、室温で試験を行った STPT410（試験ケース M-1）の破面観察結果である。いずれのひずみ速度においてもディンプル状模様が観察され、ひずみ速度によらず延性破壊を示すことが確認された。

以上の破断後試験片の観察結果からも、対象とする材料は、爆轟による破壊を模擬した高ひずみ速度条件下においても、十分な延性を保つことが示された。第 3 章では、実際に配管破断試験を行い、破壊形態が延性破壊となるか否かを実証する。

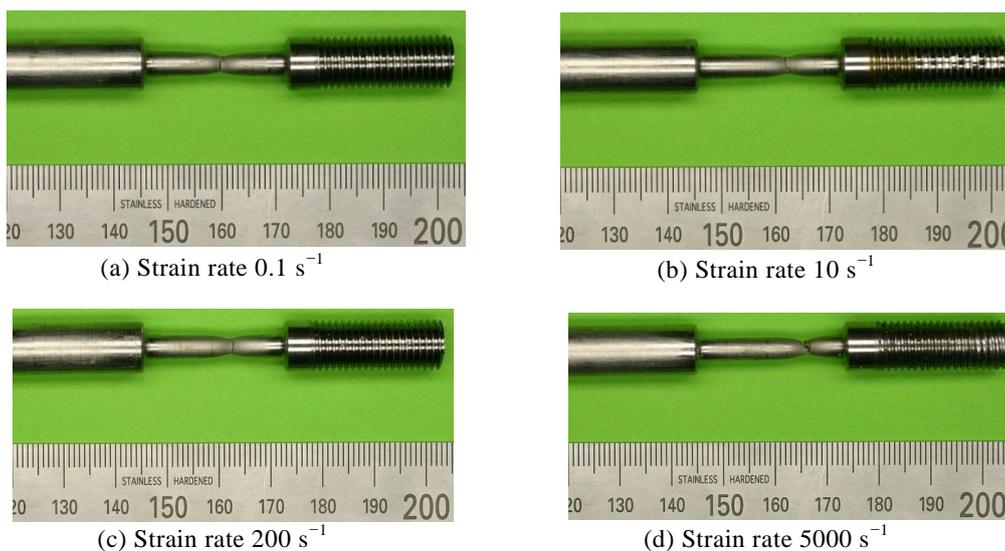


Fig. 2-15 Photographs of a fractured specimen: Test case M-4 (STPT410, 130°C)

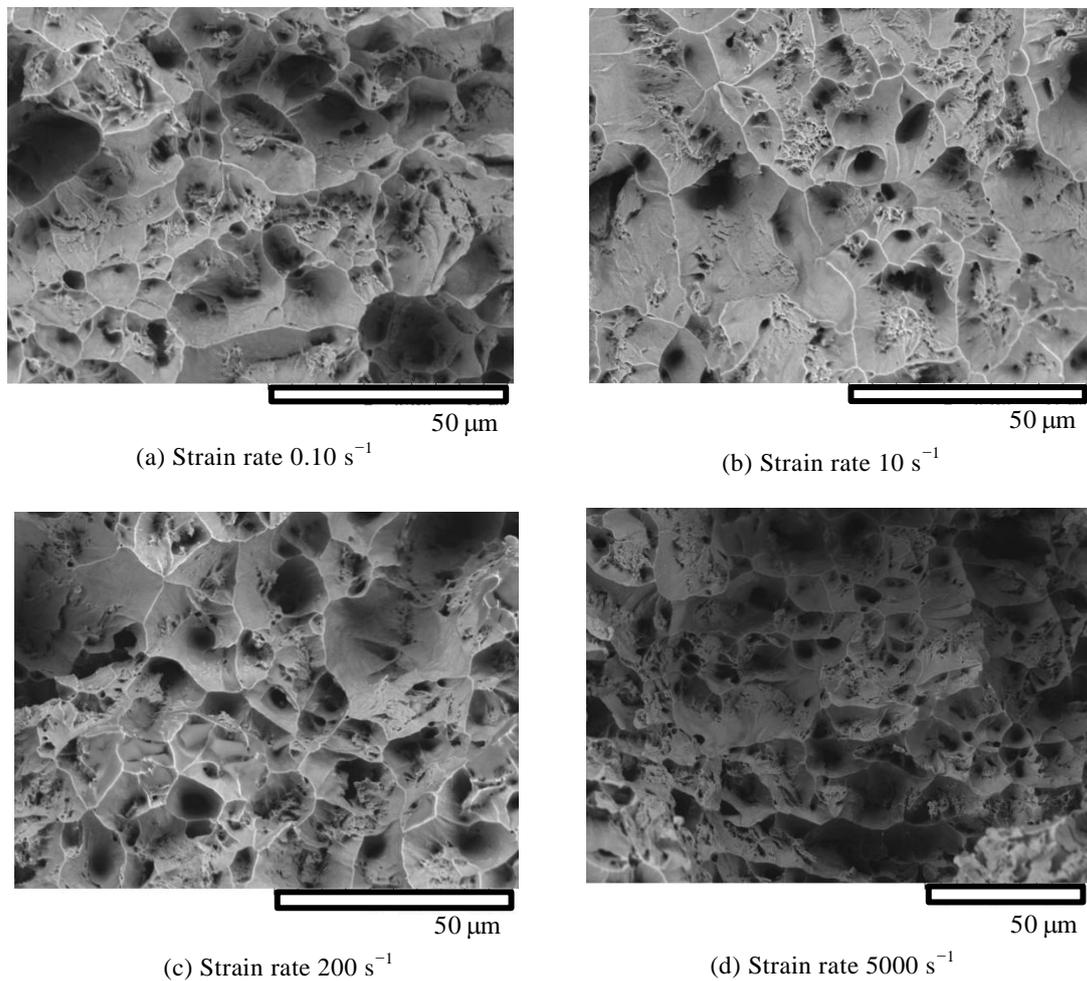


Fig. 2-16 Photographs of fracture surface: Test case M-1 (STPT410, RT).

## 2.4 結言

実機プラント配管材料の高ひずみ速度における機械的特性を明らかにすること、および FEM に用いる応力-ひずみ関係を取得することを目的に、配管材から採取した試験片を用い、ひずみ速度、温度を条件とした高速引張試験を実施した。用いた材料は、炭素鋼鋼管 STPT410、低合金鋼鋼管 STPA23、軟鋼用溶接金属 YGT50 および低合金鋼用溶接材 YGT1CML である。本研究で設定したひずみ速度の最高条件は、 $5000 \text{ s}^{-1}$  である。取得した応力-ひずみ関係から、降伏応力および引張強さを求めた。また、破断後の試験片の標点距離を測定することで伸びを、破断部の断面積を測定することで絞りを評価した。得られた測定結果をひずみ速度および温度の条件から整理し、考察した結果、以下の結論を得た。

- (1) いずれの材料においても、ひずみ速度が高くなるほど、降伏応力および引張強さが

高くなることが確認できた。一部の低ひずみ速度条件かつ高温条件（250℃）においては、高ひずみ速度条件に比べて高い引張強さが見られたが、これは青熱ぜい性の影響と考えられる。

- (2) いずれの材料，温度およびひずみ速度条件においても，伸びが 20 %以上，絞りが 60 %以上となり，これらの特性はひずみ速度の影響を大きく受けないことがわかった。このことから，対象とする材料は，高ひずみ速度においても，準静的条件と同様に高い延性を保つといえる。
- (3) 試験後の引張試験片の観察から，いずれの条件においても，試験片破断部のくびれが見られた。また，破面にはディンプル模様が観察された。以上の観察結果からも，対象とする材料は，ひずみ速度によらず高い延性を有していることがわかった。

#### 参考文献

- 1) (一社)日本原子力技術協会，“BWR 配管における混合ガス（水素・酸素）の燃焼による配管損傷防止に関するガイドライン（第3版）”，(2010).
- 2) (財)日本規格協会，“JIS G 3456 高温配管用炭素鋼鋼管”，(2014).
- 3) (財)日本規格協会，“JIS G 3458 配管用合金鋼鋼管”，(2013).
- 4) (財)日本規格協会，“JIS Z 3316 軟鋼，高張力鋼及び低温用鋼用ティグ溶接溶加棒及びソリッドワイヤ”，(1989).
- 5) (財)日本規格協会，“JIS Z2201 金属材料引張試験片”，(1998).
- 6) M. Itabashi and K. Kawata, “Carbon content effect on high-strain-rate tensile properties for carbon steels”, International Journal of Impact Engineering, Vol. 24, pp. 117-131, (2000).

## 第3章 爆轟による炭素鋼配管の破断強度

### 3.1 緒言

本研究の目的は、第1章で述べたように、爆轟圧力を受ける配管に対して、実用的な健全性評価手法を提供することにある。このためには、爆轟圧力によって実機配管がどのように破壊するか、すなわち実機配管の破壊形態を明らかにしなければならない。破壊形態の究明により、評価すべき指標の把握が可能となる。そこで、本研究では、実機配管を模擬した試験体を用いて、実際に内部で混合ガスを爆轟させ、その破壊形態を把握するための試験を実施した。

原子力プラントで爆轟によって配管が破損した例は、第1章で述べたように2件と少なく、また、当時のガス蓄積条件などは予測に留まり、正確にはわかっていない。このため、現状では、爆轟に対する配管の強度が充分解明されているとは言い難い。したがって、実際に配管を破断させる本試験は、その強度を実証する目的としても重要であるといえる。

1.2節で述べたように、鋼製円筒容器やアルミニウム製円筒容器に対して、内部ガスの爆轟による破壊を研究した例はいくつか見られる。しかしながら、実機配管系は、単純な直管だけでなく、エルボや弁などの配管要素を持つ。口径が十分小さい直管を伝播する爆轟波は、1次元的な定常波とみなしてさしつかえない<sup>1)</sup>が、閉止した弁やエルボでは、波の反射によって、単純直管とは異なる圧力波が生じる。例えば、藤井ら<sup>2)</sup>が試験的に示したように、閉止された端部（以下、閉止端と称する）では、圧力波が反射し、爆轟波に比べてさらに高い圧力が発生する。藤井ら<sup>2)</sup>の試験における反射波のピーク圧力は、爆轟波の2~2.5倍となり、配管強度に大きな影響を及ぼすと考えられる。また、藤井ら<sup>2)</sup>は、エルボを通過する爆轟波の圧力を測定しており、エルボ背側のピーク圧力が直管より高くなり、逆にエルボ腹側のピーク圧力は直管より低くなることを報告している。

以上のように、配管の形状によって圧力波は変化するが、さらに、配管形状が直管と異なるという構造的な因子によっても、応力分布は直管と異なってくるため、事象は一層複雑となる。本研究で構築を目指す配管健全性評価手法では、各配管要素に対して、強度が低い部位を適確に予測し、その部位について強度評価できることが必要とされる。例えば、エルボ本体、接続された配管、反射波が直接負荷される弁本体また配管と弁の溶接部等の部位のうち、最も強度が低い部位を評価できることが要求される。このためにも、実際の配管要素を備えた配管を用いた破壊試験によって、破壊する部位を明らかにすることが必要となる。

以上の背景を踏まえ、本章では、爆轟圧力を受ける実機配管の破壊形態を把握することを目的に、実機配管を用いた試験体に対して内部で混合ガスを爆轟させることによ

て、実際に実機配管を破壊または変形させる試験を実施した。

直管試験体を用いた試験では、肉厚を変えた試験を行うことで、爆轟圧力に対する基本的な強度特性を明らかにした。また、閉止弁を模擬した端部を持つ配管試験体およびエルボを持つ試験体を用意し、配管要素が存在する場合の爆轟圧力による破壊の様相についても考察した。

## 3.2 試験方法および試験体形状

### 3.2.1 試験方法

高い爆轟圧力による配管破壊試験を安全に行うため、鉄筋コンクリート製のボックスカルバートを試験チャンバとして用いた。試験設備はガス供給装置を備えており、ミキサによって予混合された混合ガスを試験体内に供給した。着火は遠隔操作によるグロープラグの点火によって行った。

試験体は実機原子力プラントで用いられている配管とした。材質は、高温配管用炭素鋼管 STPT410<sup>3)</sup>である。国内 BWR プラントで混合ガスの蓄積の可能性がある配管系を調査した結果、配管材質は、炭素鋼および低合金鋼のみであった<sup>4)</sup>。本試験では代表として炭素鋼を採用した。

4 種類の試験ケースを Table 3-1 に示す。試験ケース K-1 から K-3 は、試験体を破壊させる試験とした。これらの試験ケースで変えたパラメータは、弁やエルボ等の配管要素の有無である。試験ケース K-4 では、エルボに対して塑性変形のみを与える試験を実施した。

Table 3-1 Test conditions

No.	Diameter (mm)	Thickness (mm)	Pipe component	Initial pressure (MPa)	Gas concentration (measured) (vol %)		
					H <sub>2</sub>	O <sub>2</sub>	N <sub>2</sub>
K-1	60.5, 59.5, 58.5, 57.9, 57.5	3.9, 3.4, 2.9, 2.6, 2.4	Straight pipe	4.0	60.7	33.7	5.6
K-2	60.5	3.9	Straight pipe, Imitated valve	3.0	61.1	33.2	5.7
K-3	60.5	3.9	Straight pipe, Elbow	3.5	61.1	33.1	5.8
K-4	165.2	7.1	Straight pipe, Elbow	2.5	57.3	32.5	10.2

試験体内に封入したガスは、混合ガスと窒素ガスである。原子力プラントの混合ガスは水の放射線分解で生じるため、水素と酸素の濃度比は 2 : 1 とした。実機の行き止まり枝管では混合ガスに加え、希釈ガスとして働く水蒸気が蓄積するが、本試験では水蒸気を窒素ガスで代替した。試験の温度条件は室温とした。Uchida ら<sup>5)</sup>は、既存の計算コー

ドを用いて混合ガスの C-J 圧力および爆轟波伝播速度を計算し、水蒸気希釈と窒素希釈の場合でこれらの計算結果が同等となるような、温度および希釈濃度条件の組合せを見出した。本試験では、実機の代表的な条件として、BWR の運転圧力を 7 MPa、冷却後の枝管温度を 140°C とし、混合ガス濃度が最大となるまで蓄積した場合を想定した。この場合、蒸気分圧から求めた水蒸気濃度は約 5 % モルとなる。この条件で発生する C-J 圧力および爆轟波伝播速度と同等の結果をもたらす、室温下の窒素希釈ガス条件は、Uchida ら<sup>5)</sup>によると、窒素ガス濃度 5 % モル、初期圧力 5 MPa となる。本試験では、窒素濃度をこの濃度とすることで BWR 運転条件下の爆轟圧力を模擬した。この窒素希釈ガス条件によって、実機プラント条件の C-J 圧力および圧力波形のプロファイルが再現できることが、Uchida ら<sup>5)</sup>の試験で確認されている。爆轟圧力のプロファイルは、初期圧力にほぼ比例するため、試験体を破壊または変形させる試験目的に沿った結果が得られるよう、事前に構造解析を行って初期圧力条件を決定した。

### 3.2.2 試験体の形状

#### (a) 単純直管破壊試験(試験体 K-1)

単純直管の破壊強度を明らかにすることを目的に、直管試験体を爆轟によって破壊させた。試験体概略図を Fig. 3-1 に示す。試験配管は、実機に用いられる高温配管用炭素鋼鋼管 STPT410 (公称外径 60.5 mm, 公称肉厚 3.9 mm) である。ただし、着火点から下流方向に肉厚が段階的に薄くなるように、外面を切削加工した。着火端から下流方向に 1000 mm の範囲は未加工のままとした。さらに下流方向に 1000 mm の範囲は、目標肉厚を 3.4 mm とした。以下、図に示した通り、目標肉厚 2.9 mm, 2.6 mm および 2.4 mm とした。この試験により、破壊した部分の肉厚として破壊強度データの基礎的な知見が得られる。

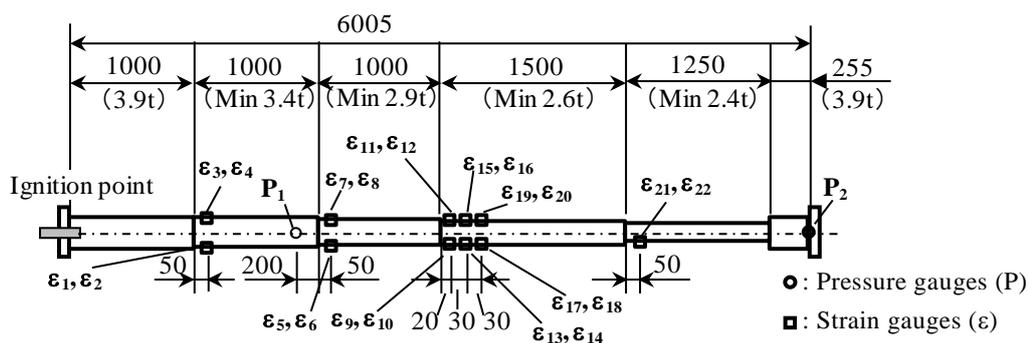


Fig. 3-1 Configuration of straight pipe specimen: Test case K-1

本研究では、実際に使用される配管の実強度を明らかにすることを目的とするため、内面は未加工のままとした。このため、JIS G 3456<sup>3)</sup>に記される STPT410 の厚さ許容差(±0.5 mm)程度の厚さのばらつきがあるが、最小となる厚さが、それぞれの部位の目標肉

厚となるように、超音波肉厚計で計測しながら加工した。超音波肉厚計の最小有効桁は 0.1 mm である。

最小肉厚 2.4 mm の部位を長くしているのは、進行波（以下、爆轟波を反射波と区別する場合、進行波と呼ぶ）と反射波の影響が重なる、すなわち両波が干渉することを避けるためである。これは、本試験が進行波による配管の破壊を対象としていることによる。

上図中の  $P_1$ ,  $P_2$  は圧力計の取り付け位置、 $\epsilon_1 \sim \epsilon_{22}$  はひずみゲージ貼付位置である。ひずみゲージはすべて配管外面に貼り付けた。貼付位置の配管周方向位置は、超音波肉厚計の計測結果で肉厚が最も薄かった点とした。図中で周方向に 2 点ある個所は、薄肉となる点の 180° 反対側の点にも貼り付けた。事前解析において破断想定箇所とした  $\epsilon_{11}$ ,  $\epsilon_{12}$ ,  $\epsilon_{15}$ ,  $\epsilon_{16}$ ,  $\epsilon_{19}$  および  $\epsilon_{20}$  の周方向位置は全て同じである。

圧力計取り付けに必要な座の加工は配管の強度に影響を及ぼすため、変形が予測される位置から離して取り付けした。圧力計は、PCB 社製圧力センサ M119B11 を用い、PCB 社製シグナルコンディショナ 482A22 を通して、キーエンス社製データロガー GR-7000 を用いてデータを記録した。このときのサンプリング周期は  $5 \times 10^{-7}$  s である。一方、ひずみゲージは、共和電業社製の 2 軸大ひずみゲージ KFG-2-350 を用いた。ひずみゲージ貼付位置を示す  $\epsilon$  の添え字の奇数番は周方向、偶数は軸方向を表す。ひずみゲージアンプには共和電業社製 CDV 700A（応答周波数範囲 DC~500 kHz）を用い、キーエンス社製データロガー GR-7000 を用いてデータを記録した。サンプリング周期は  $5 \times 10^{-6}$  s とした。上述のデータロガーの解像度は 14 bit である。なお、圧力については、150 kHz をしきい値としてローパスフィルタ処理を施したが、ひずみについてはフィルタリング等の処理はしていない。本章の以降に示す試験体にも同じ計測系を用いた。

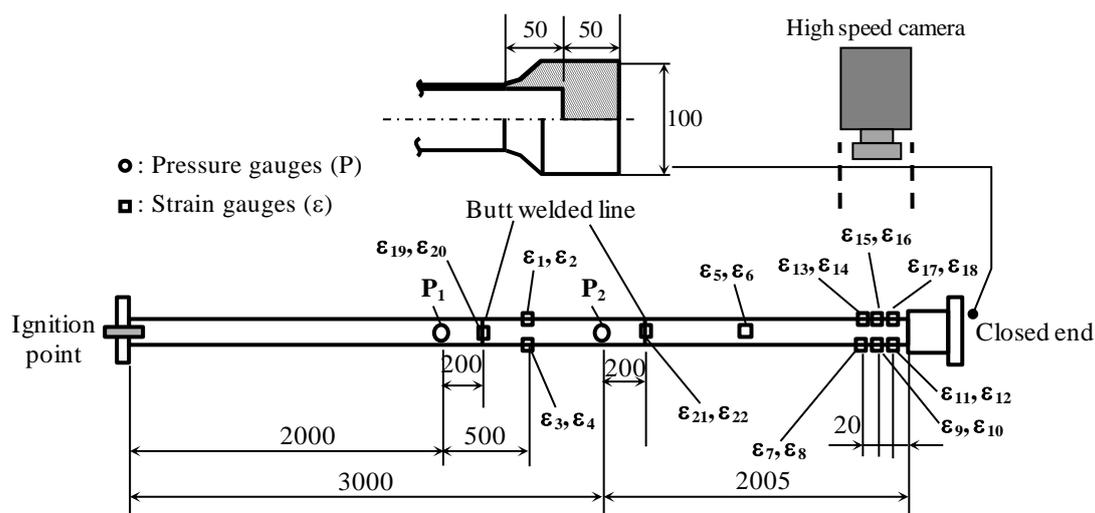


Fig. 3-2 Configuration of straight pipe specimen with closed end: Test case K-2

## (b) 閉止直管破壊試験(試験体 K-2)

試験体 K-2 の概略図を Fig. 3-2 に示す. 試験配管には, 高温配管用炭素鋼鋼管 STPT410 (公称外径 60.5 mm, 公称肉厚 3.9 mm) を用いた. 試験体端部に, 閉止した弁を模擬した閉止端を設けた. 閉止端と直管は, 実機の施行法に従った突合せ溶接で接続した. 配管の他の部分は, 購入時のまま未加工とした.

混合ガスが蓄積する配管系は, 主に上向きの行き止まり配管と考えられている<sup>6)</sup>. これは, 行き止まりとなることで主蒸気流れが滞留し, 混合ガスが蓄積するためである. 行き止まりとなる配管は, 主に閉止した弁によって形成される.

爆轟波が閉止端に到達すると反射波が生じる. 閉止端直下では, 反射波のピーク圧力は進行波のピーク圧力に対して 2~2.5 倍となるため<sup>2)</sup>, 配管強度に大きく影響する. ただし, 進行波と異なり, 燃焼によるエネルギー供給が無いため, 伝播するに従いピーク圧力は減衰する. 弁は一般的に配管より肉厚であるため, 弁と配管の接合部近傍が最も破壊しやすいと予測されるが, このことを本試験で確認する. このため, 破壊想定箇所近傍における剛性を実機と同等にする必要があることから, 直管と弁の溶接部形状を実機形状と同等とした. また, 反射波の伝播に伴う圧力減衰を再現するため, 弁入口から弁体までの軸方向距離も実機弁形状に合わせた.

フォトロン社製高速ビデオカメラ FASTCAM SA5 を用いて, 配管が破壊する様子を撮影した. 撮影速度は 1 s あたり 20000 コマである. ひずみゲージ $\epsilon_3 \sim \epsilon_{18}$ には共和電業社製の 2 軸大ひずみゲージ KFG-2-350 を,  $\epsilon_{19} \sim \epsilon_{22}$ には 1 軸大ひずみゲージ KFEL-2-12-C1 を用いた.  $\epsilon$  の添え字の偶数番号が周方向, 奇数番号が軸方向を表す. 1 軸ひずみゲージを用いたのは, 周方向および軸方向を計測するひずみゲージを同じ溶接線上に貼り付けるためである. 貼付位置の配管周方向位置は, 超音波肉厚計の計測結果で最も薄かった点とした. 上図中で周方向に 2 点ある箇所は, 薄肉点の 180° 反対側の点にも貼り付けた. 破断想定箇所に貼り付けた  $\epsilon_{13} \sim \epsilon_{18}$  の周方向位置は全て同じである.

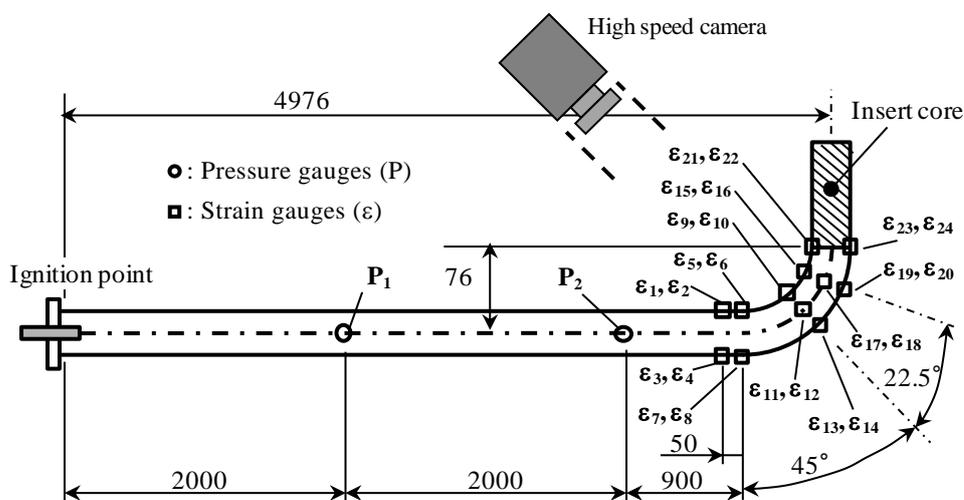


Fig. 3-3 Configuration of elbow specimen: Test case K-3

### (c) エルボ破壊試験(試験体 K-3)

試験体 K-3 の概略図を Fig. 3-3 に示す。配管継手の代表例であるエルボの破壊挙動を明らかにするため、エルボ試験体の破壊試験を行った。試験に用いた直管およびエルボは、高温配管用炭素鋼鋼管 STPT410（公称外径 60.5 mm，公称肉厚 3.9 mm）である。エルボと直管は、実機配管の施工方法に従った突合せ溶接によって接合した。配管の肉厚は加工せず、購入時のままとした。

爆轟波がエルボを通過する場合、エルボ背側に、反射の効果によって、直管に比して高いピーク圧力が生じる<sup>2)</sup>。一方、エルボに静的内圧を負荷した場合には腹側の周方向応力が高くなることが知られている<sup>7)</sup>。このように、エルボ特有の形状によって、爆轟波および構造応答の両者が影響を受けるため、そのときの破壊形態を試験で確認する必要がある。事前解析の破壊位置予測結果に基づき、エルボ腹側が破壊する様子を高速ビデオカメラで撮影した。

エルボ部を選択的に破壊させるため、エルボ出口に閉止端を設け、反射による高い圧力を発生させた。ただし、閉止端をエルボに直接溶接すると構造不連続部となり、配管強度に影響を及ぼすため、エルボ出口には通常の施工どおりに直管を突合せ溶接し、下流直管内に内挿物を挿入することで爆轟波が反射する閉止端を形成した。

用いたひずみゲージは試験体 K-2 と同様で、 $\epsilon_3 \sim \epsilon_8$  および  $\epsilon_{21} \sim \epsilon_{24}$  は 1 軸ひずみゲージ、他は 2 軸ひずみゲージである。添え字の偶数番号が周方向、奇数番号が軸方向を表す。

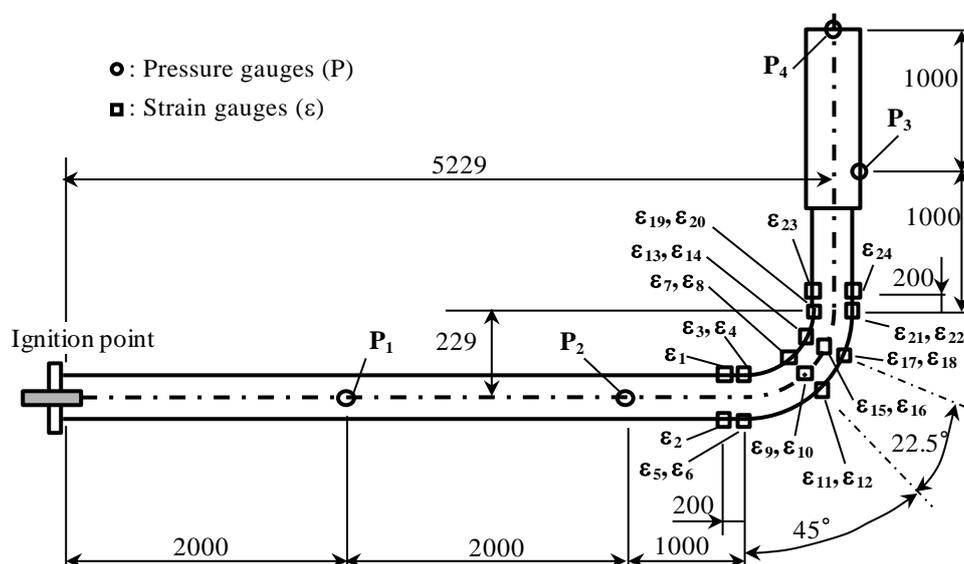


Fig. 3-4 Configuration of elbow specimen: Test case K-4

### (d) エルボ塑性変形試験(試験体 K-4)

試験体 K-4 の概略図を Fig. 3-4 に示す。本試験体は、初期圧力を下げることで、エルボを破壊させずに塑性変形のみにとどめ、エルボおよびその近傍の直管の変形の傾向を

明らかにする。また、生じるひずみをひずみゲージの計測可能範囲内とすることで、第4章で実施する構造解析との比較に用いる。試験に用いた直管およびエルボは、高温配管用炭素鋼鋼管 STPT410（公称外径 165.2 mm，公称肉厚 7.1 mm）である。配管とエルボは、実機配管の施工方法に従って突合せ溶接によって接続した。その他の部位は加工せずに、配管購入時のままとした。

本試験体では、ひずみのデータを継続的に取得するために、爆轟波による試験体の破壊を防止した。このため、閉止端近傍の直管を比較的厚肉にすることで、反射波が閉止端を破壊させることを防いだ。エルボと直管のひずみを比較することで要素形状の影響を明らかにすることを目的に、エルボおよびエルボ近傍の直管に生じるひずみを計測した。用いたひずみゲージは試験体 K-2 と同様で、 $\varepsilon_1 \sim \varepsilon_6$  および  $\varepsilon_{19} \sim \varepsilon_{24}$  は 1 軸ひずみゲージ、他は 2 軸ひずみゲージである。 $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_{23}$  および  $\varepsilon_{24}$  は周方向、他のゲージは添え字の偶数番号が周方向、奇数番号が軸方向を表す。

### 3.3 試験結果

#### 3.3.1 単純直管破壊試験の結果(試験体 K-1)

##### (a) 破壊形態

爆轟によって破壊した試験体の外観を Fig. 3-5 に示す。

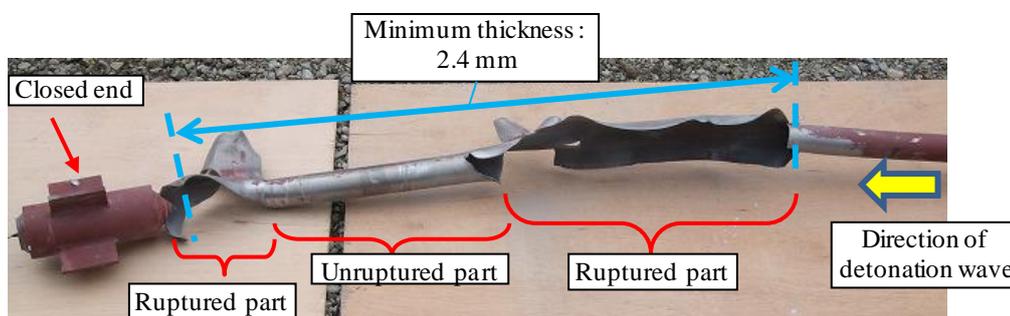


Fig. 3-5 Photograph of ruptured part of straight pipe specimen: Test case K-1

最も薄い目標肉厚 2.4 mm に加工した領域で、上流側および下流側の閉止端近傍の 2 箇所が破断し、その中間に非破断部が残った。上流側の破断部は進行波によって破断したと推測される。その理由としては、反射波は伝播に従い圧力が減衰するため、非破断部からより遠い上流の部位には圧力が低下した反射しか到達せず、中間部が破断せずに上流部位が反射波で破断することは考えられないためである。また、後述の圧力波到達時刻とひずみゲージ計測結果の比較からも、進行波による破断であることが示唆されている。以上より、目標肉厚 2.4 mm で加工した部位は、肉厚減少による強度低下のため、進行波に耐える強度を持たなかったが、目標肉厚 2.6 mm で加工した部位は進行波に対して破断しない強度を持っていたことがわかる。爆轟波は音速を超えるため、上流の管が破断しても圧力解放の影響を受けずに、進行波は閉止端まで伝播する。したがって、

閉止端近傍の破壊は、反射波の高い圧力によるものと考えられる。中間の非破断部については、進行波の波面は伝播したものの、破断による圧力解放によって進行波後方の圧力減衰が大きくなったために、大きなひずみが生じなかったと推測される。

上流側破断部の破面を走査型電子顕微鏡（scanning electron microscope, 以下 SEM と略称する）を用いて観察した。破断部における観察部位とその部位の SEM 画像を Fig. 3-6 に示す。破断部の外観からわかるように軸方向に破断が生じており、高い周方向応力によって破断したと考えられる。破面を観察した結果、いずれの部分でもディンプル模様がみられた。したがって、破壊形態は延性破壊であることがわかった。また、いずれの箇所でも等軸ディンプルが見られたことから、引裂きによる破断は無かったといえる。つまり、ある局所的な破断個所に生じたき裂を起点として、引裂きによってき裂伝播したのではなく、全体的に膨張してほぼ同時に破断したことが示唆される。また、下流側破断部の破面も同様に、全面的に等軸ディンプルが観察された。これらの破面観察の結果から、爆轟による衝撃的な負荷に対しても、炭素鋼配管の破壊形態は延性破壊であることがわかった。

以上の破壊後の試験体の観察結果から、爆轟圧力を受ける炭素鋼配管は、広い範囲で大きな周方向応力が発生し、大きく膨張した後に延性破壊することが判明した。

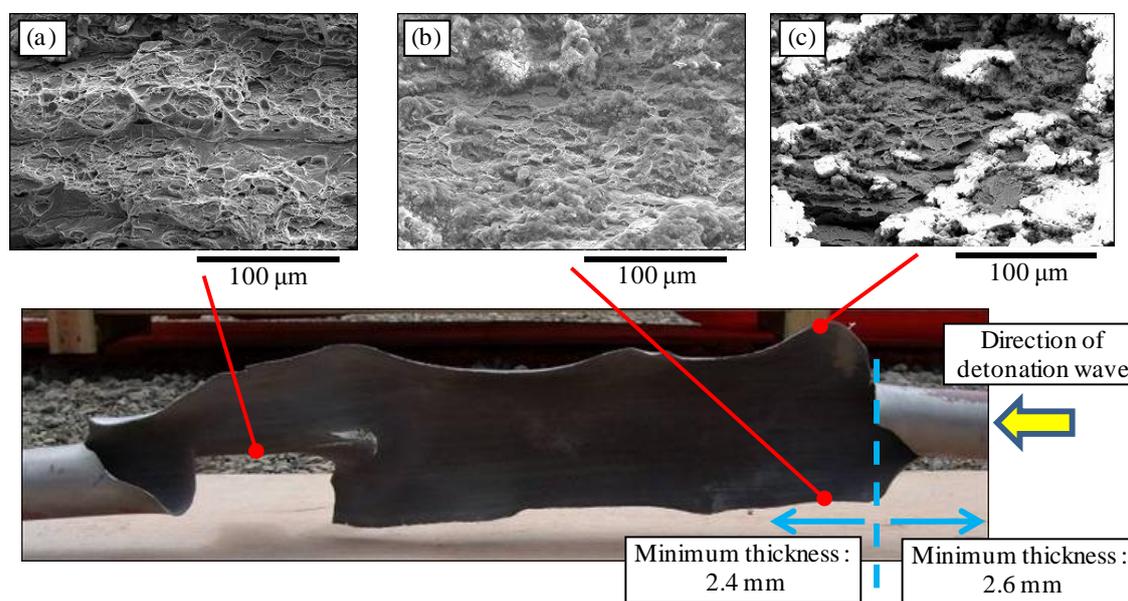


Fig. 3-6 Micrographs and photographs of fracture surfaces of straight pipe specimen: Test case K-1

### (b) 圧力測定結果

圧力計の測定結果を Fig. 3-7 に示す。時間軸は、圧力計  $P_1$  に進行波が達した時刻を 1 ms として表した。閉止端の圧力計  $P_2$  では、波の到達による圧力のピークが約 2.4 ms に見られる。 $P_1$  と  $P_2$  間の距離と波の到達時間から計算した波の速度は 2.929 km/s となる。しか

しながら、波が到達するまでに  $P_2$  は初期圧力 4 MPa を示すはずであるが、負の値を示しており、計測系による誤差が生じた。試験後に調査した結果、試験体の  $P_1$  位置と  $P_2$  位置の間で、試験中に何らかの理由で電位差が生じ、同じシグナルコンディショナに入力されたセンサ間でこれを打ち消すループ電流が生じたことがわかった。Fig. 3-7(a)の 1.7 ~ 2.2 ms の間において、 $P_1$  と  $P_2$  の波形が上下対称関係にあり、ループ電流による影響が認められる。以上の考察から、 $P_1$  と  $P_2$  の出力の和を取ることによって、 $P_2$  に波が達する時刻 2.4 ms までは正しい波形が得られると推測した。この結果を Fig. 3-7(b)に示す。図中に示した  $P_{cj}$  はピーク圧力の計算値であり、直管における定常爆轟波理論である Chapman-Jouguet 理論（以下、C-J 理論と称する）に基づいて爆轟圧力および速度を評価する STANJAN コード<sup>8)</sup>を用いて計算した。Fig. 3-7(b)の 1 ms に認められる補正後のピーク圧力は、理論解である  $P_{cj}$  (83.55 MPa) に近く、理想的な 1 次元爆轟波が生じていることが確認された。なお、K-2 および K-3 試験体でも、同様にループ電流の影響が見られたことから、本試験で測定した圧力波は、圧力の高さではなく波の到達時間のみを参照するために用いた。

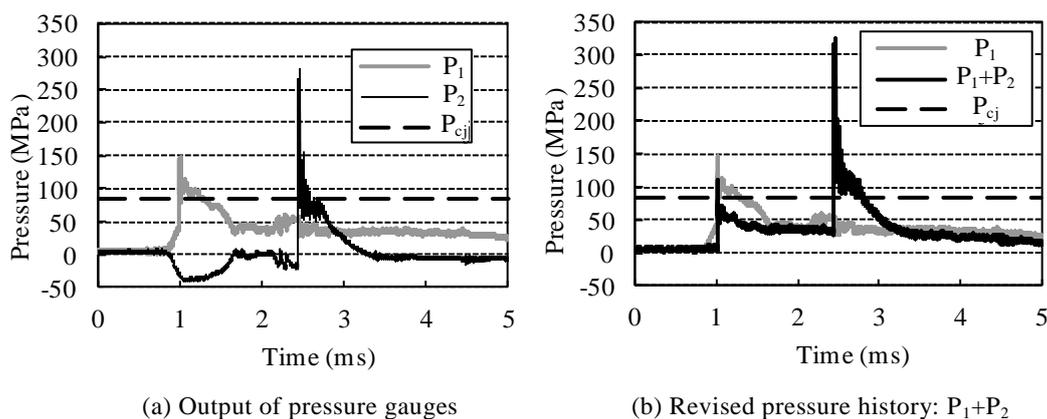


Fig. 3-7 Pressure time histories for straight pipe specimen: Test case K-1

### (c) ひずみ計測結果

次に、ひずみゲージによる計測結果を示す。破断した個所を除き軸方向ひずみは 0.2 % より低く、周方向ひずみが支配的であったため、周方向ひずみのみの計測結果を Fig. 3-8 に示す。ゲージの周方向位置は、天側を 0°として爆轟波進行方向を見て右回りの角度を示した。ゲージの周方向位置を 45°または 225°としたのは、超音波肉厚計による計測の結果、この位置の肉厚が比較的薄かったためである。

目標最小肉厚 2.6 mm とした部位のひずみゲージ  $\epsilon_{11}$ ,  $\epsilon_{15}$ ,  $\epsilon_{19}$  については、ひずみが約 8 % に到達した後、ひずみアンプのレンジ上限設定である 14 % まで瞬間的に上昇していることから、ひずみゲージが剥離または破断したものと判断した。ゲージに異常が見られなかったケースで最も大きいひずみは、非破断部である目標最小肉厚 2.6 mm 部位の  $\epsilon_{13}$

で計測された 8 % 強のひずみである。ひずみゲージの異常が見られない範囲でひずみ速度を算出した結果、 $\epsilon_{11}$ 、 $\epsilon_{13}$  のひずみ立ち上がり時に見られた  $2 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$  が最も高い。第 2 章で実施した高速引張試験は、このひずみ速度を含む範囲で実施されている。

図中には、ひずみゲージ位置に進行波が到達する予測時間を、波の速度 (2.929 km/s) から算出して記した。いずれのひずみも、進行波の到達によって急激な上昇が発生していることがわかる。

また、破断部近傍である  $\epsilon_{21}$  については、進行波の予測到達時間である 1.9 ms で 1 % 強までひずみが上昇した後、圧縮側に推移した。破断部は、ゲージ  $\epsilon_{21}$  貼付位置の周方向  $180^\circ$  反対側であった。破断部が大きく開口したため、その反対側の管断面の曲率半径が大きくなり、ゲージを貼った管外面側は圧縮方向に変形したものと考えられる。

以上のひずみ計測結果から、破断部のひずみは計測されなかったものの、非破断部においても 8 % 強の塑性ひずみが計測されており、本試験のような高ひずみ速度条件においても、延性を保たれることが示唆された。

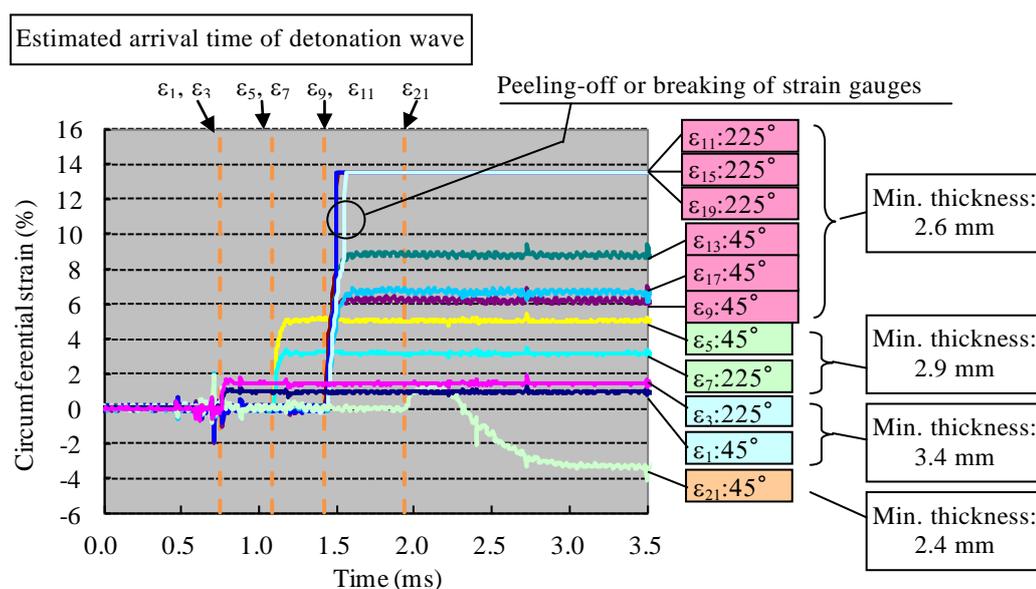


Fig. 3-8 Strain time history for straight pipe specimen: Test case K-1

#### (d) 試験結果および強度評価手法の考察

ひずみゲージで計測された残留ひずみと初期肉厚の関係を Fig. 3-9 に示す。初期肉厚は、ひずみゲージ貼付位置の肉厚を試験前に超音波肉厚計で計測した結果である。初期肉厚が薄いほどひずみが高くなることが確認できる。したがって、肉厚が薄いほど応力が高くなり、その結果ひずみが大きくなったことが予測される。これは一般的な構造物の挙動といえる。ただし、爆轟圧力は衝撃的に働くため、その応力またはひずみの大きさを予測するには、動的な評価が必要となる可能性がある。

原子力プラントの配管設計では、最大負荷圧力と静的につり合う応力を材料力学による計算から求め、これを許容応力と比較することで設計が行われる。本試験体は周方向応力によって破断したと考えられるため、本試験のような過渡的な爆轟圧力に対しても従来の周方向応力による設計手法が適用可能であることを検討する。爆轟圧力が仮に静的に負荷された場合の配管周方向応力を次式から求める。

$$S_s = \frac{P_{cj}(D_o - 0.8t)}{2t} \quad (3-1)$$

ここで、 $t$  は目標加工板厚、 $P_{cj}$  は C-J 理論から求めた爆轟波の C-J 圧力、 $D_o$  は管外径、 $S_s$  は求める周方向応力である。つまり、進行波のピーク圧力  $P_{cj}$  が静的に負荷された場合の周方向応力が  $S_s$  である。上式は、日本機械学会「発電用原子力設備規格 設計建設規格」<sup>9)</sup>における配管の必要最小肉厚を求める式を参考にした。

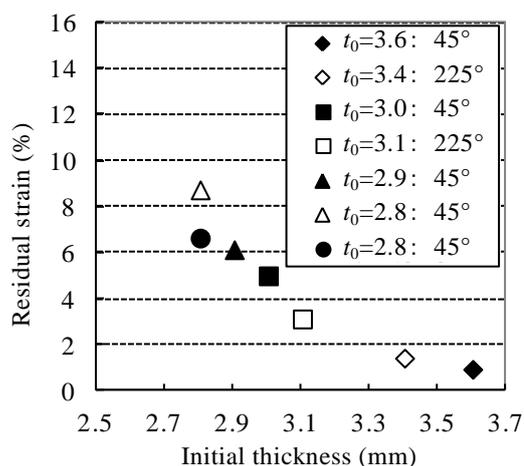


Fig. 3-9 Residual strain for straight pipe specimen: Test case K-1

試験体の各肉厚に対して式 (3-1) から求めた周方向応力を Fig. 3-10 に示す。図には、比較として、上記設計規格<sup>9)</sup>に記されている STPT410 の設計引張強さ  $S_u$  と、第 2 章で実施した STPT410 の引張試験 (ケース M-2) から得た引張強さ  $\sigma_u$  を示した。引張試験は、ひずみ速度  $0.1 \text{ s}^{-1}$  および  $5000 \text{ s}^{-1}$  の 2 種類の結果を示した。いずれも試験温度は室温である。上図で高ひずみ速度下で求めた引張強さを示したのは、ひずみゲージで約  $2 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$  のひずみ速度が計測されており、高ひずみ速度がもたらす引張強さの上昇が予想されたためである。式 (3-1) から求めた周方向応力  $S_s$  と高ひずみ速度 ( $5000 \text{ s}^{-1}$ ) 条件における引張強さ  $\sigma_u$  を比べると、3.4 mm 以下の肉厚において、式 (3-1) から求めた周方向応力は引張強さ  $\sigma_u$  を上回る。したがって、式 (3-1) による応力評価法によると、3.4 mm 以下の部位は破断すると推測される。これに対して、試験では肉厚 2.6 mm 以上の部位は破断しておらず、式 (3-1) に基づいた推測とは異なる結果が得られた。このことは、

式 (3-1) による応力評価手法は本試験体に適用できないことを意味する。この原因については、以下のように考察できる。

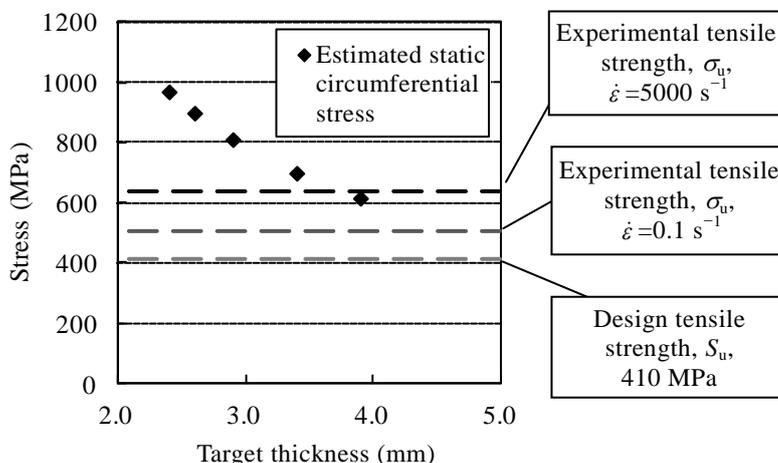


Fig. 3-10 Comparison of estimated static circumferential stress and tensile strength : Test case K-1

本試験で見られた爆轟のピーク圧力は、持続せずすぐに降下することが Fig. 3-7 からわかる。一方、円筒構造物が全体的に膨張-収縮する運動には、ある固有周期が存在する。固有周期に比べて最大負荷力の持続時間が十分短い場合には、最大負荷力との静的なつり合い式は満足されず、動的な慣性力および減衰力を含めて、力のつり合いを考慮する必要があることは振動学や機械力学でよく知られている。配管試験体の膨張運動を示す周方向ひずみ履歴と、圧力持続時間を比較した結果を Fig. 3-11 に示す。図中のひずみ履歴は、非破断部である目標最小肉厚 2.6 mm の部位におけるものである。試験体 K-1 の圧力計 P<sub>1</sub> での計測結果（ループ電流補正後）は、波到達時間がひずみ発生開始時間に一致するように時間軸を調整して、示されている。また、参考に、既往試験<sup>5)</sup>（初期圧力：5 MPa，温度：室温，H<sub>2</sub>：62.6%，O<sub>2</sub>：30.3%，N<sub>2</sub>：7.2%）で実施された直管内の爆轟波の計測結果もあわせて示した。

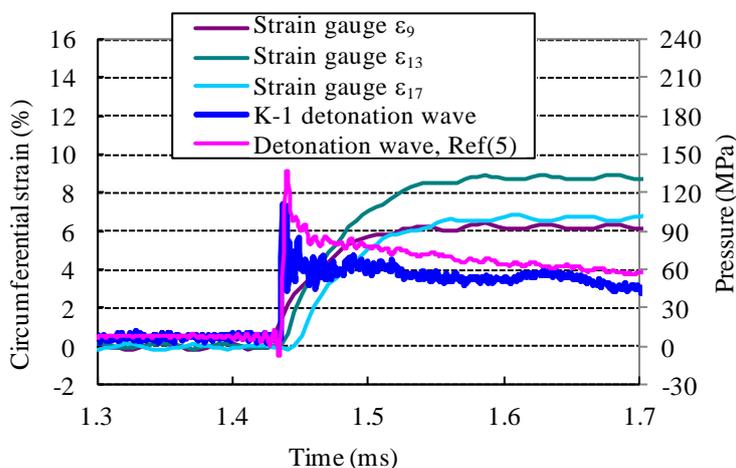


Fig. 3-11 Comparison of strain-time and pressure-time histories : Test case K-1

爆轟波の圧力は瞬時にピークに到達するのに対して、ひずみの応答は圧力に比べて遅い。ひずみが最大になる時間には、圧力は既にピーク圧力の 1/2 以下に下がっている。すなわち、管の膨張する速度は圧力の過渡的な変化に追従していないことがわかる。よって、ピーク圧力と周方向応力が釣り合うとした式(3-1)の応力評価式は適用できない。以上の考察から、爆轟圧力に起因する応力を求めるには、従来の設計手法である静的つり合い式ではなく、過渡的な圧力に対する膨張変形の動的な変化をも考慮に入れた手法が必要であるといえる。

上図において、圧力が下がるにもかかわらず、ひずみが増加しているのは、慣性力によるものと推断される。言い換えると、変形初期に与えられた運動エネルギーを変形によって消費しているためと判断できる。したがって、配管の破断は、材料の変形吸収能力が限界を超えた場合に生じると考えられる。単位体積当たりの材料が成す仕事は、周方向応力のみが発達していることを考えると、単純に応力-ひずみ曲線下の面積で与えられると考えてよいだろう。応力-ひずみ関係から破断の限界を判断するパラメータとして、破断時の応力またはひずみが挙げられる。本研究で構築を目指している配管健全性評価手法においては、破断の限界を判断するパラメータとして、ひずみを用いることが適切であると考えられる。これは、応力を基準に考える場合、応力が引張強さを超えても運動エネルギーを吸収することは可能であるため、材料特性として頻繁に用いられる引張強さを評価に用いることができないこと、および本章で示したような実機模擬試験において応力を直接計測できないため、評価手法の妥当性の検証に問題が残ることが理由として挙げられる。一方、ひずみを評価に用いる場合、第2章の材料試験から破断時の絞り力が求められるため、材料特性としてひずみの限界値を把握できること、および本章で示した実機試験でひずみを直接計測しているため、評価手法の検証が容易であることが利点として挙げられる。

なお、円筒構造物の固有振動数は、口径が大きいほど低くなる。無限に長い薄肉円筒が、一様に膨張-収縮する弾性振動運動の固有振動数  $f$  は、次式で表される<sup>10)</sup>。

$$f = \frac{1}{2\pi R} \sqrt{\frac{E}{\rho(1-\nu^2)}} \quad (3-2)$$

ここで、 $R$  は円筒の半径、 $E$  は縦弾性係数、 $\rho$  は密度、 $\nu$  はポアソン比である。上式は、弾性変形に対する固有振動数であるが、塑性変形に対しては、式中の  $E$  を応力-ひずみ関係の傾きに置き換えて考えることができる。上式からわかるように、口径が大きいほど固有周期は長くなる。したがって、K-1 試験体より大きい口径の管では、さらに固有周期が長くなるため、急峻な爆轟圧力の挙動に対して、より応答が遅くなる。つまり、本試験体より口径が大きい場合でも、ピーク圧力基準による応力評価は成立せず、エネルギーを吸収する変形能基準で破壊を評価する上述の議論が成り立つといえる。

以下に、3.3.1 項の考察をまとめる。まず、破面観察結果から、破壊形態は延性破壊であることが示された。また、ひずみ計測結果によると計測された最大ひずみは約 8 % であり、十分な伸びが実測されている。これらのことから、爆轟による高速変形下でも、降伏応力以上のひずみ硬化領域の強度と延性が期待できる。爆轟圧力は瞬時にピーク圧力まで上昇するが、ひずみの応答はこれより緩やかであるため、ピーク圧力を基準とした評価方法は成立しない。このため、与えられたエネルギーを吸収できる材料の変形能を基準とした評価が望ましい。変形能を評価するパラメータは、材料試験および配管破壊試験で実測データがあるひずみを用いることとする。以上を踏まえて本研究で構築する健全性評価手法は、材料が高い延性を持つことを前提として、塑性変形を考慮に入れた強度評価手法とする。また、その際に用いる評価パラメータとしてはひずみが適切であると考えられる。

### 3.3.2 閉止直管破壊試験の結果(試験体 K-2)

#### (a) 破壊形態

K-2 試験体は、閉止端近傍の直管部分が破断した。破断後の試験体の状況を Fig. 3-12 に示す。破断部から 2 つの破片が分離した。

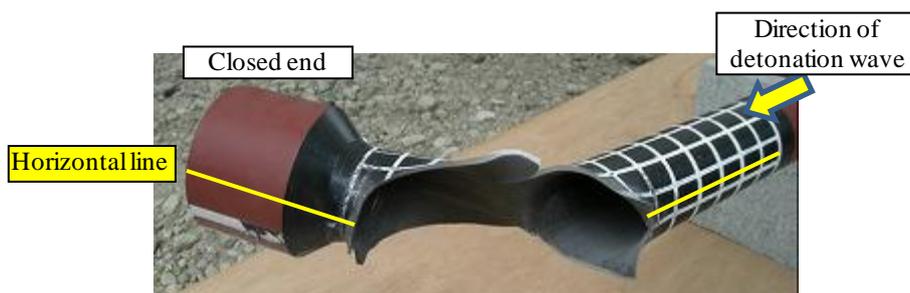


Fig. 3-12 Ruptured part of closed pipe specimen: Test case K-2

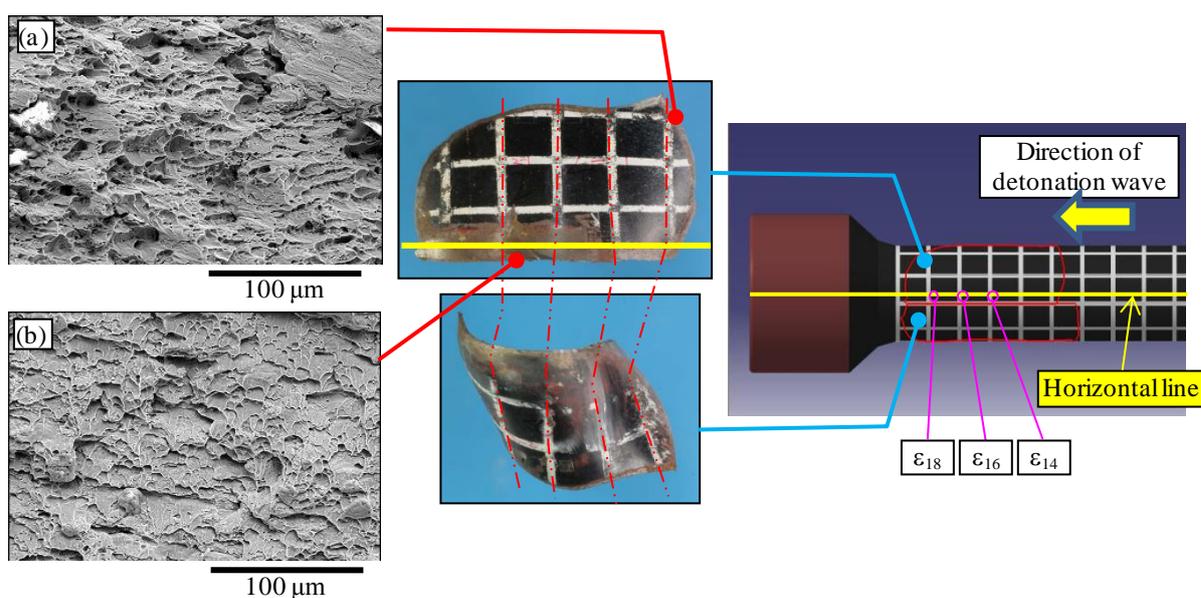


Fig. 3-13 Micrographs, photographs, and schematic of fracture surface for closed pipe specimen: Test case K-2

破片の写真および破面の SEM 観察結果を Fig. 3-13 に示す。破片の形状から、2つの破片が接する位置に軸方向き裂が生じて破断したと考えられる。上図(b)に示すように、軸方向き裂の破面には全面的に等軸ディンプル模様が見られたことから、引裂き破壊は生じず、一様な膨張によって破断したと考えられる。これに対して、上図(a)に示すように、周方向き裂の破面では軸方向き裂から遠ざかる方向に伸長ディンプルが見られた。このことから、まず2つの破片が接していた部分で軸方向き裂が開口し、その後、周方向にき裂が進展し、開口部から噴き出す爆風によって、上図(a)に示す破断面の部分が最終的に引きちぎられたと考えられる。

20000 コマ/s の録画可能な高速ビデオカメラを用いて、破断前後をとらえた写真を Fig. 3-14 に示す。破断 1 コマ前の写真では、閉止端突合せ溶接線から約 40 mm 離れた位置の直管が膨張していることがわかる。また、破断直後のコマから、軸方向にき裂が開いた様子が見られる。以上の観察結果から、破断に至らしめた負荷応力は周方向応力であると考えられる。破断部に負荷された高い爆轟圧力によって、周方向応力が発達し、大きく膨張して破断したものと推察される。また、破断位置は、溶接線から 40 mm 位置のひずみゲージ  $\varepsilon_{16}$  付近と考えられる。

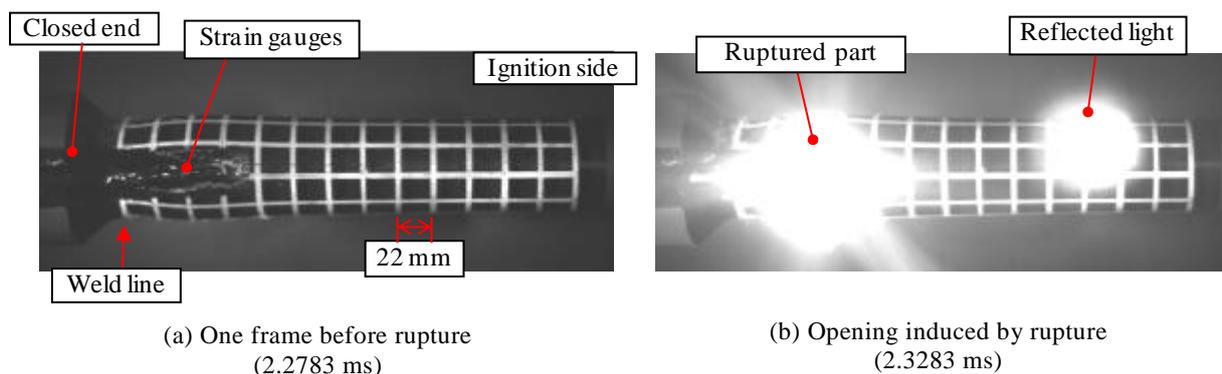


Fig. 3-14 Photographs taken by high speed camera for closed pipe specimen: Test case K-2

3.2.1(b)で記したように、閉止端では、進行波の 2.0~2.5 倍のピーク圧力を持つ反射波が生じる。一方、本試験体のように十分内径の小さい直管を伝播する進行波の圧力は、位置によらず一定となる<sup>1),2)</sup>。本試験では、破断した部位以外の直管は破断していないことから、破断の原因は進行波ではないといえる。したがって、試験体を破断させた圧力は、反射波に起因する圧力であると推測される。

反射波の圧力は閉止端において最も高く、伝播に従って減衰する。内径 43.1 mm の円筒を用いた藤井ら<sup>2)</sup>による混合ガス爆轟試験における圧力の測定結果を Fig. 3-15 に示す。閉止端 P8 に、進行波より高い圧力が生じていることがわかる。また、閉止端から 250 mm 離れた圧力計 P7 の反射波のピーク圧力は P8 での圧力よりも下がっているが、進行波よ

り高い圧力を保っている。本試験における配管破断の原因は、閉止端で生じた高い圧力を持つ反射波が高い圧力を保ったまま閉止端近傍の配管に到達したためと推察できる。

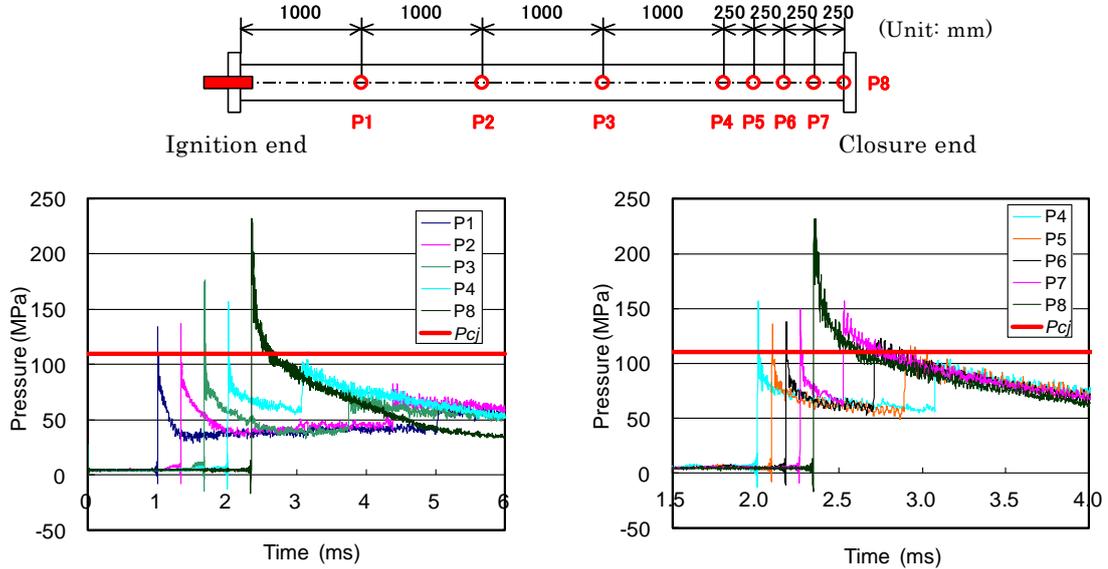


Fig. 3-15 Pressure time histories for straight tube test (Initial pressure: 5MPa)<sup>(2)</sup>

一方、最も高い圧力が生じる閉止端の最奥部は破損しなかった。これは、弁を模擬した閉止端の肉厚が、十分厚肉であったためと考えられる。また、閉止端と直管との突合せ溶接部よりも、溶接部から 40 mm 離れた直管の変形が大きくなったが、これは、閉止端の肉厚が厚く、かつ閉止端の剛性が高かったため、溶接部および溶接部近傍の直管の塑性変形が抑制されたためと考えられる。

### (b) ひずみ計測結果

閉止端近傍のひずみゲージによる計測結果を Fig. 3-16 に示す。試験体 K-1 と同様に周方向ひずみが支配的であったため、図には周方向ひずみの計測結果を示した。反射波によって生じたひずみを Fig. 3-16(a)に、進行波によって生じたひずみを Fig. 3-16 (b)に、それぞれ示す。

図中でひずみの最大値が 14 % となっているが、これはひずみアンプのレンジの上限を設定したためである。ε<sub>8</sub>およびε<sub>14</sub>のひずみゲージは、時刻約 2.2 ms で不安定な挙動を示している。高速度カメラ撮影によると、この時刻は破断前であることから、不安定な挙動はひずみゲージの剥離によって生じたと考えられる。ひずみゲージ ε<sub>10</sub>, ε<sub>12</sub>, ε<sub>16</sub>, ε<sub>18</sub>についても、反射波の到達でひずみが上昇した後、不連続で急激なひずみ上昇が観察されたため、ひずみゲージの剥離または破断が生じたと判断した。以上のようなひずみゲージの異常に至るまでに計測できた範囲における最大のひずみは、ε<sub>18</sub>で計測された 11 % であった。したがって、十分大きな塑性変形を伴って破断したといえる。これらのひず

み不連続点は、ビデオ撮影された破断時間より前の時刻であることから、実際にはさらに大きなひずみが生じていた可能性がある。

ビデオ観察結果によると、 $\epsilon_{16}$  近傍の径膨張が最も大きく、この位置が破断位置と判断される。しかし、ひずみゲージの計測結果によると、計測された範囲内では、各位置でのひずみ増加速度には大きな差は見られない。このため、ひずみは局部的には集中せず、途中までは一様に膨張したと推測される。

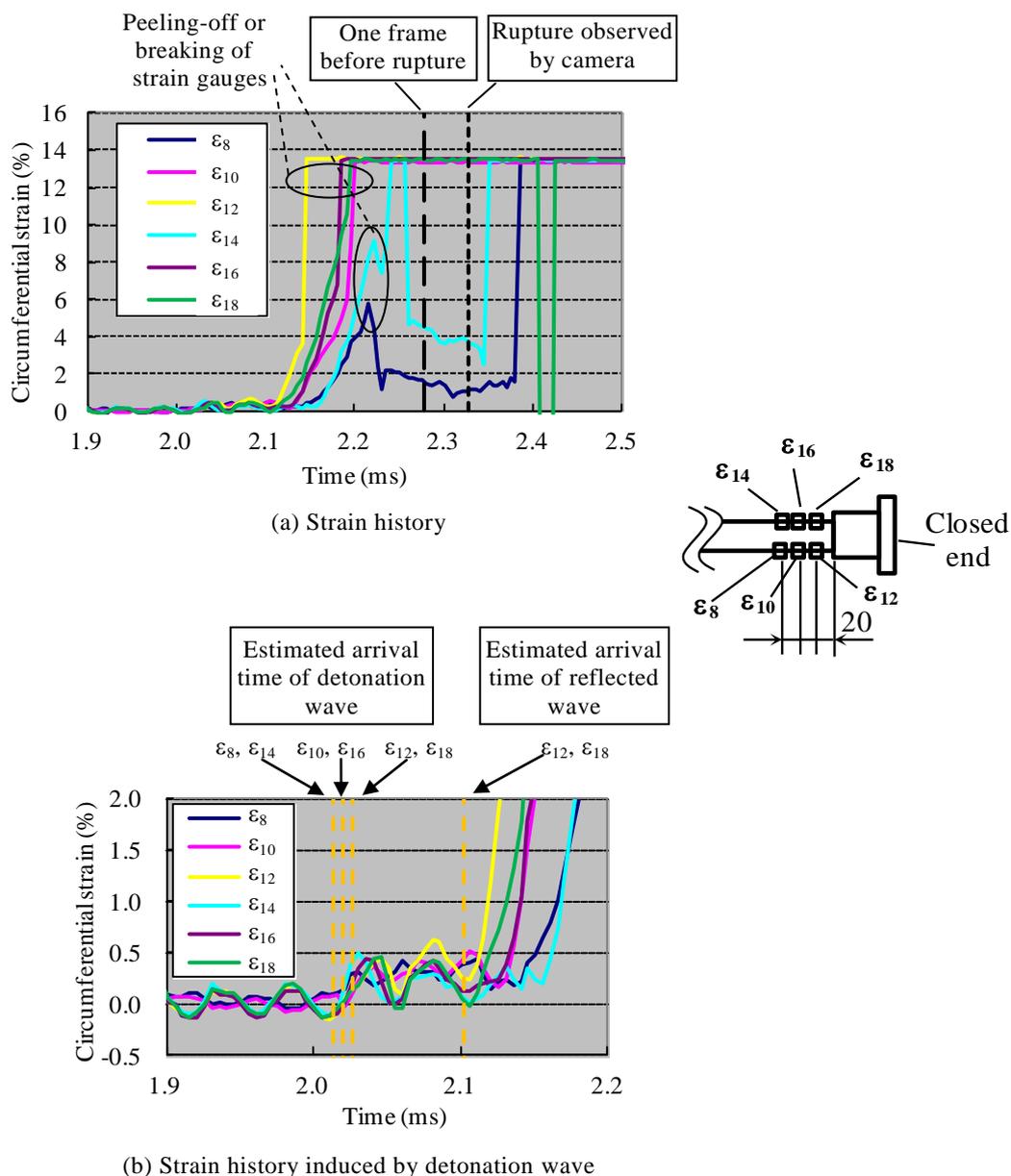


Fig. 3-16 Strain time histories for closed pipe specimen: Test case K-2

圧力波測定結果から進行波の速度 2907 m/s を算出し、推測した進行波到達時間も、Fig. 3-16 (b)に示した。2.0~2.1 ms の間に、進行波の到達によって 0.5~0.6 % の周方向ひずみ

が生じたことが確認された。その後、反射波到達時間である 2.1～2.2 ms の間にひずみの急上昇が認められた。反射波到達推測時間は、既往の爆轟試験結果<sup>5)</sup>および C-J 理論に基づいて算出した波の速度 (1352 m/s) から算出した。以上の観察から、進行波による変形は微小であるのに対して、反射波は試験体を破断させるほどのエネルギーを持っていることがわかる。

計測された範囲での最高のひずみ速度は、 $\varepsilon_{18}$ における  $2 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$  であり、K-1 試験体とほぼ同等であった。このひずみ速度は、第 2 章で記した高速引張試験におけるひずみ速度条件の範囲内にある。

### (c) 強度評価手法の考察

進行波がもたらすひずみが約 0.6 %であったことに対して、反射波によって配管は破断に至る。進行波に比べて、反射波が配管系の健全性に及ぼす影響は著しく大きいといえる。したがって、配管系において強度評価を行う必要がある個所の候補の一つとして、反射波を生じさせる閉止端が挙げられる。

本試験の弁本体は厚肉であるため、最も高い反射波が負荷されるにもかかわらず、破損しなかったものと推察される。また、弁と配管の突合せ溶接部も、比較的厚肉である弁接続部の高剛性によって、破損しなかった。結果的に、比較的薄肉である接続配管が破断した。このように、閉止端を構成する構造要素のうち構造的に最も弱いのは、接続された配管であるといえる。

また、計測できた範囲で 11 %の塑性ひずみが観察され、破面も延性破面であったことから、反射波で破損する配管に対しても、材料の延性を代表する塑性ひずみによる強度評価が可能である。

## 3.3.3 エルボ破壊試験の結果(試験体 K-3)

### (a) 破壊形態

試験体 K-3 は、試験計画通りにエルボ部が破断した。破壊状況を Fig. 3-17 に示す。エルボの腹側を中心に破片が 4 つ確認できた。高速度カメラで撮影した破断時の写真を Fig. 3-18 に示す。カメラは、エルボを腹側から撮影した。撮影結果から、エルボの着火側から曲げ角度 68°付近の腹側で破断していることが確認された。破断 1 コマ前の写真では周方向に膨張していることが確認できる。これは、後述するひずみ計測結果において周方向ひずみが高かった結果と合致する。以上から、過大な周方向応力によってエルボ腹側に軸方向き裂が発生し、破断したと推測される。

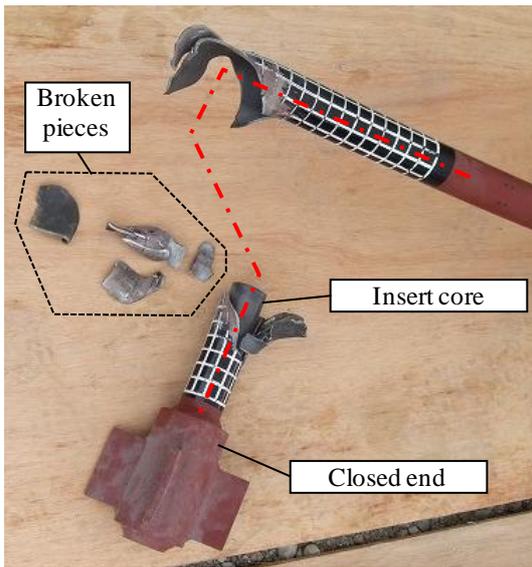
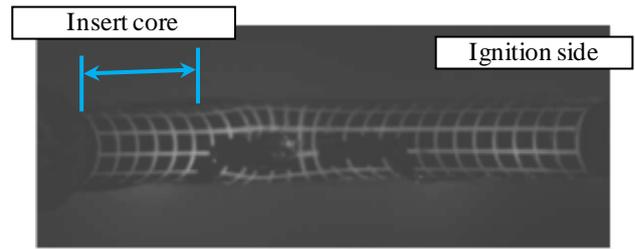
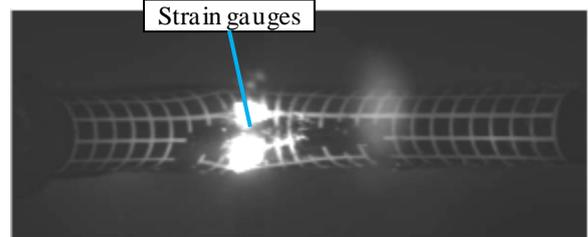


Fig. 3-17 Photograph of ruptured elbow for specimen K-3



(a) 2.1278 ms : One frame before rupture



(b) 2.1778 ms : Rupture at intrados of elbow

Fig. 3-18 Photographs taken by high speed camera of elbow specimen: Test case K-3

破片の復元図を Fig. 3-19 に示す. カメラで撮影された開口部の中心は, 図中の点線の丸で囲んだ位置となる. この点は, ひずみゲージ $\epsilon_{16}$ の位置にほぼ一致する. この位置では, 軸方向および周方向の破断面が交差しており, この点を起点として破断が生じ, き裂が周囲に伝播したものと推測される.

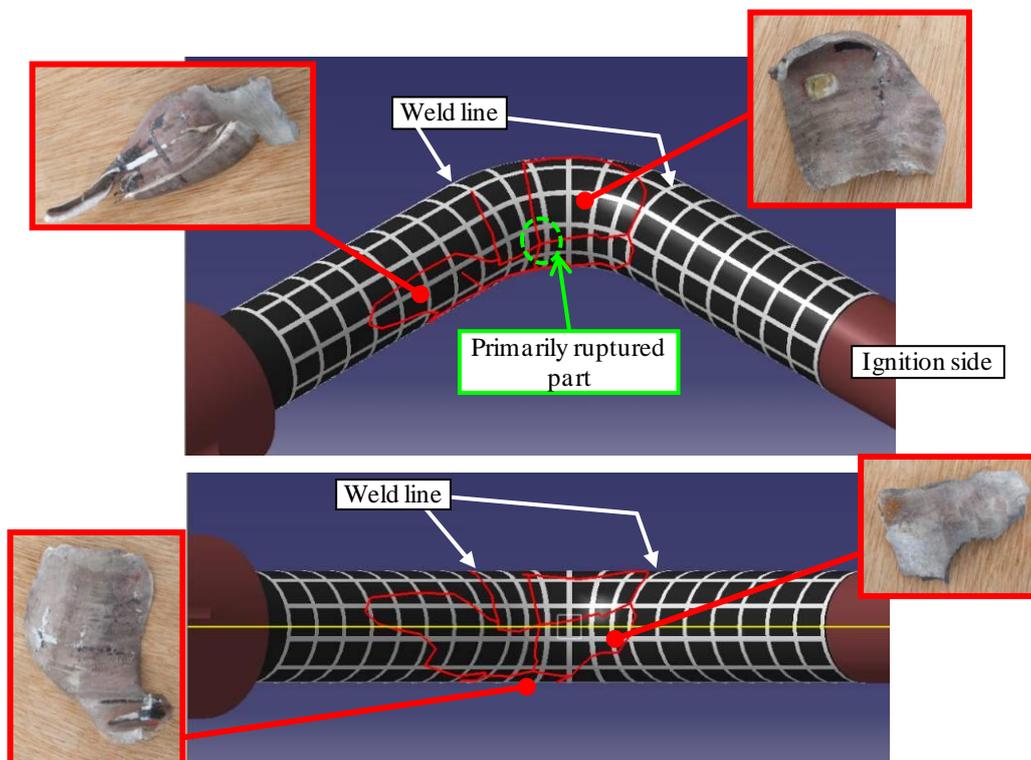


Fig. 3-19 A reconstruction of the fragments of the elbow specimen: Test case K-3

破面の SEM 観察結果を Fig. 3-20 に示す。腹側の軸方向き裂破面写真(b), (c)では、等軸ディンプルが認められた。周方向き裂の破面(a)では、ディンプルが背側に向かう方向に伸びている傾向が見られた。このことから、エルボ腹側が一様に膨張して軸方向き裂が発生した後、引裂きによって周方向き裂が進展したと考えられる。また、破面にディンプル模様が観察されたことから、試験体 K-1 および K-2 と同様に、破壊形態は延性破壊であるといえる。

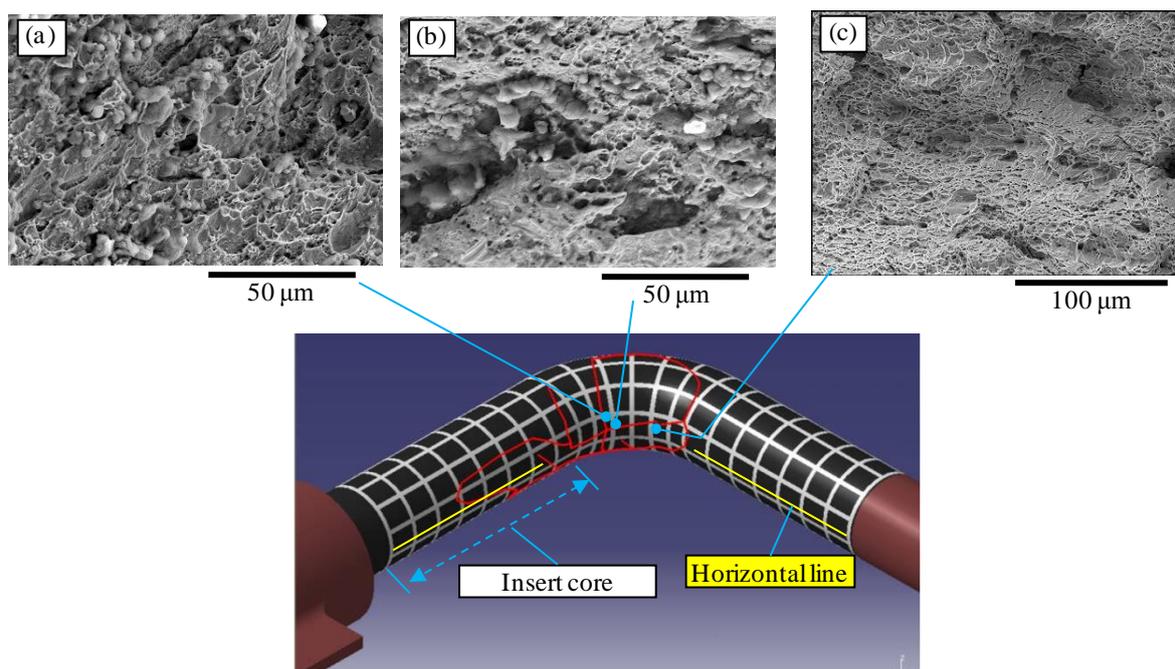


Fig. 3-20 Fracture surfaces of elbow specimen: Test case K-3

### (b) ひずみ計測結果

エルボ曲げ角度 45°および 65°位置の軸方向および周方向ひずみを計測した結果を Fig. 3-21 に示す。応答は 2 段階になっており、1 段階目のひずみは 0.5 %程度、その後急激に周方向ひずみが上昇する。圧力波の到達推定時間から、図(a)の時間 2.00~2.07 ms に見られる 0.5 %程度の周方向ひずみは進行波によるもので、2.07 ms から急上昇するひずみは反射波によることがわかった。図(b)では、2.02 ms から 2.05 ms までが進行波の影響であり、閉止端に近いほど、反射波が到達するまでの時間が短くなっていることがわかる。このように、エルボにおいても K-2 試験と同様に、進行波による変形は非常に小さくても、反射波に起因する変形は非常に大きく、破断に至る。

エルボ単体のみが存在した場合には、背側のピーク圧力が高くなること、および腹側に応力が集中することなどが、ひずみの発生を促進する要因となる可能性があるが、上記のように、閉止端が存在する場合に生じる反射波は、配管にさらに大きな変形をもたらす。このため、強度評価が必要となる部位は閉止端であることが示唆される。

ひずみの全体的傾向を見ると、エルボ腹側の周方向ひずみ ( $\epsilon_{10}$ ,  $\epsilon_{16}$ ) が高く、ひずみアンプのレンジ上限設定である 14 % まで達した。14 % に達するまでに履歴に不連続点は無く、また、14 % に達した時間はビデオで破断が確認された時間以前であることから、実際にはさらにひずみが上昇した可能性がある。一方、エルボ腹側の軸方向ひずみ ( $\epsilon_9$ ,  $\epsilon_{15}$ ) は圧縮になる傾向が確認できる。これは、腹側が周方向に膨張すると腹側軸線の曲率半径が短くなり、軸線の長さが短くなるため、軸方向に圧縮されたと考えられる。

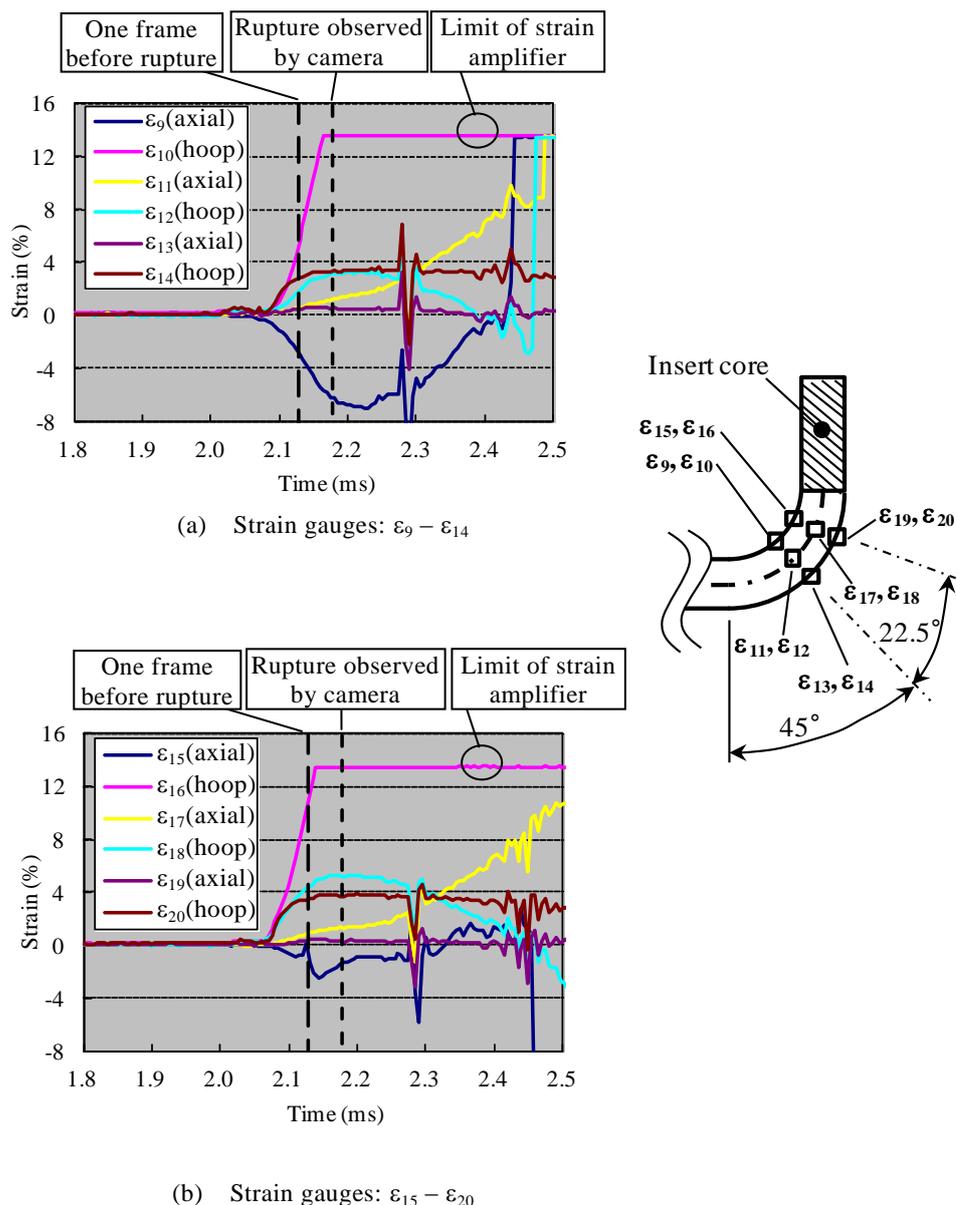


Fig. 3-21 Strain time histories for elbow specimen: Test case K-3

エルボ背側よりもエルボ腹側において周方向ひずみが卓越した原因は、以下の二つが考えられる。一つは、一様な内圧に対しては、エルボ腹側の周方向応力が最も高くなる

こと<sup>7)</sup>、二つ目は、エルボ腹側の圧力が高くなったことである。進行波がエルボを伝播する場合は、腹側のピーク圧力は低くなり、背側のピーク圧力は高くなる。内径 43.1mm のエルボ試験体を用いた藤井ら<sup>2)</sup>による爆轟圧力計測試験の結果を Fig. 3-22 に示す。図は、進行波の圧力を測定した結果である。エルボ腹側の P4 のピーク圧力は、上流直管の P3 やエルボ側面の P5 よりも低い。反対に、エルボ背側の P6 は、P3 および P5 の 2 倍以上のピーク圧力を生じる。本研究の試験体 K-3 では、エルボ出口に閉止端が存在するため、圧力波の反射によってどのような圧力が生じるかについては、現時点ではわかっていない。この点に関しては、第 4 章の試験体の変形予測解析において、爆轟圧力分布の解析結果と、発生ひずみを比較することで考察する。

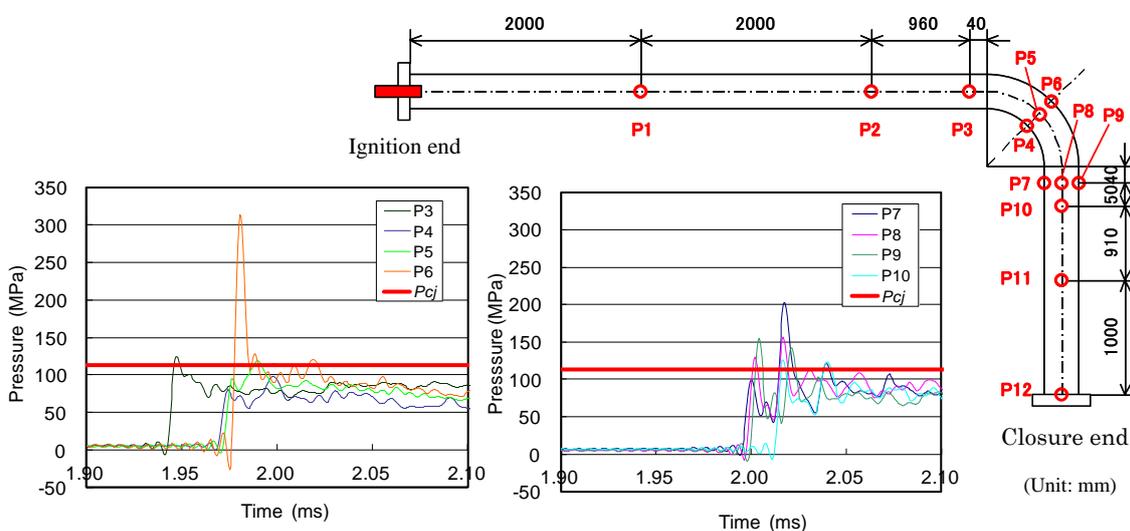


Fig. 3-22 Pressure time histories for bend tube test (Initial pressure: 5MPa)<sup>(2)</sup>

背側の軸方向ひずみ ( $\epsilon_{13}$ ,  $\epsilon_{19}$ ) は、ビデオで破断が確認される 2.18 ms までほぼ 0 に近いことから、爆轟によってエルボがマクロな面内曲げを受けていないことがわかる。よって、直管と同様に、エルボでも周方向応力が卓越し、破断に至ることがわかる。

破断位置である  $\epsilon_{16}$  のひずみ速度は、計測された範囲内で  $3 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$  であった。このひずみ速度は、第 2 章で示した高速引張試験におけるひずみ速度条件の範囲内に含まれている。ただし、このひずみ速度は、ひずみアンプのレンジ上限値に達した点での速度であり、破断に至るまでにさらに速度が高くなった可能性が考えられる。この点については、第 5 章で述べる試験体の破断ひずみの予測解析において考察する。

他の位置のひずみゲージ計測結果 (ひずみゲージ  $\epsilon_1 \sim \epsilon_8$ , および  $\epsilon_{21} \sim \epsilon_{24}$ ) を付録の Fig. A-1 および Fig. A-2 に示す。

### (c) 強度評価手法の考察

エルボが全体的な面内曲げ変形を生じるような負荷を受ける場合、エルボ側面に高い周方向ひずみが発生することが知られている<sup>11)</sup>。例えば、エルボの面内曲げを繰り返すと、エルボ側面に発生する周方向応力の繰返しによって軸方向き裂が発生する。このように、直管と異なる形状に起因して破壊形態も異なる場合は、エルボ特有の強度評価法が必要となる。しかし、K-3 試験体の破壊試験結果から、爆轟圧力を受けるエルボは大きな周方向ひずみを生じたのちに破断することがわかった。これは、K-1 および K-2 試験体と同様に、発生する周方向ひずみを評価することによって、強度評価を行うことができる可能性を示すものである。

また、閉止端を持つ直管試験体 K-2 と同様に、エルボにおいても、進行波で生じたひずみは微少であったにもかかわらず、反射波によってエルボは破断した。このことから、閉止端の無いエルボに比べて、閉止端を持つ配管近傍が、爆轟によって破断しやすく、強度評価の対象となることがわかる。

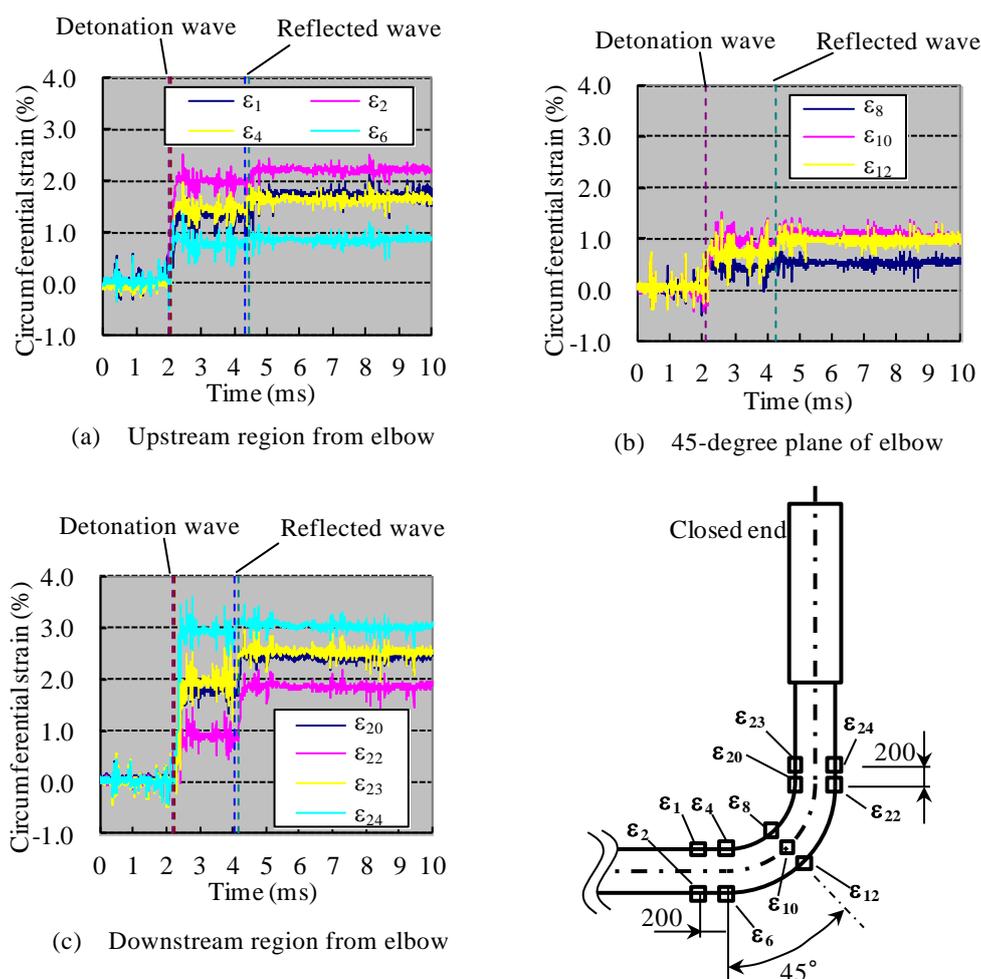


Fig. 3-23 Strain time histories for elbow specimen: Test case K-4

### 3.3.4 エルボ塑性変形試験の結果(試験体 K-4)

#### (a) ひずみ計測結果

試験の結果、エルボおよびエルボ近傍の直管に塑性変形が確認された。周方向ひずみ計測結果(ひずみゲージ $\epsilon_1 \sim \epsilon_{12}$ , および $\epsilon_{20} \sim \epsilon_{24}$ )を Fig. 3-23 に示す。なお、ひずみゲージ $\epsilon_{14} \sim \epsilon_{18}$ の周方向ひずみ測定結果については、付録の Fig. A-3 および Fig. A-4 に示した。

他の試験と同様、軸方向に比べて周方向ひずみが支配的であった。図は、上流直管部(図(a)), エルボ部(図(b)) および下流直管部(図(c))のひずみ履歴を整理したものである。図には、圧力計測結果を基に算出した圧力波伝播速度から推定した進行波と反射波の到達時間を破線で記した。

藤井らの既往研究の爆轟試験結果<sup>2)</sup>(Fig. 3-22)からわかるように、エルボ背側の進行波は、反射の影響で直管の2倍を超えるピーク圧力が生じる。しかし、本試験では、直管に比べてエルボのひずみが低くなる傾向が見られた。これは、エルボの肉厚が厚く作られていることが一因と予測される。通常、エルボは直管に比べて厚肉に製作される傾向がある。エルボ上流200 mmの位置における直管の厚さを測定した結果、6.8 mm から7.1 mm までの間でばらつき、平均値は7.0 mm であることがわかった。一方、エルボ45°の位置では7.5 mm から8.3 mm の間にあり、平均値は8.0 mm であった。このように、エルボの肉厚が比較的厚いため、直管に比べて、ひずみが低くなったものと考えられる。

藤井ら<sup>2)</sup>の試験結果(Fig. 3-22)によると、背側のピーク圧力の高さは直管の2倍以上、腹側のピーク圧力と比べるとさらに差が大きくなる傾向にある。これに対して、本試験では、エルボ入口( $\epsilon_4, \epsilon_6$ )とエルボ出口( $\epsilon_{20}, \epsilon_{22}$ )では、腹側のひずみが比較的高くなった。また、エルボ45°の位置( $\epsilon_8, \epsilon_{12}$ )では、背側のひずみが高くなったが、その比は2倍以下である。このように、背側に負荷される高いピーク圧力の影響が認められなかったが、これは、エルボ背側に生じる高いピーク圧力の継続時間が非常に短いため、構造応答に対する影響が少なかったためと推測される。ピーク圧力の持続時間と、構造応答の速度の比較については、第4章に示す変形予測解析において考察する。エルボ入口と出口において腹側のひずみが発達したのは、比較的薄肉の直管と溶接するために行った開先加工によって薄肉になったことで、エルボの構造上、腹側に周方向応力が発達する特性が現れたものと考えられる。

次に、エルボ上流の直管( $\epsilon_1, \epsilon_2$ )と下流直管( $\epsilon_{23}, \epsilon_{24}$ )を比較すると、下流直管のひずみが高い。藤井ら<sup>2)</sup>の試験結果(Fig. 3-22)によると、エルボ下流の直管には、爆轟波に遅れてエルボの背側で反射した圧力波が伝播し、圧力ピークが2回見られることがわかっている。このため、本試験では上流直管に比べて高いひずみが生じたと考えられる。ただし、Fig. 3-22によると、エルボ腹側下流に高いピーク圧力を持つ圧力波が到達するが、本試験では、背側下流の $\epsilon_{24}$ に高いひずみが生じた。この点は両試験結果で傾向が異なり、圧力波の到達する位置の差異などの原因が考えられるが、今後の課題である。

## (b) 強度評価手法の考察

エルボのひずみは、周囲の直管に比べて低い傾向となった。これは、エルボの肉厚が比較的厚かったことによると考えられる。すなわち、エルボ背側に生じる比較的高いピーク圧力や、エルボ腹側に生じる応力集中の影響があったとしても、比較的肉厚であるエルボに生じるひずみは、直管に比べて低くなったと考えられる。本試験体は、実機配管と同等の方法で製作したため、実機配管でも同様の傾向になると推測される。

一方、最もひずみが高いのは、エルボ下流の直管であった。進行波に起因する下流直管部の最大ひずみは約 3.5 % であり、上流直管部のひずみ約 2.5 % に対して 1.4 倍高い。このため、エルボを持つ配管系を爆轟波が伝播する場合、最もひずみが発生するエルボ下流における直管の健全性を評価すべきである。

ここで、配管要素の形状が構造強度へ及ぼす影響について、他の代表的な要素である閉止端と比較する。反射波によって試験体を破断させた K-2 および K-3 試験体では、進行波によって 0.5～0.6 % のひずみが生じたことに対し、反射波によって配管は破断に至った。このように、閉止端で生じる反射波の影響は、K-4 試験体で見られた、エルボ下流直管のひずみ発達の程度に比べてはるかに大きいことがわかる。

以上の一連の試験の結果から、配管系で相対的に最も強度が低い配管要素は、閉止端に接続された管であると結論できる。

## 3.4 結言

内部爆轟による衝撃的な圧力を受ける実機プラント配管の破壊形態を明らかにすることを目的に、実機仕様の配管試験体を爆轟圧力によって破壊する試験を実施した。また、配管要素の形状が耐爆轟圧強度に及ぼす影響を明らかにするため、試験配管の形状として、直管の他に、閉止した弁を模擬した端部をもつ直管、およびエルボを用いた。試験体外面に貼り付けたひずみゲージ、高速ビデオカメラによる撮影、破壊後の試験体外観の観察、および破面観察によって、配管試験体の破壊形態について考察した。以下に本章の結論を示す。

- (1) 直管試験体に爆轟波を与えた試験の結果、大きな周方向ひずみを伴って破断した。破面にディンプル模様が認められたこと、およびひずみゲージの計測範囲内で 8 % の塑性ひずみが認められたことから、破壊形態は延性破壊であることが明らかになった。
- (2) 直管を伝播する爆轟圧力のピーク圧力持続時間と、ひずみ履歴計測結果を比較した結果、ピーク圧力持続時間は、塑性変形を伴う配管の構造応答に対して十分短いことがわかった。このことから、ピーク圧力が静的に負荷されるという仮定に基づいて、発生応力を求める手法は適用できないことを示した。
- (3) 閉止弁を模擬した端部を持つ直管試験体を反射波で破損させた結果、弁と配管との溶接部および弁本体は破損せず、接続された配管が破断した。ビデオカメラの観察

で径方向の大きな膨張が見られたこと、ひずみゲージの計測範囲で 11 % のひずみが計測されたこと、および破面にディンプル模様が見られたことから、破壊形態は延性破壊であることが判明した。

- (4) エルボ試験体を反射波で破損させた結果、エルボ腹側に大きな周方向ひずみが発生して破断した。ひずみゲージで最大 14 % のひずみが計測されたこと、および破面にディンプル模様が見られたことから、破壊形態は延性破壊であるといえる。
- (5) 爆轟波によってエルボを塑性変形させた結果、エルボ下流の直管に最大周方向ひずみが発生した。これは、エルボ背側で反射した圧力波が、エルボ下流に到達することが原因と考えられる。また、実機配管のエルボは直管に比べて厚肉に製作されるため、エルボに発生するひずみが比較的低くなったことも一因として考えられる。
- (6) エルボを塑性変形させた試験では、エルボ上流の直管で 2.5 % のひずみが発生することに対して、エルボ下流の直管では 3.5 % のひずみが生じた。これに比べて、閉止端の存在によるひずみ増加の影響は非常に大きく、進行波による発生ひずみ 0.5 ~ 0.6 % に対して、反射波による変形は破断をもたらすことを示した。このことから、爆轟圧力を受ける配管系において、最も破損しやすい個所は、閉止端であるといえる。

#### 参考文献

- 1) デトネーション研究会，“デトネーションの熱流体力学 1 基礎編”，理工図書，(2011)。
- 2) 藤井正，山田浩二，熊谷直己，根布景，日高章隆，内田正宏，曾根孝浩，“混合ガス燃焼時の配管強度に関する研究(各種配管形状での混合ガス爆轟試験)”，2012 年度日本機械学会年次大会，S083024，(2012)。
- 3) (財)日本規格協会，“JIS G 3456 高温配管用炭素鋼鋼管”，(2014)。
- 4) (一社)日本原子力技術協会，“BWR 配管における混合ガス(水素・酸素)の燃焼による配管損傷防止に関するガイドライン(第 3 版)”，(2010)。
- 5) M. Uchida, T. Suda, T. Fujimori, T. Fujii, T. Inagaki, “Pressure loading of detonation waves through 90-degree bend in high pressure H<sub>2</sub>-O<sub>2</sub>-N<sub>2</sub> mixtures”, Proceedings of the Combustion Institute, Vol. 33, pp. 2327-2333, (2011)。
- 6) (社)火力原子力発電技術協会，“BWR 配管における混合ガス(水素・酸素)蓄積防止に関するガイドライン”，(2005)。
- 7) S.E. Moore and E.C. Rodabaugh, “Background for changes in the 1981 edition of the ASME nuclear power plant components code for controlling primary loads in piping systems”, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 104, pp. 351-361, (1982)。
- 8) W.C. Reynolds, “The element potential method for chemical equilibrium analysis: Implementation in the interactive program STANJAN”, Technical Report, Stanford Univ., (1986)。
- 9) 日本機械学会，“発電用原子力設備規格 設計・建設規格(2005 年度版)”，p. I-5-8,

(2005).

- 10) J.E. Shepherd, “Structural response of piping to internal gas detonation”, Proceedings of PVP2006-ICPVT-11, (2006).
- 11) 中村いずみ, 大谷章仁, 白鳥正樹, “地震荷重を受ける減肉配管の破壊仮定解明に関する研究報告書”, 防災科学技術研究所研究資料 第 306 号, (2007).



## 第 4 章 爆轟圧力を受ける炭素鋼配管の変形評価解析

### 4.1 緒言

第 3 章に示した実機配管の破壊および変形試験で模擬した混合ガス濃度条件では、爆轟のピーク圧力の理論値  $P_{cj}$  は、初期圧力の約 20 倍となる。運転圧力のレベルに依存するが、このような高い爆轟圧力が発生した場合、配管が塑性変形することは十分に考えられる。本研究では、爆轟圧力を受ける配管の健全性評価手法を構築することを目的とするが、上記のように圧力が高いため、配管が塑性変形することを前提とした評価方法が必要である。また、蒸気の漏えいを防ぐことを目的として、本研究では、健全性の限界を管壁の破断とする。

第 3 章で行った、爆轟圧力により配管を破壊または変形させる試験（以下、配管強度試験と称する）で明らかにしたように、爆轟圧力を受ける配管は、大きな塑性変形を伴って破断する。したがって、健全性評価にあたっては、このような配管変形を予測する必要がある。変形を予測し、変形をある基準以下に抑えることで配管の健全性を確保する方法を、健全性評価手法の方針とする。本章の目的は、このような配管の変形を予測する手法を提供することである。

健全性評価の対象となる配管系には、様々な形状の配管要素が存在する。配管強度試験では、直管の他に、閉止した弁、およびエルボ継手について試験を実施した。閉止した弁を模擬した試験では、接続した配管が破断した。また、エルボの変形試験では、エルボ下流の直管に、最も高いひずみが発生した。このような最も高いひずみが発生する個所を決定する因子は、配管要素が持つ強度特性、および配管要素によって異なる圧力波の両者が考えられる。このように、配管要素の形状および圧力波形の両者の影響が現れる複雑な現象を評価するには、数値解析的な手法を取ることが有効であると考えられる。

そこで、本研究では、配管の構造応答を解析するために、有限要素法（finite element method; FEM）を用いることとした。FEM は、様々な形状をモデル化することが可能であり、また大変形、大ひずみ解析を行う手法も確立されており、多種類の形状を持つ配管要素の変形や配管に生じる大きなひずみを評価する上で、適した手法といえる。さらに、FEM は、現代では一般技術者が使用できるほど、ツールが普及しており、実機プラントの設計者が健全性評価を実施する手法として採用可能であるという利点もある。

また、爆轟で生じる圧力を配管要素形状ごとに求める必要がある。その際、様々な配管要素形状に対応した解析が必要となるため、数値解析的な手法を採用した。具体的には数値流体解析（computational fluid dynamics; CFD）を用いたが、本研究では既往研究で提案された手法を適用することとした。

本章では、爆轟圧力を受ける配管の塑性変形を再現できる手法を提案することを目的

に、第3章で述べた配管強度試験の変形を、CFD および FEM を用いて再現することを試みた。配管強度試験で計測されたひずみと、FEM で求めたひずみを比較することにより、提案した評価手法の妥当性を検証した。

## 4.2 数値流体解析による爆轟圧力解析

### 4.2.1 解析方法

1.2 節で述べた、爆轟圧力を受ける円筒構造物の従来研究、例えば Chao<sup>1)</sup>、Mirzaei ら<sup>2)</sup>および Shie<sup>3)</sup>による研究では、別途計算した圧力履歴を、構造解析モデルに入力することにより解析を実施している。本研究でも、CFD で別途解析した爆轟の圧力波を、FEM 配管モデル内面に負荷することで、解析を行った。ただし、配管が開口した後の管壁の挙動を解析した Shie<sup>3)</sup>は、一部の解析条件で試験結果と差異がみられた原因を、模擬した流体力、つまり配管開口後の変形挙動の解析に配管開口前の条件で求めた流体力を用いたことに帰着させている。すなわち、構造と流体の連成を考慮する必要があることを示唆している。

一方、爆轟圧力を受ける円筒構造物に対して、構造-流体連成を考慮した解析も試みられている。Cirak ら<sup>4)</sup>は、時間ステップ毎に、流体と構造それぞれの計算を実施し、解析結果を境界条件として受け渡す弱連成解析によって、爆轟圧力を受けて破断する管を解析している。また、Rabczuk ら<sup>5)</sup>は、Chao<sup>1)</sup>が行ったアルミニウム合金管の爆轟破壊試験を粒子法によって解析し、き裂の形状および破断後の配管の変形が試験結果と一致することを示している。

しかしながら、本研究は、実機を実用的に評価する手法を提供することを目的とするため、一般技術者が利用できる汎用解析コードによる評価方法を採用した。このため、爆轟圧力の計算には、既往研究が提案した CFD を用いる手法を採用した。

また、本研究では、配管が破断に至る前の挙動を評価対象としているため、Cirak ら<sup>4)</sup>や Rabczuk ら<sup>5)</sup>が行ったような、構造-流体の連成現象が支配的となる配管破断後の変形状態を解析する必要はない。本研究対象の炭素鋼配管では、配管が大きく膨張するため、少なからず構造-流体連成現象は生じていることが考えられるが、第3章で述べたように、圧力のピーク持続時間に比べて、配管試験体における塑性変形の応答速度が遅いため、連成の影響は比較的少ないと考えられる。この点については課題として残っているが、本研究では実機プラントを実用的に評価できる手法を提供することを優先し、既往研究で提案された CFD 解析手法を適用した。

本研究で用いた CFD 解析手法を以下に示す。藤井ら<sup>6)</sup>は、第3章の配管強度試験と同等のガス組成による爆轟試験を実施して爆轟波の圧力を計測した。熊谷ら<sup>7)</sup>は、CFD により、この試験の爆轟波の圧力を予測する解析手法をまとめた。本研究では、熊谷ら<sup>7)</sup>がまとめた数値流体解析手法によって配管強度試験の圧力波を再現し、FEM を用いた構造解析の入力条件とする。熊谷ら<sup>7)</sup>の解析手法を以下に示す。

解析コードは汎用熱流体解析コード STAR-CD ver.3.26 を用いた。反応式には式 (4-1)

に示す不可逆の一段総括反応を用い、燃焼モデルには式 (4-2) に示す乱流渦消散モデル<sup>8)</sup>を用いた。



$$\frac{dX_{\text{H}_2}}{dt} = -\frac{\rho\varepsilon}{k_t} A_{\text{ebu}} \min\left(\frac{m_{\text{H}_2}}{M_{\text{H}_2}}, \frac{m_{\text{O}_2}}{(n_{\text{O}_2}/n_{\text{H}_2})M_{\text{O}_2}}, B_{\text{ebu}} \frac{m_{\text{H}_2\text{O}}}{(n_{\text{H}_2\text{O}}/n_{\text{H}_2})M_{\text{H}_2}}\right) \quad (4-2)$$

ここで、 $X$ : モル濃度 ( $\text{mol}/\text{m}^3$ )、 $m$ : 質量分率、 $M$ : 分子量 ( $\text{kg}/\text{mol}$ )、 $\rho$ : 平均密度 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )、 $\varepsilon$ : 渦消散率 ( $\text{m}^2/\text{s}^3$ )、 $k_t$ : 乱流エネルギー ( $\text{m}^2/\text{s}^2$ )、 $n$ : 化学量論係数である。  $A_{\text{ebu}}$ 、 $B_{\text{ebu}}$  は渦消散モデルの経験定数で、本研究では、それぞれ  $A_{\text{ebu}} = 4.0$ 、 $B_{\text{ebu}} = 0.5$  の値を用いた。

乱流モデルには RNG (renormalization group)  $k$ - $\varepsilon$ モデルを使用した。汎用化学反応解析コード CHEMKIN<sup>9)</sup>のデータベースによる温度多項式で表現された値を用いることにより、各化学種の比熱、熱伝導率および粘性率の温度依存性を考慮した。解析体系は配管強度試験体の配管内の流体部分のみとし、管の内壁面は断熱とした。タイムステップは、1 ステップ  $1.0 \times 10^{-6}$  s とした。

この計算手法では、反応モデルに式 (4-1) の不可逆一段総括反応を用いている。この場合、中間生成物を無視し、 $\text{H}_2$  および  $\text{O}_2$  が全て  $\text{H}_2\text{O}$  となるため、発熱量が過大となり、圧力が高く評価されることが、熊谷らによって示されている<sup>7)</sup>。そこで、C-J 理論に基づいて計算された爆轟圧力である C-J 圧力 ( $P_{\text{cj}}$ ) を、不可逆一段総括反応を想定した場合 ( $P_{\text{cj 総括反応}}$ ) と、中間生成物を考慮した場合 ( $P_{\text{cj 中間生成物考慮}}$ ) のそれぞれで評価し、それらの比 ( $= P_{\text{cj 中間生成物考慮}} / P_{\text{cj 総括反応}}$ ) を、補正係数として CFD 解析結果の圧力に乗じた。C-J 圧力の評価には、STANJAN コード<sup>10)</sup>を用いた。この手法により、爆轟試験と数値解析の圧力波が良く一致することが熊谷らによって示されている<sup>7)</sup>。

本研究では、上記熊谷らの CFD 解析手法および解析結果の補正方法<sup>7)</sup>を用いて、配管強度試験の爆轟圧力を求めた。

## 4.2.2 解析結果

### (a) 単純直管破壊試験(試験体 K-1)

配管強度試験の試験体 K-1 について、上記の手法を用いた CFD によって爆轟圧力を求めた。配管強度試験の圧力計  $P_1$  の位置の解析結果を Fig. 4-1 に示す。図に比較として示した試験結果は、圧力計  $P_1$  の測定結果にループ電流による誤差の補正を施したデータである。それぞれのデータは、圧力計  $P_1$  位置に圧力波が到達した時間を 1.0 ms として表示した。試験結果にはノイズと考えられる圧力脈動があるが、解析結果は全体的な圧力プロファイルをよく再現できている。

次に、直管の軸方向の各位置の爆轟圧力計算結果を Fig. 4-2 に示す。軸方向位置によって、圧力波のプロファイルはほぼ変わらないことがわかる。ただし、ピーク圧力発生

後に減衰する圧力（希薄波）を見ると，着火点から離れるに従って減衰速度が遅くなる傾向がある．これは，藤井ら<sup>6)</sup>が実施した試験（Fig. 3-15）においても見られた傾向と一致している．第3章の配管試験結果で考察したように，配管の応答はピーク圧力には追従しないが，反対に希薄波の影響を受ける可能性がある．このことから，実際に配管健全性評価を行う際には，着火位置の想定に注意を払う必要があることがわかる．

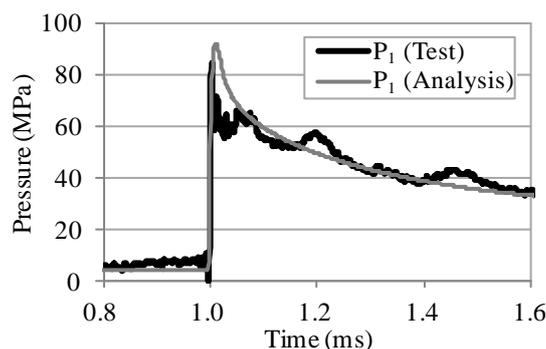


Fig. 4-1 Comparison between test result and analysis result of detonation pressure-time histories for straight pipe specimen: Test case K-1

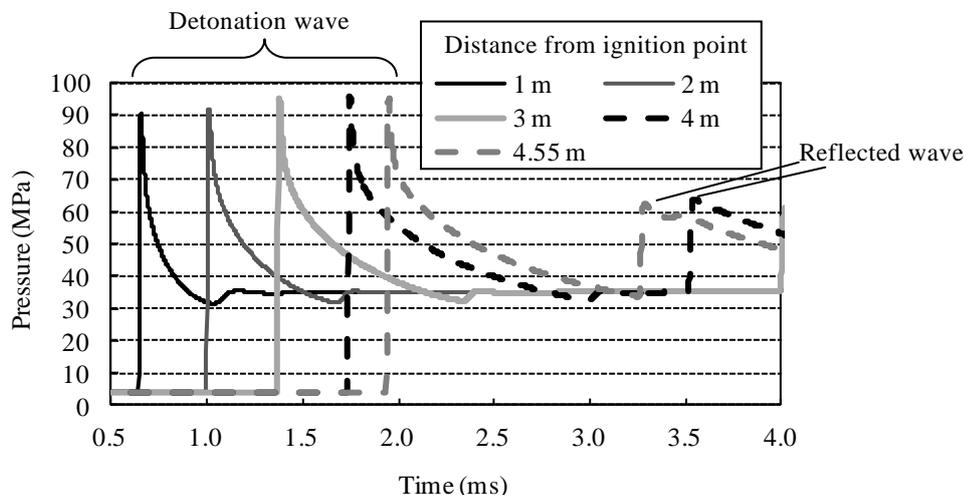


Fig. 4-2 Analytical result of pressure-time histories for straight pipe specimen: Test case K-1

#### (b) 閉止直管破壊試験(試験体 K-2)

試験体 K-2 の爆轟圧力の解析結果と，配管強度試験の圧力計  $P_1$  計測結果との比較を Fig. 4-3 に示す．圧力計  $P_1$  に爆轟波が到達した時刻を 1.0 ms として表示した．計測結果は，ループ電流による誤差を補正した結果である．試験体 K-2 についても，CFD は試験の圧力履歴をよく再現できることがわかる．

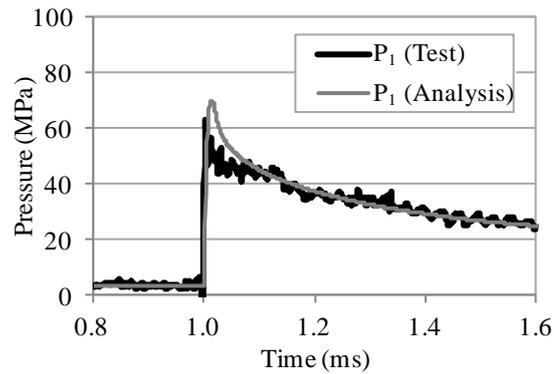


Fig. 4-3 Comparison between test result and analysis result of detonation pressure-time histories for straight pipe specimen: Test case K-2

圧力波の試験体軸方向位置による変化を解析した結果を Fig. 4-4 に示す。着火端から 2 m と 4.75 m 位置の進行波はほぼ形状が同じであることがわかる。反射端となる 5.055 m 位置では、高い反射波が生じる様子が解析された。ただし、150 MPa 以上の圧力の持続時間は、約 0.01 ms とごく短い。このような短い持続時間の負荷力の場合、第 3 章の K-1 試験の考察で述べたように、配管の塑性応答は追従しないと予測される。一方、希薄波の 150 MPa 以下となる部分の持続時間は長く、構造が応答する可能性が考えられる。

4.75 m 位置の反射波の高さを見ると、閉止端 (5.055 m) より低い。これは、反射波が閉止端から着火端側へ伝播するに従い、エネルギーを失って減衰するためである。したがって、高い圧力を持つ反射波の負荷力を受けるのは、閉止端近傍の配管に限られる。

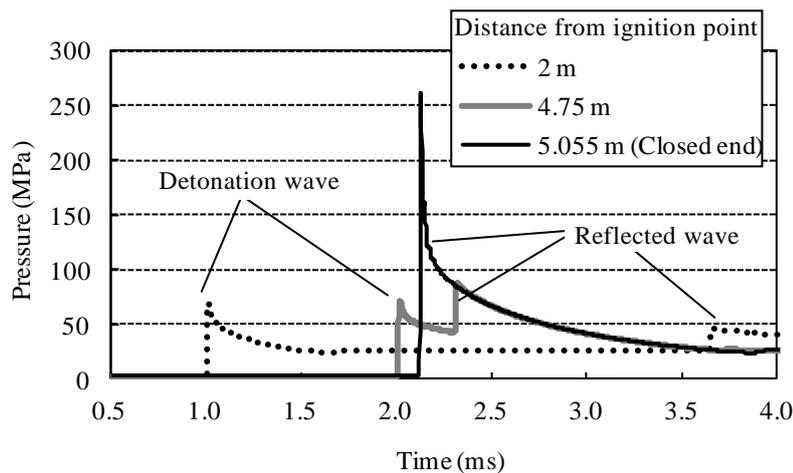


Fig. 4-4 Analytical result of pressure-time histories for straight pipe specimen with closed end: Test case K-2

### (c) エルボ破壊試験(試験体 K-3)

試験体 K-3 の圧力計測点  $P_1$  の測定結果と解析結果を比較した結果を Fig. 4-5 に示す。試験結果と解析結果の爆轟波到達時間が一致するように時間軸を合わせた。試験結果は、ループ電流の影響で生じた誤差を補正した結果である。解析結果は、試験の圧力波形を良く表していることがわかる。

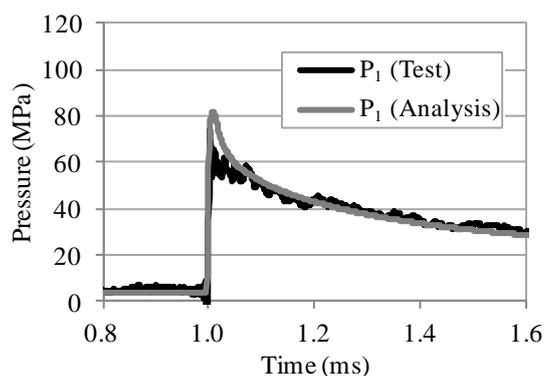
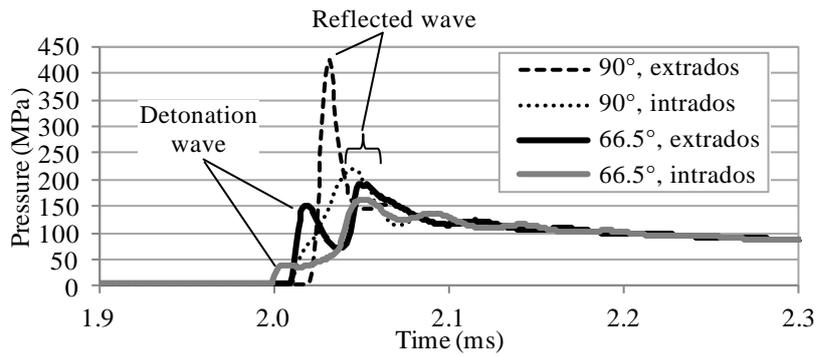


Fig. 4-5 Comparison between test result and analysis result of detonation pressure-time histories for elbow specimen: Test case K-3

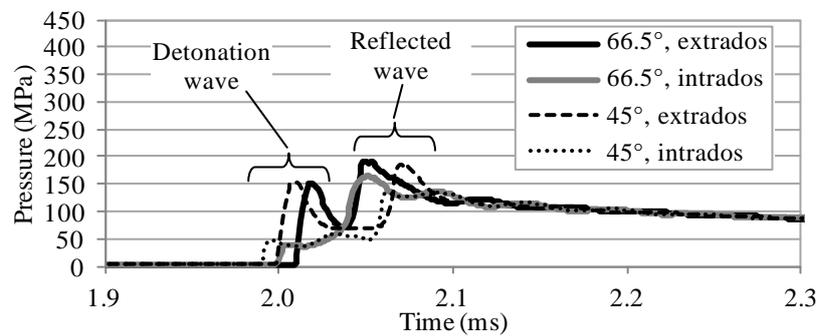
次に、エルボ内部の圧力解析結果を Fig. 4-6 に示す。図中の角度は、エルボ上流側端部からの曲げ角度を表す。配管強度試験では、エルボ腹側の  $66.5^\circ$  の位置が反射波によって破断した。図(a)では、 $66.5^\circ$  の位置と  $90^\circ$  の位置(反射端)の解析結果を比較した。 $66.5^\circ$  の腹側において、 $2.0\text{ s}$  で生じる爆轟波は他の位置に比べて極端に低い。この傾向は、藤井らのエルボを用いた爆轟試験<sup>6)</sup>(Fig. 3-22)でも確認されている。腹側  $66.5^\circ$  において、約  $2.05\text{ s}$  でピーク(約  $160\text{ MPa}$ )に達する反射波は、背側  $66.5^\circ$  における反射波とほぼ同等レベルであるが、やはり若干低い。また、反射端である  $90^\circ$  の位置におけるピーク圧力よりも低い。

図(b)では、 $66.5^\circ$  の位置と  $45^\circ$  の位置における圧力を比較した。 $45^\circ$  腹側の反射波は、 $66.5^\circ$  腹側の反射波に比べると若干低い。これは、反射波が伝播に従い減衰するためと考えられる。一方、背側  $66.5^\circ$  の進行波の圧力は、腹側  $66.5^\circ$  の反射波と同等レベルの高さであり、背側  $66.5^\circ$  の反射波圧力はさらに高い。エルボ背側のピーク圧力が、腹側および直管に比べて高くなるのは、藤井ら<sup>6)</sup>の試験(Fig. 3-22)でも確認されている。

このように、破断部のピーク圧力が最も大きいとは限らず、 $90^\circ$  の位置にある閉止端や、エルボ背側の圧力が高くなる傾向にある。構造解析においては、これらの複雑な圧力分布を考慮する必要がある。



(a) Bend angle: 90° and 66.5°



(b) Bend angle: 66.5° and 90°

Fig. 4-6 Analytical result of pressure-time histories for elbow specimen: Test case K-3

(d) エルボ塑性変形試験(試験体 K-4)

試験体 K-4 の圧力計 P<sub>1</sub> の位置における圧力解析の結果を、試験結果とともに Fig. 4-7 に示す。解析結果と試験の圧力波到達時間を一致させて表示した。試験結果はループ電流による誤差を補正したものである。本研究の解析手法により、圧力波形をよく再現できることがわかる。

次に、エルボおよびエルボ下流 200 mm 位置の直管の爆轟圧力の解析結果を Fig. 4-8 に示す。

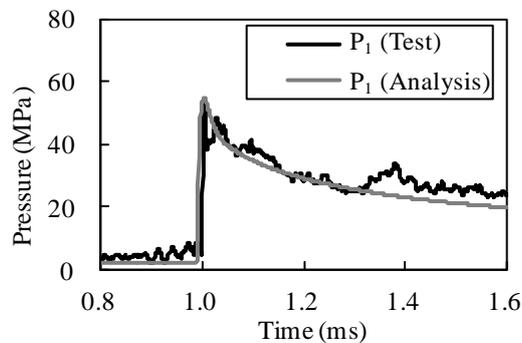
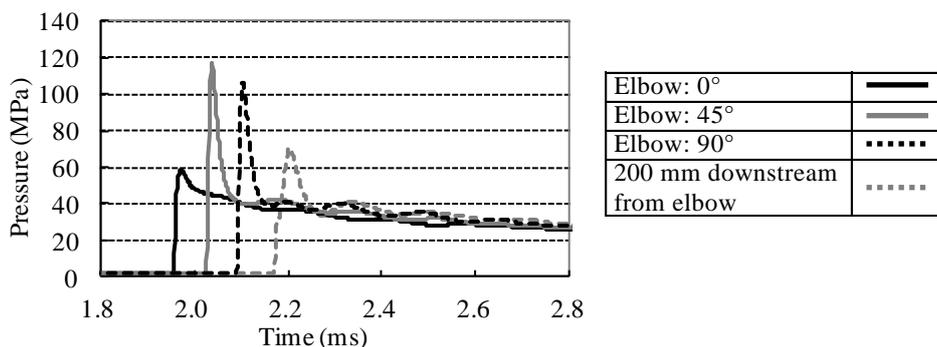
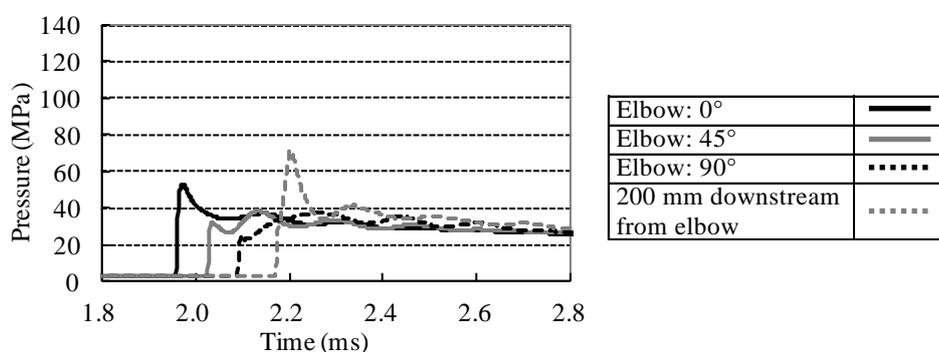


Fig. 4-7 Comparison between test result and analysis result of detonation pressure-time histories for elbow specimen: Test case K-4



(a) Extrados of elbow



(b) Intrados of elbow

Fig. 4-8 Analytical result of pressure-time histories for elbow specimen: Test case K-4

上図(a)はエルボ背側，上図(b)はエルボ腹側の爆轟波を示す．エルボ背側では，エルボ入口である曲げ角度  $0^\circ$  の位置における圧力波に比べて， $45^\circ$  および  $66.5^\circ$  の位置におけるピーク圧力が高くなる．反対に，エルボ腹側では， $45^\circ$  および  $66.5^\circ$  の位置におけるピーク圧力は，エルボ入口より低くなる．エルボ下流の直管では，背側および腹側ともに，エルボ入口の爆轟波に比べて高いピーク圧力が発生する．藤井らによるエルボ内における爆轟圧力の測定結果<sup>6)</sup> (Fig. 3-22) では，エルボ背側で反射した波がエルボ下流に到達し，圧力ピークが2度生じている．藤井らの試験と内径の条件が異なるものの，試験体 K-4 の場合も，エルボ背側からの圧力波が下流直管の圧力を上昇させたことが推測される．

このように，エルボ下流では，エルボを通過する前の圧力波に比べて高い圧力が発生するため，エルボ下流配管の変形量に影響を及ぼすと考えられる．

### 4.3 動的弾塑性有限要素法による解析方法

#### 4.3.1 解析方法

##### (a) 解析コード

配管強度試験の試験体は、衝撃的な負荷を受けるため、慣性力を考慮した動解析が必要となる。また、破断に至るまでの大きな変形を解析する必要がある。以上の解析条件を考慮し、本研究では、陽解法を適用した有限要素法解析コードを使用して、動的大变形解析を実施した。また、一般産業の技術者が用いることができるようにするため、汎用の解析コードを使用することが望ましいといえる。以上の目的から、本研究の構造解析で使用するコードは、汎用コードである Abaqus Explicit Ver. 6.4-1 または LS-DYNA Ver. 970 とした。

本節 4.3 の解析では、試験体 K-1、K-2 および K-3 には Abaqus Explicit Ver. 6.4-1 を、試験体 K-4 には LS-DYNA Ver. 970 を、それぞれ用いた。

##### (b) 配管材料特性

配管強度試験体の材質は STPT410 である。第 2 章で述べた STSPT410 の高速引張試験から得られた応力-ひずみ線図を解析コードに入力することにより、試験体の材料特性を模擬した。

第 2 章で述べたように、引張試験片の採取方向を配管軸方向および周方向に変えても、引張試験結果に変化はなかったが、配管強度試験では高い周方向ひずみが発生することから、本研究の構造解析では、配管周方向から試験片を採取した結果を用いた。このとき用いた引張試験結果は、第 2 章で述べた試験ケース M-2 である。試験ケース M-2 の公称応力-公称ひずみ線図を Fig. 4-9 に示す。

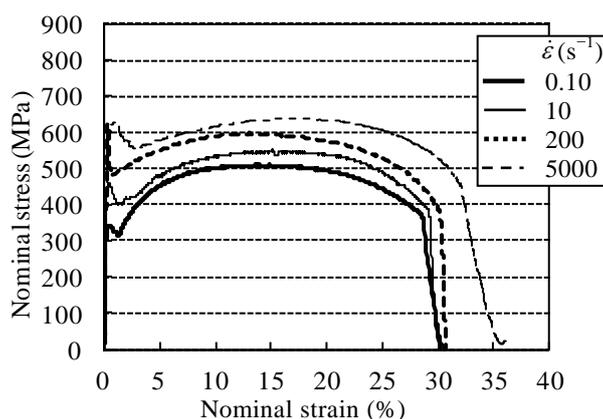


Fig. 4-9 Nominal stress-strain relationship for STPT410

さらに、解析に用いるために、公称応力-公称ひずみ関係を、真応力-対数ひずみ関係に変換し、多直線近似した。その例を Fig. 4-10 に示す。上降伏点については、再現性が低く、材料ごとのばらつきが大きいため、近似曲線では考慮しないこととした。図に示

すように、下降伏点から加工硬化が始まる点までは応力一定と仮定した。上降伏点を考慮した場合と考慮しない場合の近似曲線を用いて配管強度試験体の予備解析を実施した。その結果、上降伏点を考慮しない場合は、ひずみがより高く計算されることを確認した。よって、本解析手法を用いることで、強度評価上、保守的な評価が得られる。

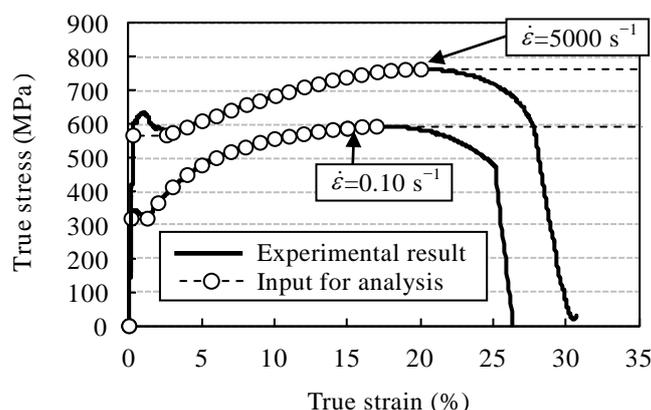


Fig. 4-10 Example of true stress-strain input for FEM analysis

引張強さを超えると引張試験片には局所的なくびれが生じるため、公称応力および公称ひずみは引張強さ以降の機械的特性を表すことができない。このため、解析における引張強さ以降の真応力は、引張強さ一定として扱った。一般的に、鉄鋼材料の引張強さ以降の真応力-対数ひずみ関係は単調増加関係となるため、解析では引張強さ以降の真応力を、実際より低く見積もることとなる。

引張試験で得られた応力-ひずみ関係とひずみ速度の組合せを、解析コードに入力した。解析の実行中に、入力したひずみ速度条件以外の応力-ひずみ関係が必要となる場合には、必要とするひずみ速度に近い2条件の応力-ひずみ関係を使って、自動的に線形補間されるようになっている。

弾塑性解析に用いた構成則は、Mises の降伏条件を用いた Prandtl-Reuss 則である。また、本研究では配管の破断後の挙動は評価対象としていないため、解析要素に破断条件等を設定しなかった。このため、過大な負荷力が与えられた場合には、変形が著しく大きくなり、計算が発散して終了する。

なお、試験体の突合せ溶接部の解析にあたっては、溶接金属の形状を模擬し、第2章で実施した軟鋼用 TIG 溶接材料 YGT50 引張試験の応力-ひずみ関係を入力した。ただし、後述する解析結果では、溶接部には大きな変形は見られなかったため、溶接金属が解析結果に及ぼした影響は小さかったと考えられる。

### (c) 要素寸法

全ての解析で、解析要素には8節点3次元ソリッド要素を用いた。ここでは、要素寸法が解析結果に及ぼす影響を検討した。配管強度試験で用いられた外径 60.5 mm、厚さ

3.9 mm の配管および外径 165.2 mm，厚さ 7.1 mm の配管に対して，要素寸法が振動特性に及ぼす影響を検討した．単純な直管モデルに爆轟波を模擬した圧力を負荷し，要素の軸方向寸法を変えた場合の配管径方向変位を解析した結果を Fig. 4-11 および Fig. 4-12 に示す．材料は炭素鋼を模擬した縦弾性係数 203 GPa の弾性体とし，ポアソン比を 0.3，密度を  $7.85 \text{ Mg/m}^3$  とした．

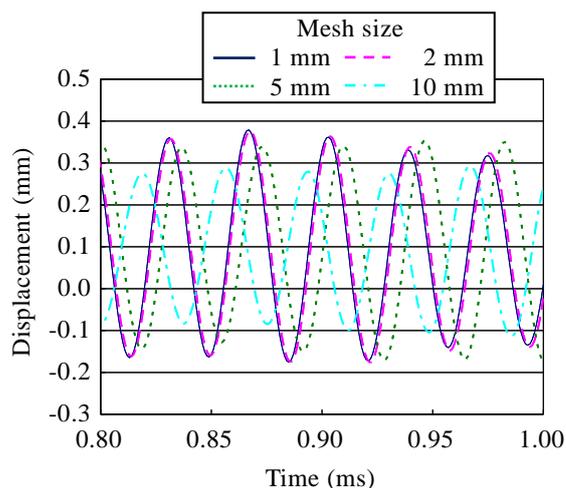


Fig. 4-11 Deflection-time history for pipe wall of diameter 60.5 mm

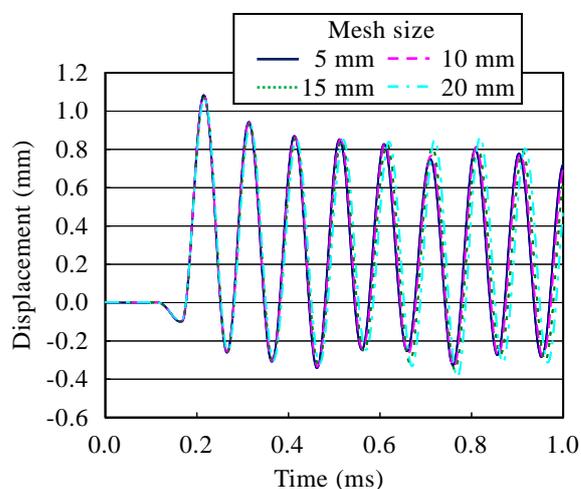


Fig. 4-12 Deflection-time history for pipe wall of diameter 165.2 mm

外径 60.5 mm の場合，要素寸法 5 mm を超過すると，2 mm 以下の場合と比べて変位の大きさおよび周期に差が生じることがわかる．一方，外径 165.2 mm の場合，要素寸法 15 mm を超えると，10 mm 以下と比べて変位の大きさおよび周期に差異が見られるようになった．以上の解析結果から，外径 60.5 mm の配管の要素軸方向長さを 2 mm 以下とし，外径 165.2 mm の配管の要素軸方向長さは，60.5mm の配管との寸法比を考慮して 5 mm 以下として，それぞれ解析を実施した．

#### (d) 圧力の負荷方法

4.2 節の CFD 解析結果に示したように，爆轟圧力は，配管の位置によって大きく異なる．構造解析では，これらの圧力履歴の違いを再現する必要がある．

試験体 K-1 については，軸方向位置によってピーク圧力はほぼ変化しない．そこで，圧力計 P<sub>1</sub> の波形を代表として用い，この波形が伝播速度 3000 m/s で移動するものとして，FEM 配管モデル内面に負荷した．実際には，爆轟波の伝播に従って希薄波の圧力が高くなる可能性があるが，本試験体では簡便な入力による解析方法を用いた．

試験体 K-2 から K-4 については，位置によって波形が複雑に異なる．このため，CFD 解析の配管内面要素の座標と圧力波形の組合せをデータベースとして作成し，FEM モデルの配管内面座標を参照して，データベースを基に圧力波形を自動的に生成，負荷するプログラムを作成した．FEM 解析の要素位置と一致する CFD 解析結果がない場合は，近傍の圧力波から自動的に線形補間される．

#### (e) 有限要素法モデル

##### 1) 単純直管破壊試験(試験体 K-1)

試験体 K-1 の FEM モデルを Fig. 4-13 に示す．モデルの幾何学形状には，超音波肉厚計による肉厚測定結果を反映した．特に，圧力波が肉厚変化部に到達した直後の領域を詳細に計測した．超音波肉厚計で計測した範囲を Fig. 4-14 に示す．試験体 K-1 の肉厚計測定結果を Table 4-1 に示す．

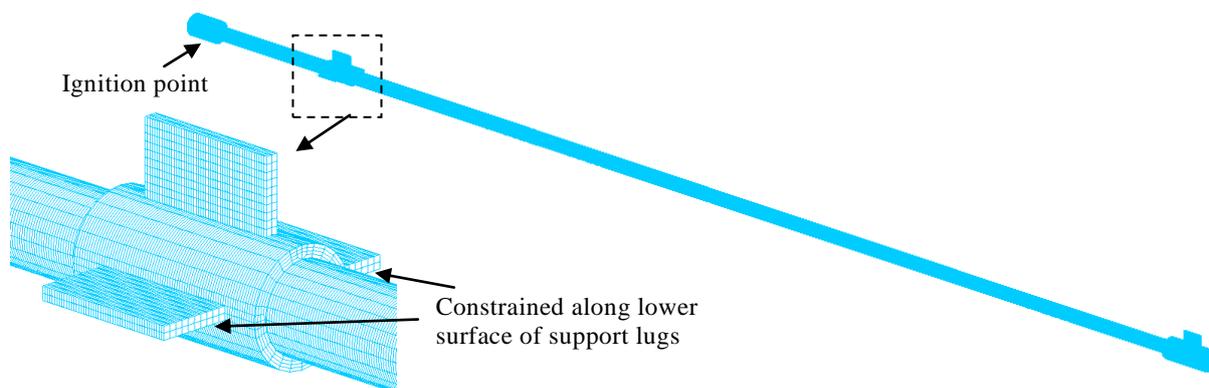


Fig. 4-13 Analysis model of test case K-1

4.3.1(c)項で述べた要素寸法の検討結果に基づき，軸方向 2 mm ピッチ以下で要素を分割した．厚さ方向の要素寸法は 1 mm 以下とした．周方向には 15°ピッチで要素を分割した．拘束条件は，試験と同様に，サポートラグの翼部下面を変位拘束した．これは後述する全ての解析モデルでも同様とした．

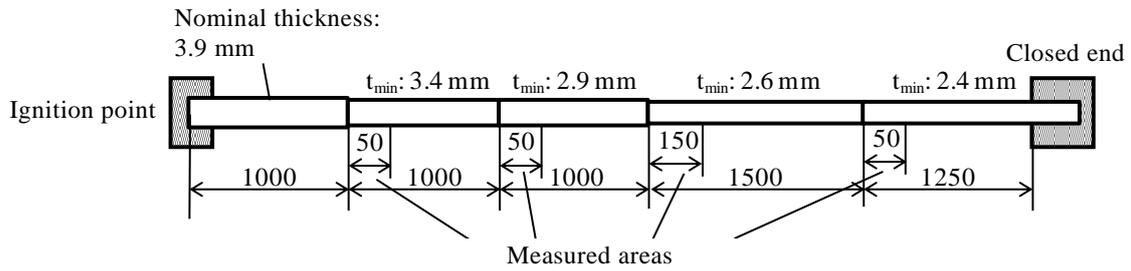


Fig. 4-14 Thickness measurement area for test specimen K-1

Table 4-1 Pipe wall thickness of test specimen K-1 (mm)  
(Angles were measured clockwise viewing from the ignition side)

Circumferential position	Minimum thickness 3.4 mm					Minimum thickness 2.9 mm				
	0°(Top)	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.1	3.1	3.2	3.2
45°	3.7	3.7	3.6	3.6	3.6	2.9	3.0	3.0	3.0	3.0
90°	3.7	3.7	3.7	3.7	3.6	3.3	3.3	3.3	3.3	3.3
135°	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.5	3.5	3.5	3.5	3.5
180°(Bottom)	3.7	3.7	3.6	3.7	3.7	3.5	3.5	3.5	3.5	3.5
225°	3.4	3.4	3.4	3.4	3.4	3.2	3.2	3.1	3.1	3.1
270°	3.6	3.6	3.6	3.6	3.7	3.2	3.2	3.2	3.2	3.2
315°	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.2	3.2	3.2	3.2	3.2

Minimum thickness 2.6 mm														
2.9	2.9	2.8	2.9	2.9	2.9	2.8	2.9	2.9	2.9	2.9	3.0	2.9	2.9	2.9
2.8	2.9	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.9	2.8	2.8	2.8
3.0	3.0	3.0	3.0	3.0	3.0	3.0	3.0	3.1	3.1	3.1	3.0	3.0	3.0	3.0
3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1
3.1	3.1	3.1	3.0	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.0	3.1	3.0	3.1	3.1	3.1
2.8	2.7	2.8	2.7	2.8	2.7	2.6	2.6	2.7	2.7	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8
2.8	2.9	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.9	2.9	2.9
2.9	3.0	2.9	2.9	2.9	2.9	2.9	2.9	2.9	2.9	3.0	3.0	3.0	3.0	2.9

Minimum thickness 2.4 mm				
2.8	2.8	2.8	2.8	2.8
3.1	3.1	3.1	3.1	3.1
3.1	3.2	3.2	3.2	3.1
3.1	3.1	3.1	3.1	3.2
2.9	2.9	2.9	2.9	3.0
2.8	2.8	2.9	2.9	2.9
2.4	2.4	2.4	2.4	2.4
2.5	2.5	2.5	2.5	2.5

## 2) 閉止直管破壊試験(試験体 K-2)

試験体 K-2 の FEM モデルを Fig. 4-15 に示す。破断した閉止端近傍の配管は試験前に超音波肉厚計で厚さを計測しており、解析モデル形状に反映した。厚さの計測は、周方向 8 点、軸方向に 10 mm ピッチで計測した。肉厚計測位置を付録の Fig. A-5 に、肉厚計測結果を付録の Table A-3 に示す。前述のメッシュ寸法の検討結果に基づき、軸方向を 2 mm ピッチ以下で要素分割した。厚さ方向の要素寸法は 1 mm 以下とした。周方向には 15°ピッチで要素を分割した。

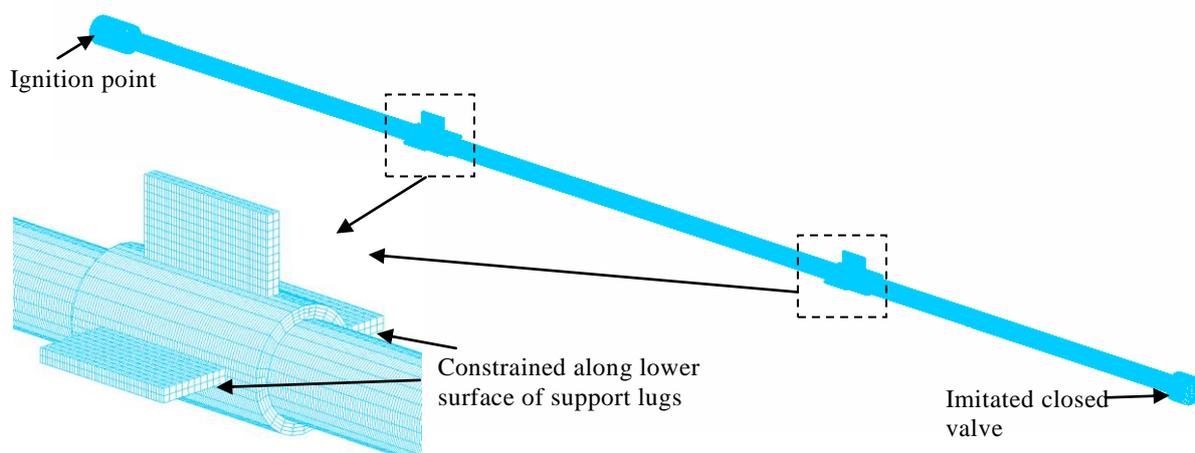


Fig. 4-15 Analysis model of test case K-2

## 3) エルボ破壊試験(試験体 K-3)

試験体 K-3 の FEM モデルを Fig. 4-16 に示す。前述のモデルと同様に、軸方向要素長 2 mm 以下、厚さ方向 1 mm 以下、周方向 15°ピッチで分割した。また、試験前に超音波肉厚計によりエルボ部の厚さを測定し、モデルに反映した。測定は、エルボ曲げ角度 22.5°ピッチ、周方向の 8 点について行った。肉厚計測位置を付録の Fig. A-6 に、肉厚計測結果を付録の Table A-4 に示す。

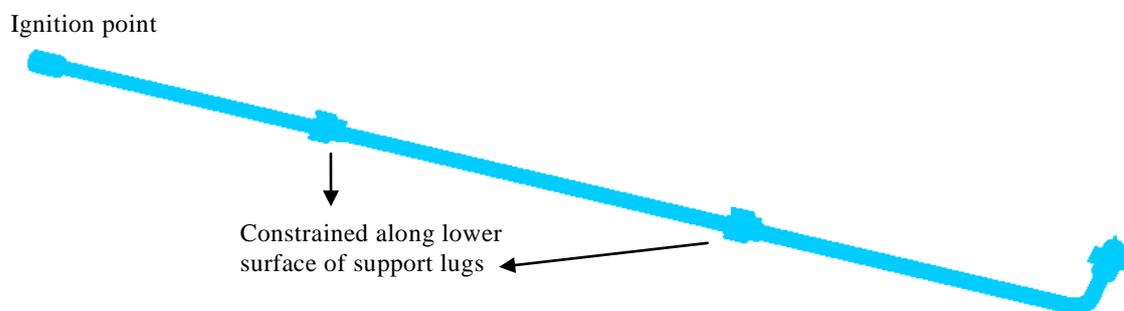


Fig. 4-16 Analysis model of test case K-3

#### 4) エルボ塑性変形試験(試験体 K-4)

試験体 K-3 の FEM モデルを Fig. 4-17 に示す。FEM モデルは、4.3.1(c)項で述べた要素寸法の検討結果にしたがい、軸方向要素長を 5 mm 以下とした。厚さ方向を 4 分割、周方向 3.75°ピッチで分割した。また、試験前に超音波肉厚計によりエルボ部およびエルボ前後の直管 200 mm の厚さを測定し、モデルに反映した。厚さ計測点は、エルボ部では曲げ角度 22.5°ピッチ、周方向 8 点とし、直管部では軸方向 10 mm ピッチ、周方向 8 点について計測した。肉厚計測位置を付録の Fig. A-7 に、肉厚計測結果を付録の Table A-5 に示す。

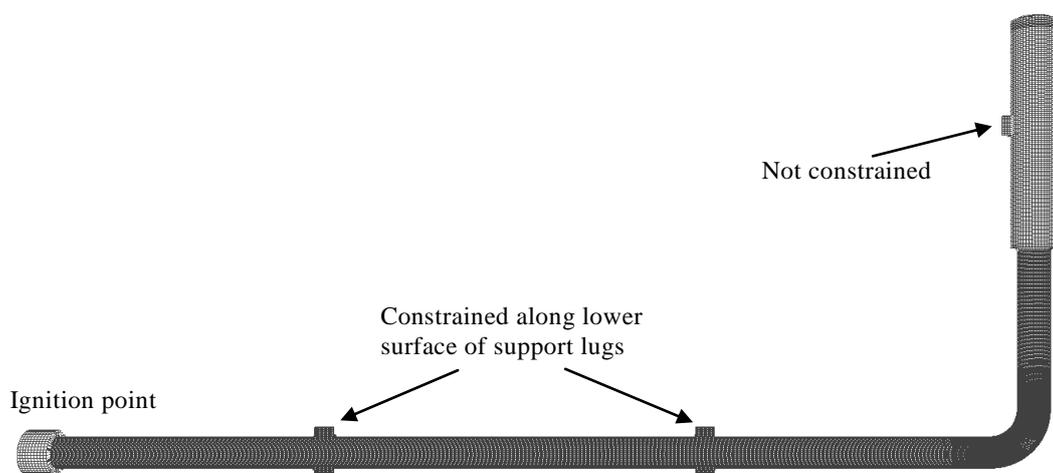


Fig. 4-17 Analysis model of test case K-4

#### 4.3.2 配管強度試験結果との比較

##### (a) 単純直管破壊試験(試験体 K-1)

異なる肉厚部各位置の、周方向ひずみの最大値の解析結果を Fig. 4-18 に示す。 $\epsilon_1$  および  $\epsilon_3$  は、最小肉厚 3.4 mm に貼り付けたゲージである。 $\epsilon_5$  および  $\epsilon_7$  は最小肉厚 2.9 mm の部位、 $\epsilon_9$ 、 $\epsilon_{13}$  および  $\epsilon_{17}$  は最小肉厚 2.6 mm の部位に貼り付けたゲージである。いずれの位置も、配管強度試験では破断しなかった部位である。また、 $\epsilon_1$ 、 $\epsilon_5$ 、 $\epsilon_9$ 、 $\epsilon_{13}$  および  $\epsilon_{17}$  は、Table 4-1 に示した周方向位置の 45°の位置に貼付したゲージである。 $\epsilon_3$  および  $\epsilon_7$  は、周方向位置 225°のゲージである。なお、肉厚 2.4 mm の部位は爆轟圧力によって破断したため、ひずみの最大値は測定されなかった。

解析の結果、いずれの位置においても、試験結果に対して高いひずみを与えることがわかった。しかし、ひずみゲージ  $\epsilon_1$  から  $\epsilon_7$  までのひずみの大小関係に関しては、試験と解析で一致していることがわかる。一方、試験において比較的高いひずみが計測された  $\epsilon_9$ 、 $\epsilon_{13}$  および  $\epsilon_{17}$  においては、解析では過大なひずみが発生し、計算が発散して終了した。

試験と解析の差異の原因としては、まず応力-ひずみ関係の上降伏点を省略した影響が考えられる。他には、CFD による圧力予測結果と実際の圧力の差異、試験体と材料試

験の応力-ひずみ関係の差異，および試験体形状のモデルと実際の差異の影響が考えられる．解析に入力した圧力波の波形を，圧力計  $P_1$  位置の波形で代表したため， $P_1$  より下流の希薄波は実際より圧力が低かった可能性があるが，解析結果のひずみは試験結果より高くなった．このため，誤差をもたらす因子は他の要因と考えられる．

現時点の解析手法では，試験との誤差は残る結果となったが，ひずみを実際より高く評価していることから，本解析手法を用いて配管設計を行う際には安全側の設計が可能であると判断される．

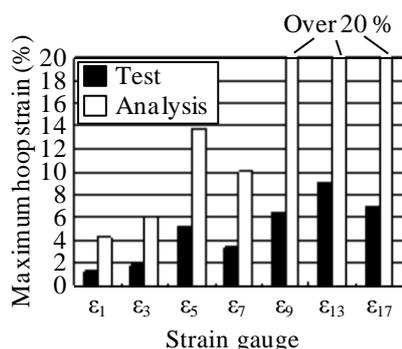


Fig. 4-18 Maximum hoop strains for straight pipe specimen: Test case K-1

#### (b) 閉止直管破壊試験(試験体 K-2)

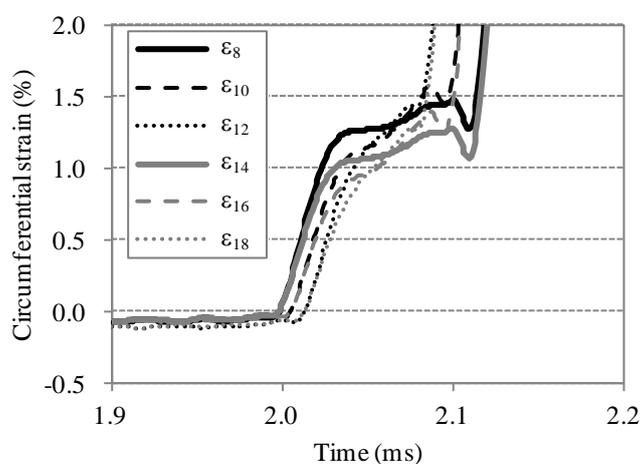
破断位置近傍のひずみゲージにおける，周方向ひずみ履歴の解析結果と試験結果を比較して Fig. 4-19 に示す．解析においてもこれらゲージ近傍の配管が大きく膨張することが確認され，試験の破断位置と一致する結果となった．図中の約 2.0 ms から 2.1 ms のひずみが，進行波により発生したひずみであり，約 2.1 ms から急激に立ち上がるひずみは反射波によるものである．試験では，反射波によるひずみが急激な立ち上がりを示した後，ひずみゲージの破損によって計測不能となったため，解析との比較対象は進行波による応答および反射波によるひずみ発生直後までとした．

進行波に起因するひずみの解析結果は，試験結果に比べてひずみを大きく評価した．試験と解析の差異の原因については，試験体 K-1 の場合と同様に，まず応力-ひずみ関係の上降伏点を省略した影響が考えられる．他には，爆轟解析による圧力予測結果と実際の圧力の差異，試験体と材料試験の応力-ひずみ関係の差異，および試験体形状のモデルと実際の差異の影響が考えられる．

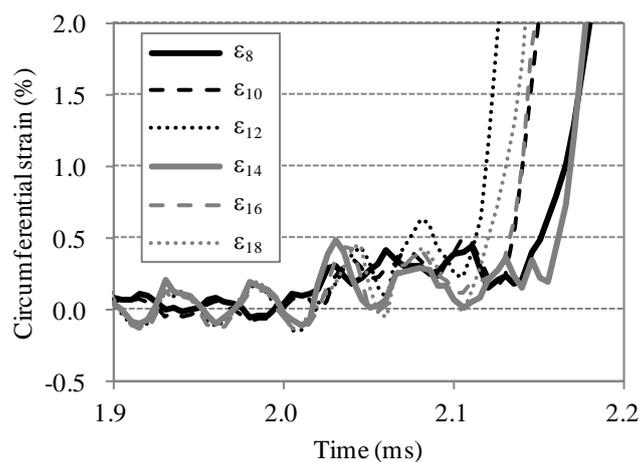
次に，反射波に起因するひずみについて記す．高速ビデオカメラを用いた配管強度試験の撮影結果によると，破断位置はひずみゲージ  $\epsilon_{16}$  の近傍であった．しかし，いずれの位置のひずみゲージでも反射波により過大なひずみが発生しており，試験結果および解析結果ともに，ゲージ位置による明確な差は認められなかった．本解析では配管の開口後の挙動は評価対象としていないので，配管材の破断条件を設定していない．このため，これらのゲージ付近の過大なひずみにより計算が発散して終了した．ただし，反射波の

時刻歴と、配管寸法および弁寸法を再現することで、破断位置が弁近傍の配管であることを予測できるといえる。

一般汎用コードを用いた本研究の解析手法では、試験との誤差が課題として残るものの、ひずみを実際より高く予測していることから、本解析手法を用いて配管設計を行う際には保守的な設計が可能であると判断した。実機評価に用いる際は、配管寸法等に保守性を持たせることで、実際よりひずみを高めに評価する手法を採用することにより、信頼性を確保できると考えられる。例えば、実用上では、配管肉厚寸法計測は行わず、比較的薄い公称寸法による形状としてモデル化をすることが一般的である。



(a) Analytical results



(b) Experimental results

Fig. 4-19 Strain-time histories at strain gauges obtained from analysis and experiment:  
Test case K-2

### (c) エルボ破壊試験(試験体 K-3)

破断位置であるエルボ腹側のひずみゲージ $\epsilon_{16}$  およびその隣の腹側のゲージ $\epsilon_{10}$  における周方向ひずみ履歴の解析結果と試験結果を比較すると、Fig. 4-20 のようになる。破断位置が閉止端に近いので、試験および解析ともに、反射波によりひずみが急激に立ち上がる様子のみが観察された。解析では、要素の破断条件を設定していないため、解析は途中で発散して終了した。

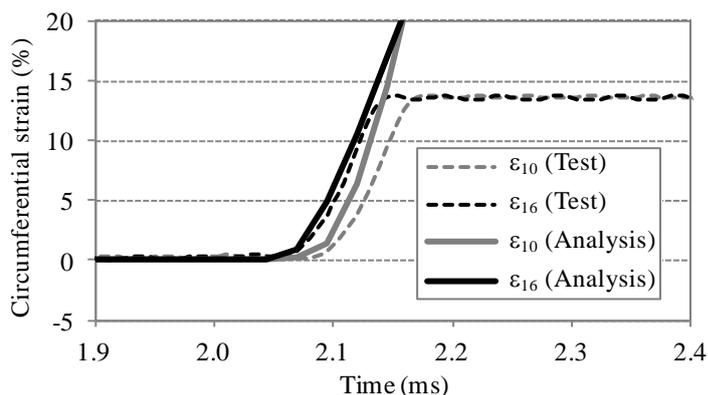


Fig. 4-20 Strain time histories at strain gauges obtained from analysis and experiment:  
Test case K-3

解析結果は、試験結果のひずみ上昇を良く予測できていることがわかる。この2か所の塑性ひずみ上昇速度は、他の個所に比べて高く、試験における破断位置がエルボ腹側であったことを再現しているといえる。ただし、 $\epsilon_{10}$  においては、解析のひずみ上昇速度がやや高く、若干の誤差が生じる。この誤差の原因としては、反射圧力の空間内分布が解析と試験で異なっていたことが一つの可能性として考えられるが、試験では破断部の圧力を計測していないため確認はできていない。しかしながら、エルボが爆轟波でなく反射波で過大なひずみを生じるという、破断に至る本質的な事象は再現できているため、ひずみの予測手法として用いることは可能であると考えられる。

エルボに静的な内圧を与えた弾性解によると、エルボ腹側の周方向応力が最も高くなることが知られている<sup>11)</sup>。本解析で入力した反射波のピーク圧力は、背側の方が高くなる傾向にあるが、上記のエルボ形状の特性によって、腹側のひずみが発達したものと考えられる。上記の文献<sup>11)</sup>によると、直管応力とエルボ腹側最大応力の比は、外径と曲げ半径に依存する。本研究のような爆轟圧力に対しては、外径、曲げ半径などの寸法に起因する応力集中に加えて、爆轟圧力の分布も考慮しなければならない。したがって、本研究のように解析的手法を適用する必要があるといえる。内圧分布の再現については相応の作業量を要するものの、実機評価を現実的に行うためには、現状では実用的であると考えられる。

(d) エルボ塑性変形試験(試験体 K-4)

各ひずみゲージ位置における周方向ひずみ履歴を解析した結果を Fig. 4-21 に示す. 図は爆轟波による変形を示しており, 閉止端で反射した反射波が到達する前の履歴を表す.

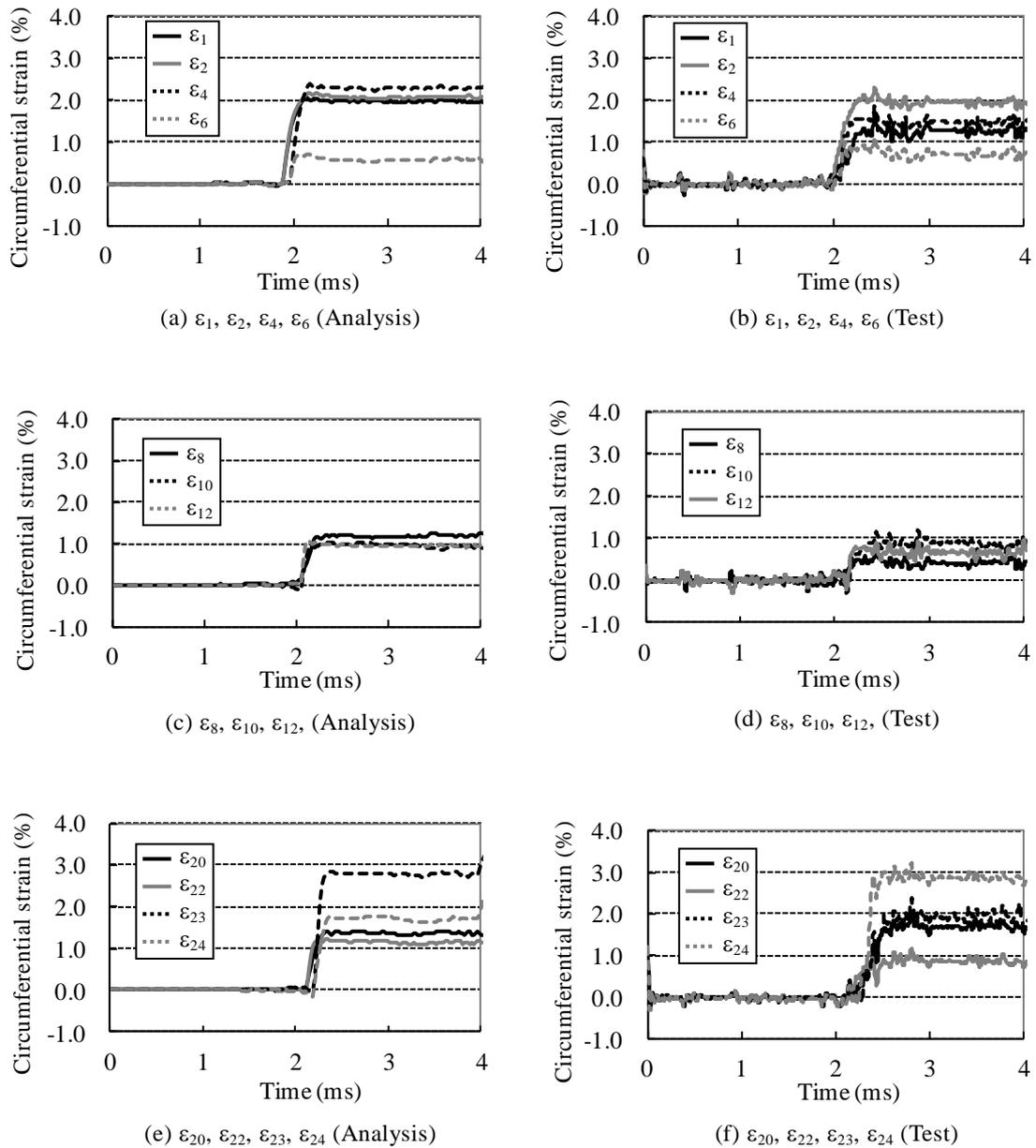


Fig. 4-21 Strain time histories at strain gauges obtained from analysis and experiment:  
Test case K-4

上図(a), (b)に示したエルボの 200 mm 上流の直管部 $\epsilon_1$ および $\epsilon_2$ では, 解析で最大 2.4 % のひずみが生じた. 解析では, 周方向位置によって差が無かったが, 試験では周方向によってひずみが異なっていた. エルボに到達するまでの爆轟波は, 周方向によらず一定であることを考えると, 強度解析モデルが厚さ分布または曲面形状を再現しきれいな

かった可能性が考えられる。ただし、平均した場合、ひずみのオーダは一致している。エルボ入口の $\varepsilon_4$ および $\varepsilon_6$ を比較すると、腹側のひずみ $\varepsilon_4$ が高くなる傾向が試験および解析ともに認められたが、解析の方がその差を大きく見積もる傾向がある。

次に、Fig. 4-21(c), (d)に示したエルボ45°位置の $\varepsilon_8$ ,  $\varepsilon_{10}$ および $\varepsilon_{12}$ では、試験および解析ともに、直管部 $\varepsilon_1$ および $\varepsilon_2$ に比べてひずみが全体的に低い結果となった。通常、エルボは直管に比べて厚肉に製作される傾向がある。エルボ上流200 mmの位置の直管の厚さ測定結果では、6.8 mmから7.1 mmまでの間でばらつき、平均値は7.0 mmであった。一方、エルボ45°の位置では7.5 mmから8.3 mmの間にあり、平均値は8.0 mmであった。このように、エルボが比較的厚肉であったため、エルボ全体のひずみが比較的低くなったと考えられる。解析では、エルボ腹側の $\varepsilon_8$ のひずみが比較的高い。前記 Fig. 4-8(b)に示したように、腹側の圧力は比較的低いことを考えると、エルボ腹側に応力集中する傾向<sup>11)</sup>に起因してひずみが高くなったと考えられる。しかしながら、試験では、比較的腹側のひずみが低くなっており、誤差が生じた。考えられる原因としては、超音波肉厚計の計測点数が、エルボ腹側の厚さ分布をFEMモデルで再現できるほど多くなかったことが一つの可能性として考えられる。

エルボでは、形状に起因する応力集中、肉厚分布、または圧力波形の位置による違いなどが、ひずみの大きさに影響を及ぼすが、いずれにせよ、直管よりひずみが低かったことから、実機エルボ継手の爆轟波に対する強度は、直管に比べて高いといえる。

上図(e), (f)に示すエルボ下流200 mmの直管部のひずみ $\varepsilon_{23}$ および $\varepsilon_{24}$ では、試験および解析ともに最大のひずみが認められた。これは、4.2.2(d)項で示したように、エルボで乱れた爆轟波がエルボの下流に到達し、上流直管に比べて高い圧力が生じたことに起因すると考えられる。しかしながら、ひずみが最大となる周方向位置が、試験と解析で異なる結果となった。これは、爆轟解析においてエルボ背側で反射した波の到達する位置が、試験と差異を生じた可能性が考えられる。発生位置は異なるものの、ひずみの最大値はほぼ同等の値を予測していることから、圧力波の強さについては再現可能と考えられる。最大となるひずみの大きさを予測できることから、健全性評価手法としては工学上問題ないと判断した。

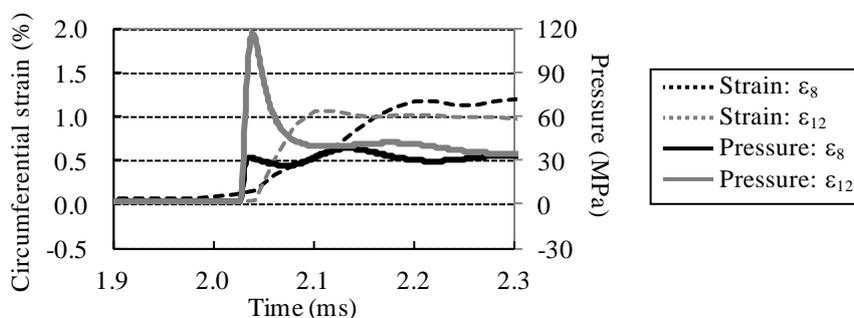


Fig. 4-22 Comparison between analytical strains and input pressures in the middle of the elbow

最後に、エルボ 45°位置の $\epsilon_8$ と $\epsilon_{12}$ の点に入力した圧力履歴とひずみの解析結果を比較したものを Fig. 4-22 に示す。圧力の立ち上がりが非常に速いのに対して、ひずみの応答は緩やかであることがわかる。特に背側の $\epsilon_{12}$ では、ひずみが最大値に達する時点では、圧力はピーク圧力から既に下降しており、燃焼後の定常状態に近い圧力まで達している。よって、背側の高いピーク圧力のみが変形に影響するのではなく、圧力の波形をも考慮に入れた評価が必要となる。腹側の圧力波の力積は背側より低い、解析ではひずみが発達しており、これは、エルボ形状に起因する応力集中の影響と考えられる。以上のように、配管の塑性変形応答の速度は、圧力の挙動に対して緩やかであることから、ピーク圧力を基準とした静的な負荷力のつり合いによる応力評価はできないことが解析からも確かめられた。

第 3 章において試験体 K-1 のひずみ履歴の計測結果に関する考察でも述べたように、強度上の限界を評価するには、初期に与えられた運動エネルギーを吸収できる変形量、すなわちひずみを評価することが適切であると考えられる。ひずみ予測手法を健全性評価手法として用いるには、実際の破断ひずみに対して裕度を持った許容ひずみを設定する必要があるが、この点は第 5 章で考察する。

以上のように、爆轟圧力分布、エルボ形状を考慮した解析を行うことにより、各位置に生じるひずみの大きさを評価した。強度評価上の重要点は、下流直管において最大ひずみが生じることを再現できたことである。しかしながら、下流直管のひずみは、上流直管と比較しても 1.5 倍程度であり、他の試験結果に比べれば、エルボの存在によるひずみ上昇の効果は低いといえる。具体的には、試験体 K-2 および K-3 の閉止端で生じる反射波の効果が大きい。このことから、強度設計上重視すべき箇所は閉止端近傍であることがわかる。

#### 4.4 結言

管内で水素・酸素混合ガスを爆轟させることで変形した炭素鋼配管試験体について、そのひずみを再現することを目的に、FEM を用いた解析を実施した。配管要素内の位置によって異なる爆轟圧力の分布を CFD によって求め、この圧力履歴を有限要素モデルの内面に負荷することで解析を行った。配管の機械的特性としては、高速引張試験によって求めた応力-ひずみ関係を適用した。さらに、ひずみゲージで実測したひずみ履歴を解析結果と比較し、考察した。

解析の結果、直管試験体の解析では、試験結果に比べて高いひずみを予測した。閉止端またはエルボを持つ試験体に対して、ひずみが最も高くなる位置を予測できた。

本研究は、実機プラントにおいて混合ガスの爆轟の可能性のある配管系に対して実用的に評価できる手法の構築を目指したものである。そのような実用的観点から考えると、ひずみの大きさについては、試験と解析との間には差違が認められるが、解析は高めにひずみを見積もる傾向にあり、厳しく評価することを受け入れれば実用可能であるといえる。また、実際の評価においては、配管寸法や混合ガス濃度を計測することは困難で

あり，これらの条件を保守的にモデル化する必要があると予測される．このような，保守的なモデル化方法も含めることで，解析を用いた評価の信頼性が確保できると考えられる．

以下に本章で得られた結論を述べる．

- (1) 直管試験体に生じるひずみを解析した結果，解析結果は試験結果に比べて高いひずみを与えた．この原因は，解析に入力した応力-ひずみ関係と試験体の実際の変形特性との相違，ならびに CFD を用いた圧力予測における誤差が考えられる．
- (2) 爆轟波および反射波がエルボを通過するとき，エルボ背側のピーク圧力が高くなるのが CFD による解析で確かめられた．しかし，FEM 解析の結果，エルボの応力集中により腹側の周方向ひずみが高くなることがわかった．
- (3) エルボ下流の配管では，エルボ背側で乱れた圧力波が到達するため，配管ひずみが高くなることがわかった．試験および解析によると，このひずみはエルボ本体のひずみより高い．エルボには，背側に生じる比較的高いピーク圧力や腹側に集中する応力など，ひずみが高くなる要因がある．しかし，実際にはエルボが厚肉に製作されるため，エルボ本体に生じるひずみは比較的低いことがわかった．
- (4) 閉止端に生じる反射波は，爆轟波よりピーク圧力が高く，大きなひずみを発生させることが，試験および解析の両者からわかった．反射端近傍に発生するひずみは，エルボ腹側に集中するひずみや，エルボ下流の直管で発達するひずみよりも大きいので，強度評価が必要となる部位は閉止端を持つ配管となる．
- (5) 本章で示した解析手法は，試験と比較して同等または高めにひずみを与えるため，保守的な計算手法として配管設計に用いることができる．

#### 参考文献

- 1) T.W. Chao, “Gaseous detonation-driven fracture of tubes”, Thesis for degree of doctor of philosophy, California Institute of Technology, (2004).
- 2) M. Mirzaei, M. Malekan and E. Sheibani, “Failure analysis and finite element simulation of deformation and fracture of an exploded CNG fuel tank”, Engineering Failure Analysis, Vol. 30, pp. 91-98, (2013).
- 3) Y. Shie, “Dynamic fracture in thin shells using meshfree method”, Mathematical Problems in Engineering, Vol. 2014, (2014).
- 4) F. Cirak, R. Deiterding and S. Mauch, “Large-scale fluid-structure interaction simulation of viscoplastic and fracturing thin-shells subjected to shocks and detonations”, Computers & Structures, Vol. 85, Issues 11-14, pp. 1049-1065, (2007).
- 5) T. Rabczuk, R. Gracie, J.H. Song and T. Belytschko, “Immersed particle method for fluid-structure interaction”, International journal for numerical methods in engineering, Vol. 81, pp. 48-71, (2010).

- 6) 藤井正, 山田浩二, 熊谷直己, 根布景, 日高章隆, 内田正宏, 曾根孝浩, “混合ガス燃焼時の配管強度に関する研究 (各種配管形状での混合ガス爆轟試験)”, 2012 年度 日本機械学会年次大会, S083024, (2012).
- 7) 熊谷直己, 宮川雅彦, 内田正宏, 藤井正, 根布景, 日高章隆, 混合ガス燃焼時の配管強度に関する研究 (燃焼時の圧力評価用解析), 2012 年度 日本機械学会年次大会, S083025 (2012).
- 8) B.F. Magnussen and B.H. Hjertager, “On mathematical modeling of turbulent combustion with special emphasis on soot formation and combustion”, Symposium (international) on Combustion, Vol. 16, pp. 719-729, (1977).
- 9) R.J. Kee, F.M. Rupley and J.A. Miller, “CHEMKIN-II: A Fortran chemical kinetics package for the analysis of gas-phase chemical kinetics”, Sandia Report, SAND89-8009, (1989).
- 10) W.C. Reynolds, “The element potential method for chemical equilibrium analysis: implementation in the interactive program STANJAN”, Technical Report, Stanford Univ., (1986).
- 11) S.E. Moore and E.C. Rodabaugh, “Background for changes in the 1981 edition of the ASME nuclear power plant components code for controlling primary loads in piping systems”, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 104, pp. 351-361, (1982).



## 第 5 章 爆轟圧力下での炭素鋼鋼管の破断ひずみの推定

### 5.1 緒言

第 3 章では、炭素鋼配管が内部の混合ガス爆轟によって破断する様子を観察し、高いひずみ速度  $2 \times 10^3 \sim 3 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$  で変形する場合でも、大きな塑性ひずみを伴う延性破壊を示すことを明らかにした。また、破断を判断する基準として、ひずみを用いることを提案した。これは、第 2 章で示した高速引張試験において破断伸びおよび絞りを取得していること、および第 3 章の配管強度試験において配管のひずみを計測していることから、判断基準の検証が可能であることによる。

第 4 章では、配管強度試験の配管ひずみを再現する解析手法を示した。また、本研究で構築を目指す配管健全性評価手法の具体的な方法として、FEM 解析を用いて配管ひずみを求め、ひずみを基準として健全性を判断する方法を提案した。

健全性を判断するには、FEM で求めた発生ひずみにより配管が破断に至るか否かを判断する必要がある。この判断基準を構築するためには、実際の配管の破断ひずみを知る必要がある。また、実際の破断ひずみに対して十分な安全裕度を持った、健全性評価上の限界ひずみ（以下、許容ひずみと称する）を設定する必要がある。

第 1 章で述べたように、従来の原子力プラント設計では、応力基準による設計が行われていたため、許容ひずみに対する一般的な基準は存在しない。特別な例として、高速増殖炉もんじゅの 2 次系床ライナに、ひずみを基準とした設計が行われている例が挙げられる<sup>1)</sup>。2 次系床ライナとは、漏えいナトリウムとコンクリートの接触を防ぐための鋼板である。漏えいナトリウムと接触した部位が局部的に熱膨張するため、熱ひずみを制限する基準が設けられている。もんじゅでは、室温から 350℃までの温度条件において、熱膨張に起因する膜ひずみが 5 %以下となるように制限されている。この許容ひずみは、ライナ材質の引張試験で得られた一様伸びを基準としている。本研究でも、第 2 章で述べた高速引張試験で得られた破断伸びおよび絞りを基準として許容ひずみを設定することとした。

また、第 3 章で述べた配管強度試験では実際に配管を破断させた。配管破断時のひずみを明らかにすることは、適切な許容ひずみを設定するためには必要不可欠であろう。しかしながら、発生したひずみが大ひずみゲージの測定限界を超えたため、破断時のひずみは計測されていない。

そこで、本章では、第 4 章で述べた FEM 解析手法を用いて、配管破断時のひずみを推定した。また、この結果を第 2 章で述べた高速引張試験結果と比較し、その差異を考察した。最後に、高速引張試験および配管強度試験の破断ひずみを基に、安全率を考慮した許容ひずみを提案した。

## 5.2 構造解析による炭素鋼配管破断試験のひずみ履歴予測

第3章で述べた配管強度試験では、ひずみゲージの計測限界のため、破断の瞬間におけるひずみを計測できなかった。そこで、FEM解析を用いて、破断時のひずみを予測した。FEM解析手法は、第4章で述べた解析手法を踏襲した。

### 5.2.1 解析方法

#### (a) モデル形状

第3章で示した配管強度試験の試験体で、破断部のひずみを計測した試験体 K-2 および K-3 を解析対象とした。

解析には、汎用の構造解析コードである LS-DYNA Ver. 970 を用いた。試験体 K-2 および K-3 の FEM モデルをそれぞれ Fig. 5-1 および Fig. 5-2 に示す。4.3.1 項で考察した要素寸法に従って要素分割した。試験体 K-2 モデルの要素分割は、軸方向 2 mm 以下、周方向 7.5°ピッチ、板厚方向 4 分割とした。試験体 K-3 については、軸方向 2 mm 以下、周方向 5°ピッチ、板厚方向 4 分割とした。また、第4章で述べたように、試験前に超音波肉厚計で破断部近傍を測定した結果をモデル形状に反映した。

解析に使用した要素は、いずれも 8 節点 3 次元ソリッド要素である。変位拘束条件は、試験と同じように、サポートラグ下面の変位を拘束した。

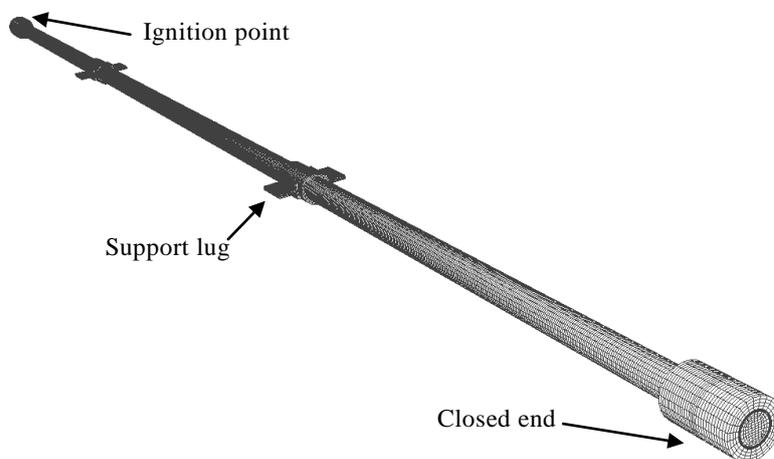


Fig. 5-1 FEM model of closed pipe specimen: K-2

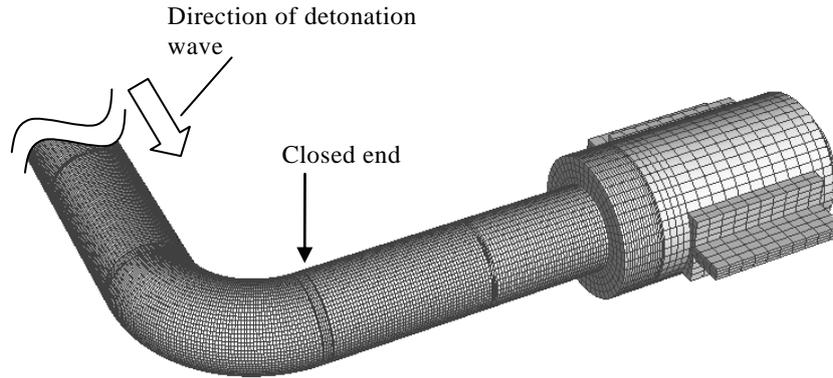


Fig. 5-2 FEM model of closed pipe specimen: K-3

### (b) 配管材料特性

配管の材質 STPT410 の機械的特性は、第 2 章で実施した高速引張試験のうち、配管周方向に試験片を採取した試験ケース M-2 の応力-ひずみ関係を用いた。解析に用いるため、真応力-対数ひずみ関係を多直線近似した例を Fig. 5-3 に示す。上降伏点については、再現性が低く、材料ごとのばらつきが大きいため、近似曲線では考慮しないこととした。引張強さを超えた領域では局所的なネッキングが生じるが、引張試験では標点距離の計測によってひずみを求めているため、ネッキング領域の局所的なひずみは求められない。このため、引張強さ以降の応力は一定と仮定した。また、配管と閉止端および配管とエルボ継手の突合せ溶接部には、同様に第 2 章で示した YGT50 の高速引張試験結果を用いたが、試験では溶接部に大きな塑性変形は見られなかったため、解析結果に及ぼす影響は小さいと考えられる。

弾塑性解析に用いた構成則は、Mises の降伏条件を用いた Prandtl-Reuss 則である。

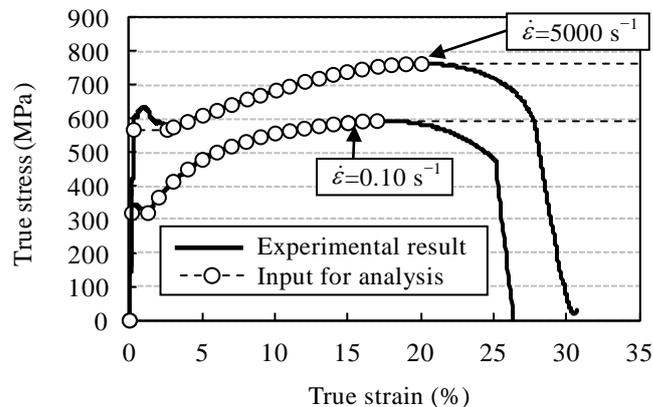


Fig. 5-3 Example of stress-strain input for FEM analysis

### (c) 圧力の負荷方法

第4章において、CFD で求めた圧力履歴を FEM モデルに反映した負荷を行うことで配管強度試験を解析したが、試験に比べてひずみを同等または高く見積もる傾向にあることを述べた。本章では、試験での実際の破断ひずみを予測することを目的とするため、ひずみゲージにより計測されたひずみ履歴と解析のひずみ履歴が一致するように、圧力波の大きさを調整することとした。試験と解析の差違の原因としては、圧力波、試験体寸法および機械的特性などのモデル化の精度が考えられる。圧力波が高くなれば、発生する応力は高くなる。また、配管厚さが小さくなることによって、あるいは材料の機械的強度が低くなることによって、応力は高くなる。いずれのパラメータを選ぶことも可能であるが、本研究では、解析の簡便さから、圧力波を調整することとした。具体的には、CFD を用いて求めた圧力波の圧力を全時間において比例倍することによって調整し、トライアンドエラーによって試験と解析のひずみが一致するようにした。

第4章で述べた CFD 解析手法を用いて求めた試験体 K-2 の圧力履歴を Fig. 5-4 に示す。図は破断位置であるひずみゲージ  $\epsilon_{16}$  位置での圧力履歴を示す。反射波によって生じたひずみの履歴が試験と解析で合うように検討した結果、試験体 K-2 の圧力履歴は、数値流体解析の結果をそのまま用いた。最初のピークは、爆轟波の到達による圧力上昇を示す。2 つ目の圧力ピークは、閉止端で反射した反射波がこの位置に到達したことによる圧力上昇である。試験では、反射波で閉止端に接続された配管が破断した。

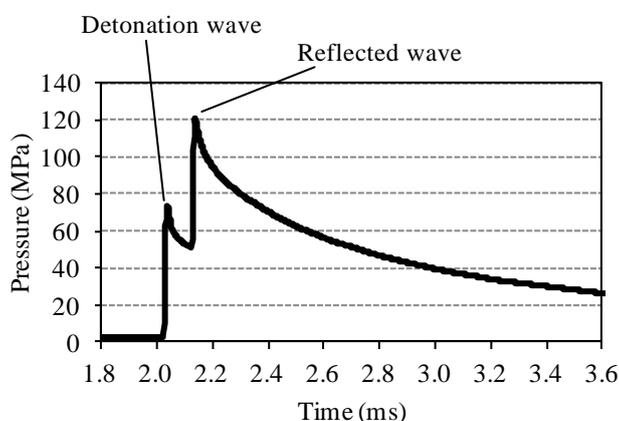


Fig. 5-4 Input pressure history at strain gauge  $\epsilon_{16}$ : Test case K-2

次に、CFD を用いて求めた、試験体 K-3 の圧力履歴を Fig. 5-5 に示す。図の圧力波は、エルボ曲げ角度  $66.5^\circ$  位置のエルボ背側、腹側および脇側のゲージ位置のものである。試験体 K-3 については、破断位置のひずみ履歴が FEM 解析結果と試験で一致するように、CFD 解析結果の圧力を全体的に 0.857 倍した履歴を入力とした。最初の圧力ピークは爆轟波の到達によるものであるが、背側では圧力波が反射することによって高いピーク圧力を生じる。2 つ目のピークは、閉止端から到達した反射波である。試験では、反射波によってエルボの腹側の  $66.5^\circ$  位置が破断した。

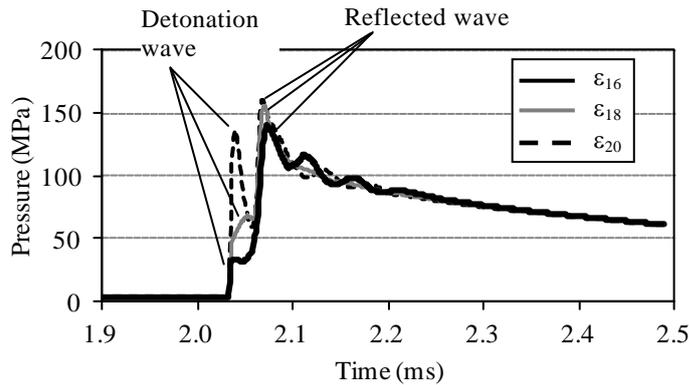


Fig. 5-5 Input pressure histories at the strain gauges in elbow specimen: Test case K-3

## 5.2.2 解析結果

### (a) 閉止直管破壊試験(試験体 K-2)

試験体 K-2 のひずみ履歴解析結果と試験結果を比較したものを Fig. 5-6 に示す．図中には，高速ビデオカメラでとらえた，破断が確認されたコマおよびその 1 コマ前の時間を記した．カメラの撮影速度は，1 s あたり 20000 コマである．ひずみゲージによる計測結果は，ひずみ約 7 %～11 % で不連続となる個所が見られ，ゲージが剥離ないしは破断したものと推測される．これらの不連続点は，ビデオカメラの観測によれば破断前の時間であり，ひずみはさらに生じていたことが推測される．なお，不連続点後のひずみが最大値約 14 % を示しているのは，ひずみアンプのレンジ設定の上限のためである．

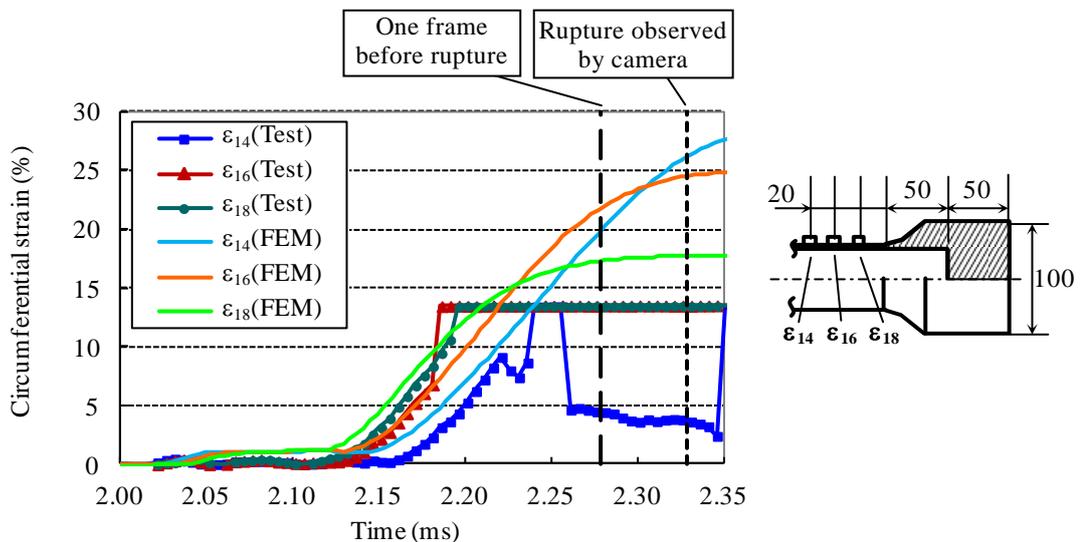


Fig. 5-6 Strain time histories for closed pipe specimen: Test case K-2

第3章で述べたように、高速ビデオカメラの観察結果によると、最も大きい径膨張が現れたのはひずみゲージ $\epsilon_{16}$ の位置であった。解析では、破断点と推定された $\epsilon_{16}$ のひずみについて、試験と解析が合うように圧力波を調整した。

反射端に最も近い $\epsilon_{18}$ に最初に反射波が到達するため、他のひずみゲージ位置に比べて最も初期の段階でひずみが上昇するが、解析結果では最終的なひずみは最も低くなった。これは、剛性の高い閉止端に最も近いため、変形が抑制されたためと考えられる。破断1コマ前では、 $\epsilon_{16}$ のひずみが最も高く、試験の破断位置と傾向が一致する。一方、 $\epsilon_{14}$ のひずみは解析では最終的にひずみが最も高くなった。これは、解析では破断を考慮せずに解析を続けているためであり、実際には $\epsilon_{16}$ が最も高いひずみを示している時間領域において破断が生じたと推察できる。以上の考察から、ビデオによる破断1コマ前の時間を破断時間として扱うことで、破断ひずみを低めに評価することとした。この場合、解析結果から推定される破断ひずみは、22%である。

### (b) エルボ破壊試験(試験体 K-3)

試験体 K-3 のひずみ履歴解析結果と試験結果を比較したものを Fig. 5-7 に示す。第3章で述べた試験における高速ビデオカメラの映像によると、エルボ腹側のひずみゲージ $\epsilon_{16}$ 位置において破断が生じたと推測されたが、Fig. 5-7 から腹側の $\epsilon_{16}$ のひずみが高いことがわかる。ただし、試験結果については、ひずみアンプの上限設定のもとで計測した約14%までのひずみのみが示されている。解析では、この点のひずみ履歴が試験と解析で一致するように、圧力波の大きさを調整した。

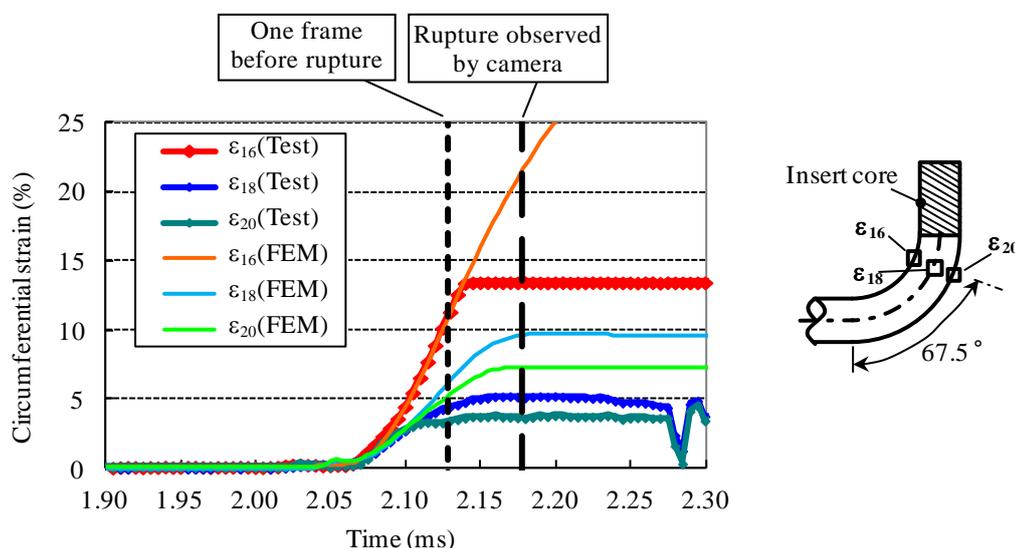


Fig. 5-7 Strain time histories for elbow specimen: Test case K-3

破断時間の推定については、エルボの脇側のひずみゲージ $\epsilon_{18}$ に着目した。ひずみ履歴の実測結果は、解析結果と異なり、極大点を示した後にひずみが減少していることがわかる。これは、解析では模擬されていない腹側の開口の影響と推察した。つまり、腹側

の開口によって脇側管壁がめくれあがることにより、この位置の周方向ひずみが圧縮側に移行したためと考えた。 $\epsilon_{18}$ の極大点が現れる時間は2.170 msであり、ビデオカメラで破断が観察されたコマの直前である。この時間を破断時間と考えて、破断時の $\epsilon_{16}$ のひずみは約20%になるものと推測した。

### 5.3 配管破断ひずみに基づいたひずみ基準クライテリアの提案

第4章で示した配管強度試験をFEMにより解析する手法では、試験のひずみを同等または高めに見積もることがわかった。したがって、この解析手法を用いることによって、爆轟の可能性が考えられる実機プラントの配管に生じるひずみを予測し、そのひずみが破断ひずみ以下であれば、配管は破断しないと判断できる。破断ひずみについては前節で推定したが、許容ひずみについては応力状態による破断延性の低下、材料のばらつき等を考慮した安全率を導入し、以下に検討する。

配管強度試験の解析から推測された周方向の破断ひずみは、上記に示したように20~22%であった。一方、試験体K-2の解析結果から得られた厚さ方向ひずみおよび軸方向ひずみをFig. 5-8に示す。図は、破断位置、すなわちひずみゲージ $\epsilon_{16}$ を貼り付けた位置における内外表面の要素のひずみを示している。

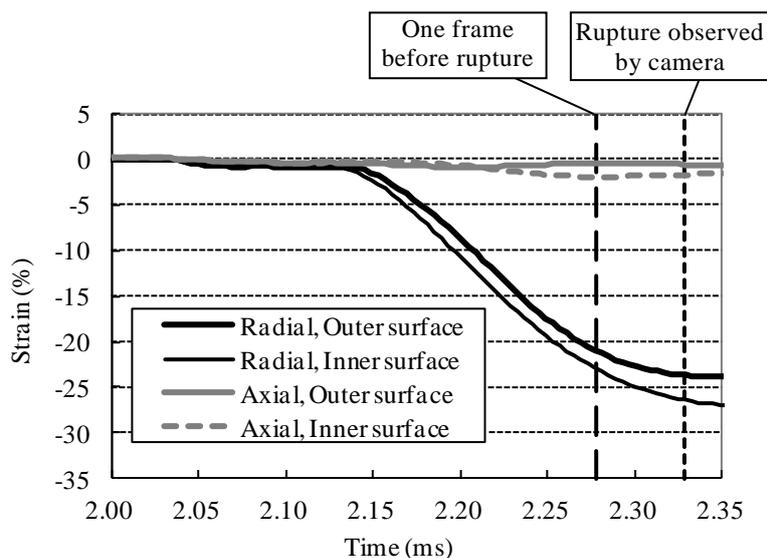


Fig. 5-8 Radial and axial strain time histories at the ruptured point for closed pipe specimen: Test case K-3

上図からわかるように、軸方向ひずみはほとんど認められず、厚さ方向に圧縮ひずみが生じている。5.2節で破断時間として推定した時間（高速度ビデオカメラで観察された破断1コマ前の時間）の厚さ方向ひずみは、内面の要素で-22.6%である。この値を公称ひずみに換算したものを厚さ方向の断面積減少率として考えると、20.3%となる。これに対して、第2章で示した高速引張試験体M-2の断面積減少率は60%以上である。このような差が生じる原因としては、本解析モデルのメッシュ寸法によることが考えられ

る。すなわち、メッシュ寸法が大きいために、くびれの拡散に伴って現れる局所的な断面積の減少を反映しきれなかった可能性が考えられる。

同様に、試験体 K-3 の破断位置の厚さ方向および軸方向のひずみを Fig. 5-9 に示す。エルボの場合、直管試験体の K-2 とは異なり、軸方向にも圧縮ひずみが生じている。この原因としては、第 3 章でも考察したように、エルボ腹側が周方向に膨張することにより、エルボ腹側の軸線が短くなることが考えられる。5.2 節で述べた破断推定時間 (2.170 ms) における内面要素の厚さ方向および軸方向の圧縮ひずみから、断面積減少率を求めると 20.8 % となる。これも、高速引張試験結果の絞りに比べて小さい値である。したがって、試験体 K-3 の解析においても、局所的なくびれの再現までには至らなかったと考えられる。

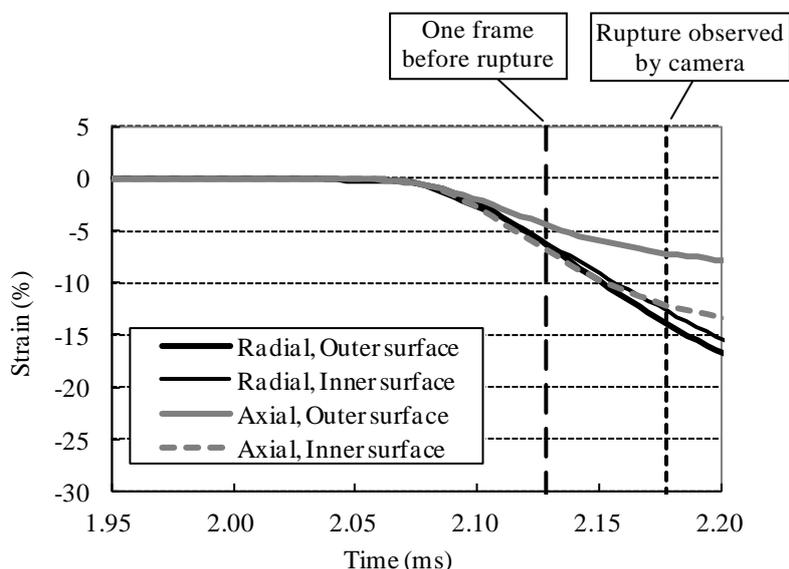


Fig. 5-9 Radial and axial strain time histories at the ruptured point for elbow specimen: Test case K-3

以上の考察から、解析で求められた破断ひずみは、局所的なくびれが進行した後のひずみではなく、ある変形領域の範囲で平均したひずみであると考えられる。したがって、解析で予測された破断ひずみは、引張試験の破断伸びに対応すると考えられる。

第 2 章で示した STPT410 の高速引張試験の各温度、各ひずみ速度条件における伸びの平均を取ると、約 30 % であった。上記の解析では、破断ひずみは 20~22 % と予測されており、高速引張試験の破断伸びよりも低い。この差の原因の一つとして考えられるのは、局所的にくびれが進行した後の最終的な破断ひずみが多軸応力状態下での変形拘束に起因して低下したことが挙げられる。文献 2) および 3) 等の研究で報告されているように、一般的に、多軸応力状態での破断ひずみは、単軸状態に比べて低下することが知られている。ただし、これらの文献では、局所的なくびれが生じた後の破断ひずみについて述べているため、本解析で予測した破断ひずみに対しては直接的には適用できない。

しかしながら、破断時のひずみの差の一因としては、その可能性が充分あると考えてよいであろう。

上述の推察の妥当性を示す例として、破断ひずみ低下率 $\bar{\varepsilon}_f/\varepsilon_f$ と応力多軸度  $TF$  に対して McClintock<sup>2)</sup>が提案した関係を、それぞれ式(5-1)および式(5-2)に示す。

$$\frac{\bar{\varepsilon}_f}{\varepsilon_f} = \frac{\sinh\left[\frac{\sqrt{3}}{3}(1-n)\right]}{\sinh\left[\frac{\sqrt{3}}{3}(1-n)(TF)\right]} \quad (5-1)$$

$$TF = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\bar{\sigma}} \quad (5-2)$$

ここで、 $\bar{\varepsilon}_f$  は多軸応力状態での相当破断ひずみ、 $\varepsilon_f$  は単軸応力状態での破断ひずみ、 $n$  は応力-ひずみ関係がべき乗硬化則で表現される場合の加工硬化指数、 $\bar{\sigma}$  は相当応力、 $\sigma_1 \sim \sigma_3$  はそれぞれ主応力である。 $TF$  は応力の多軸度を表す係数 (Triaxiality Factor) である。

5.2 節に示した解析結果を用いて破断位置の  $TF$  を求め、上式で破断ひずみ低下率 $\bar{\varepsilon}_f/\varepsilon_f$ を計算した結果を Table 5-1 に示す。加工硬化指数  $n$  としては、第 2 章で示した STPT410 高速引張試験結果の一樣伸びの最低値 0.134 を用いた。このときの破断ひずみ低下率は、表に示すように 0.5~0.6 となった。この結果から、局部的なくびれが生じた後の破断延性には多軸応力の影響があると推測される。しかし、現状の解析では局所的なくびれを再現できていないため、破断ひずみの低下を解析的観点から考察するには至っていない。この点は今後の課題である。

Table 5-1 Reduction rates of fracture strain at fracture point

Test case	$TF$	$\bar{\varepsilon}_f/\varepsilon_f$
K-2	1.8	0.5
K-3	1.5	0.6

本解析で予測した配管の破断ひずみは、ある変形領域の範囲での平均的なひずみと考えられることから、許容ひずみを定める基準には、高速引張試験における破断伸びを用いることが適切であると考えた。第 2 章で述べた STPT410 の高速引張試験における破断伸びの平均値は 30 %であった。一方、本章で推定した配管強度試験体の破断ひずみは 20 % (低い方の試験体 K-3 における値を用いた) であった。以上の結果から、単軸応力状態の引張試験に比して、配管の応力状態下の破断伸びが 2/3 に低下したと推定した。

破断ひずみに影響すると考えられる上記以外の因子としては、配管の加工度、溶接部の材料特性が考えられる。しかし、これらの因子の影響度を定量的に推定することは現

状の取得データの範囲では困難と考え、安全率に含めることで対応することにした。本研究では、これらの因子の影響を安全率 2 として設定した。この安全率 2 に加え、前述の応力状態による破断伸び低下による効果 2/3 の両方を考慮すると、最終的な安全率は  $(3/2) \times 2 = 3$  となる。高速引張試験および配管強度試験から得られた破断伸びと、安全率 3 を適用したひずみの関係を Fig. 5-10 に示す。上記の安全率とひずみの関係は、図中の黒色の点線のようになる。

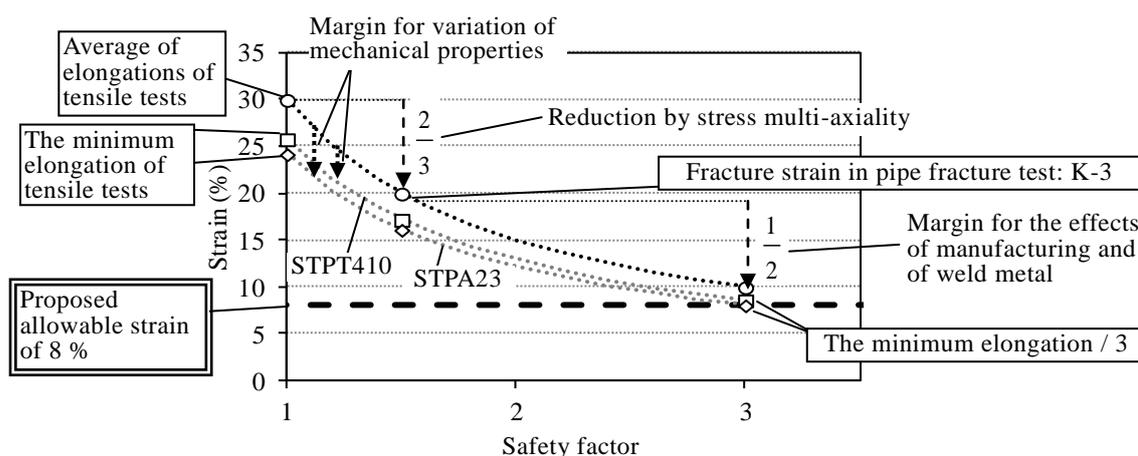


Fig. 5-10 Fracture strains obtained from the experiments and the strain to which the safety factor was applied

さらに、材料のばらつきを考慮し、上記の安全率を高速引張試験における破断伸びの最小値に適用する。すなわち、STPT410における破断伸びの最小値 25.8% に安全率 3 を適用すると、8.6% が得られる。また、STPA23 も、高ひずみ速度条件下で高延性を保つことが第 2 章で示されたため、STPT410 の配管強度試験体と同様に、STPA23 製の配管も、高い塑性ひずみを生じた後に破断することが予測される。そこで、同様に、同じ安全率を破断伸びの最小値 24.2% に適用すると、8.1% が得られる。

本研究では、設計上の簡便さを考慮して、これらの材料における爆轟圧力による延性破壊に対する評価上の許容ひずみを 8.0% として提案する。破断伸びの最小値に対する安全率の適用の考え方によるものを灰色の点線で、また提案許容ひずみを太破線で、それぞれ Fig. 5-10 に示す。

本研究は、混合ガスの爆轟圧力を受ける配管の健全性評価手法を構築することを目的としているが、この観点からこれまで述べてきた一連の研究をまとめると以下のようなになる。まず、第 2 章の高速引張試験および第 3 章の配管強度試験から、爆轟による高速変形下でも、炭素鋼および低合金鋼配管は延性破壊することを示した。この点を踏まえて、破断を判断する基準として、配管に発生するひずみを用いることを提案した。さらに、第 5 章では、これらの試験結果をもとに、破断に対して評価上の目安となる許容ひずみを 8.0% に設定することを提案した。一方、第 4 章で示した FEM を用いる手法によ

って、爆轟圧力を受ける配管のひずみを予測可能である。提案した解析手法によりひずみを予測し、許容ひずみ 8.0 %と比較することによって、爆轟圧力を受ける配管の破断の有無を保守的に評価することが可能となる。

#### 5.4 結言

混合ガスの爆轟によって破断した配管試験体の破断ひずみを、FEM 解析を用いて予測した。破断ひずみの予測結果に対して安全率を考慮し、健全性評価に用いる許容ひずみを提案した。以下に本章の結論を示す。

- (1) 混合ガスの爆轟により炭素鋼鋼管を破壊させた試験を有限要素法により解析し、破断点のひずみ履歴を予測した。高速ビデオカメラによる試験の撮影結果から破断時間を測定し、それに基づいて配管試験体の破断ひずみを推定した。この結果、配管の破断ひずみは、20～22 %と推定された。
- (2) 引張試験の伸びと配管破壊試験の破断ひずみとの差、および配管の加工や溶接金属などの材料学的な変化、さらに材料ごとのばらつきを、安全率に考慮した。この安全率を用いて、配管破断を評価するための目安となる許容ひずみを提案した。炭素鋼鋼管 STPT410 および低合金鋼鋼管 STPA23 に対して提案した許容ひずみは 8.0 %である。
- (3) 爆轟によって生じるひずみを有限要素法によって予測し、このひずみを許容ひずみ 8.0 %と比較することによって、爆轟圧力を受ける配管の破壊の有無を保守的に評価する手法を提案した。

#### 参考文献

- 1) 一宮正和，堂崎浩二，上野文義，森下正樹，浅山泰，月森和之，小井衛，小林孝良，奥田英一，嵐田源二，“もんじゅ 2 次系床ライナの機械的健全性について”，核燃料サイクル開発機構 高速増殖炉もんじゅ建設所，研究報告書 JNC TN2400 2000-005, (2000).
- 2) F.A. McClintock, “A criterion for ductile fracture by the growth of holes”, Journal of Applied Mechanics, Vol. 35, pp. 363-371, (1968).
- 3) V. Weiss, “Material ductility and fracture toughness of metals”, Proceedings of International Conference on Mechanical Behavior of Materials, pp. 458-474, (1972).



## 第 6 章 結論

### 6.1 本研究の結論

沸騰水型原子力発電プラントの原子炉内では、冷却材である軽水の放射線分解によって水素・酸素の混合ガスが生じる。混合ガスを含む主蒸気が、行き止まりの分岐管に到達し、周囲温度によって水蒸気のみが凝縮することで、分岐管内に混合ガスが蓄積する可能性がある。混合ガスが何らかの要因によって着火し、爆轟が生じた場合、初期圧力の約 20 倍のピーク圧力を持つ圧力波が発生するため、配管が塑性変形または破断する可能性が考えられる。そこで、本研究では、原子力プラントで使用される鋼製配管が爆轟圧力を受ける場合に、破断の有無を評価できる健全性評価手法を提供することを目的とした。

第 1 章では、原子力プラントにおける水素燃焼に関する従来研究の内容と課題について整理した。また、原子力プラント以外の分野について、爆轟圧力を受ける直管構造物の弾性応答および、爆轟圧力を受ける円筒構造物の破壊に関する従来研究の内容を整理した。これまでの研究では、原子力プラントの配管を体系的に評価できる手法が提案されているとは言い難く、健全性評価手法を構築する必要があることを示した。また、従来研究では、直管や円筒容器などの理想的な形状に対する構造物を論じるものが多いことから、原子力プラントの配管系に見られるエルボや弁等の配管要素についての構造応答を研究する必要があることを示した。

第 2 章では、原子力プラントで使用される配管材料の引張試験を実施し、基本的な機械的特性である降伏応力、引張強さ、破断伸びおよび絞りを求めた。爆轟圧力によって変形する配管のひずみ速度は高速になることが予測されるため、ひずみ速度  $5000 \text{ s}^{-1}$  までの高速引張試験を実施した。

試験対象の材料は、原子力プラントの配管に用いられる炭素鋼配管および低合金鋼配管、ならびにそれぞれに対する溶接金属とした。いずれの材料についても、ひずみ速度が高くなるに従って、降伏応力および引張強さが高くなる傾向が見られ、一般的な鉄鋼材料の傾向を示すことが確認された。破断後の引張試験片の標点距離から求めた破断伸びを調べた結果、全ての材料において、ひずみ速度にかかわらず 20 % を超えることがわかった。また、絞りは、いずれの材料およびひずみ速度においても、60 % 以上となった。材料の延性を示す破断伸びおよび絞りが、 $5000 \text{ s}^{-1}$  までのひずみ速度で変化が見られなかったことから、爆轟圧力によってもたらされる高ひずみ速度条件下では、静的条件と同様に延性破壊することが示唆された。

第 3 章では、内部混合ガスの爆轟圧力を受ける実機プラント配管の破壊形態を明らかにすることを目的に、実機仕様の配管試験体を爆轟圧力によって破壊させる配管強度試験を実施した。配管要素の形状が強度に及ぼす影響を明らかにするため、直管試験体の

破壊試験に加えて、閉止弁を模擬した閉止端を持つ直管試験体、ならびにエルボ試験体の破壊および変形試験を実施した。配管材料は、原子力プラントで用いられる炭素鋼配管とした。

厚肉部および薄肉部を設けた直管試験体を用いて、薄肉部を破壊させた試験の結果、その破面にディンプル模様が観察された。また、厚肉部に貼り付けたひずみゲージからは、8%以上のひずみが観察された。以上の結果から、爆轟圧力による変形は、塑性ひずみを伴う延性破壊であることが示された。

圧力計により計測した爆轟圧力と、ひずみゲージにより計測したひずみ履歴を比較することで、配管の塑性変形速度が、爆轟圧力の上昇速度と比較して、十分遅いことを示した。また、爆轟圧力のピーク圧力は持続時間が短く、配管のひずみが最大値に到達するまでに、圧力が下降することを示した。これは、爆轟圧力のピーク圧力と、配管の最大応力が一対一に対応しないことを示す。従来の原子力プラントの設計手法では、最大圧力と配管応力のつり合いを仮定した応力評価手法が用いられていたが、この手法は、本研究のような爆轟圧力に対しては適用できないことを明らかにした。

次に、閉止した弁を模擬した閉止端を持つ直管試験体を、爆轟圧力で破断させることで、閉止端の破壊形態を明らかにした。爆轟圧力によって、弁に接続された配管に0.6%のひずみが生じたが、一方、閉止端で生じる反射波によって配管は大きく膨張した後に破断することを示した。すなわち、閉止端で生じる反射波が、配管系の健全性に及ぼす影響が大きいことを示した。また、弁の構造を模擬した閉止端部は、厚肉であるため破損せず、接続された配管が破断した。このことから、弁によって閉止された配管において、健全性を評価すべき個所は、弁に接続された配管であることが明らかになった。また、破断した配管の破面にはディンプル模様が見られたことから、反射波による配管の破壊形態も延性破壊であることが明らかになった。

エルボを反射波で破壊させた試験では、エルボ腹側に14%を超える大きな周方向ひずみが生じ、破断することを示した。第4章で実施した数値流体解析によると、腹側の圧力は背側に比べて低かったことから、腹側が破断したのは、エルボ形状に起因する応力集中の影響であるといえる。また、エルボ試験体の破面にもディンプル模様が観察され、爆轟圧力によるエルボの破壊の形態は、延性破壊であることが示された。

一方、爆轟圧力によってエルボを破壊させずに塑性変形のみさせた試験では、エルボ下流の配管に最大のひずみが生じることを示した。これは、エルボの背側で反射した圧力波がエルボ下流に到達するためである。また、エルボが直管に比べて厚肉であったため、エルボに高いひずみが生じなかった事も要因の一つである。さらに、エルボ上流の直管に生じた周方向ひずみが2.5%であったことに対して、エルボ下流の直管に生じたひずみは3.5%であったことから、エルボの存在によるひずみ上昇効果はわずかであることを示した。対して、閉止端の存在によるひずみ上昇効果は、上記のように著しく大きいことから、配管系で相対的に最も強度が低い部位は、閉止端に接続された管であることを示した。

また、負荷力と応力の静的つり合いに基づく従来の応力評価による設計手法に代わり、爆轟圧力によって生じるひずみを基準とした設計評価手法を提案した。ひずみを評価する手法には、様々な配管形状に対応可能であることから、有限要素解析を適用することを提案した。

第4章では、爆轟圧力を受ける配管のひずみを評価する手法を提供することを目的に、第3章で実施した配管強度試験体の変形を有限要素法で再現した。爆轟圧力の評価には数値流体力学を用いた既存の手法を採用し、評価した爆轟圧力履歴を配管試験体の有限要素モデルに与えることで、配管の変形を解析した。

直管試験体の解析では、試験結果に比べて非破断部のひずみを高く見積もる傾向がみられた。誤差の要因には、配管形状、配管の機械的特性および圧力波の再現性が考えられるが、現時点では特定はできていないため、この点は今後の課題である。

閉止端を破断させた試験の解析では、反射波のピーク圧力が爆轟波に比べて高く、大きなひずみを発生させることを再現できた。また、弁の構造を模擬した閉止端部は破損せず、接続される配管に最も大きなひずみが生じることを再現できることを示した。

エルボを破断させた試験体を解析した結果、背側のピーク圧力が高くなる傾向が数値流体解析によって示された。一方、有限要素解析によってエルボの変形を解析した結果、腹側の周方向ひずみが最も高くなる傾向となり、試験と同様の傾向を示すことが確認された。

また、エルボを塑性変形させた試験の解析では、試験と同様にエルボ下流の直管に最も大きなひずみが生じる傾向を解析できることを示した。

以上の解析結果では、試験体のひずみを同等または高めに見積もる傾向にあることから、保守的な計算方法として配管設計に用いることができることを示した。

第5章では、健全性評価に必要な許容ひずみを提案した。許容ひずみを定める参考とするために、配管破断時のひずみを有限要素法解析によって推定した結果、破断時の周方向ひずみが20～22%であることを示した。第2章で実施した引張試験の破断伸びの平均値30%に比べて、破断時のひずみが低下した一つの要因として、多軸応力状態における延性低下の影響があることを考察した。多軸応力状態による延性低下の影響度を、配管強度試験の破断ひずみと引張試験の破断伸びの比とみなし、低下割合2/3として考えた。さらに、材料毎のばらつきを考慮し、許容ひずみを8.0%として提案した。

以上を総括すると、内部の混合ガスの爆轟圧力による鋼製配管の破壊形態は、大きな周方向ひずみを伴う延性破壊であることを、試験および解析から明らかにした。この結果を踏まえ、配管の破断の有無を評価する指標として、爆轟圧力によって生じるひずみを用いることを提案した。ひずみを評価する手法には、有限要素法を用いる手法を提案した。配管強度試験を有限要素法で評価し、解析手法が試験体のひずみを高め再現できることを示した。また、破断に対して評価上の目安となる許容ひずみ8.0%を提案した。提案した解析手法で配管に生じるひずみを求め、これを上記の許容ひずみと比較することにより、爆轟圧力を受ける鋼製配管の健全性評価が可能となる。

## 6.2 今後の研究課題と展望

解析を用いた配管の健全性評価手法の課題として、解析結果と試験結果との差異が挙げられる。第4章で示した配管強度試験の変形評価解析では、試験に比べて高いひずみを見積もる結果となった。誤差の要因としては、圧力履歴、配管材料の機械特性および配管形状の、試験と解析の差異が挙げられる。本研究では、これらの要因の中から主要因を特定することはできなかった。配管ひずみに対して、それぞれの要因が持つ感度を別個に調べる必要があり、この点は今後の課題である。

また、本研究の解析では、爆轟圧力を求めるCFDと、配管の変形を求めるFEMを別個に行っている。本来は、爆轟圧力によって配管が変形するため、流体と構造の連成解析を行うことが望ましい。本研究の配管強度試験では、ピーク圧力まで上昇して下降する爆轟圧力の変化の速度に対して、配管の塑性変形の速度が遅く、変形が圧力に追従していないことがわかったため、本研究では流体-構造連成の影響は少ないものと考えたが、この点を確認することは今後の課題として残っている。

第5章では、配管破断時のひずみを解析によって推定した。推定された破断ひずみは、第2章で実施した配管材料の高速引張試験で得られた破断伸びに比べて、低い結果となった。この要因については、多軸応力状態における延性の低下が一因と推測したが、この点を明らかにするためには、未だ十分なデータが取得されていない。現状は、配管強度試験の破断ひずみ推定値と引張試験の破断伸びの比に基づいた安全率を定めているが、上記の点が明らかになれば、さらに説明性の高い安全率を提案することができると考えられる。

## 各章に対する発表論文

### 第 2 章, 第 5 章

- 1) 石田泰之, 根布景, 山田浩二, 堂崎浩二, 曾根孝浩, 日高章隆, “混合ガス燃焼時の配管強度に関する研究 – 高ひずみ速度における機械的特性”, 日本機械学会 M&M カンファレンス 2013, OS1401, (2013).
- 2) 根布景, 山田浩二, 堂崎浩二, 曾根孝浩, 日高章隆, “混合ガス燃焼時の配管強度に関する研究 – 配管ひずみの推定”, 日本機械学会 M&M カンファレンス 2013, OS1402, (2013).
- 3) 根布景, 山田浩二, 堂崎浩二, 日高章隆, 内田正宏, 曾根孝浩, “混合ガス燃焼時の配管強度に関する研究 (第 3 報: 水素・酸素ガスの爆轟を受ける鋼管の破壊ひずみの推定)”, 日本機械学会論文集, 投稿中.

### 第 3 章

- 4) 日高章隆, 堂崎浩二, 曾根孝浩, 根布景, 藤井正, 熊谷直己, 内田正宏, “混合ガス燃焼時の配管強度に関する研究 (第 1 報: 試験による配管挙動把握)”, 日本機械学会 M&M カンファレンス 2012, OS0822, (2012).
- 5) 根布景, 山田浩二, 堂崎浩二, 日高章隆, 内田正宏, 曾根孝浩, “混合ガス燃焼時の配管強度に関する研究 (第 1 報: 水素・酸素ガスの爆轟による炭素鋼配管の破壊および変形試験)”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 79, No. 797, pp. 34-48, (2013).

### 第 4 章

- 6) 日高章隆, 堂崎浩二, 曾根孝浩, 根布景, 藤井正, 熊谷直己, 内田正宏, “混合ガス燃焼時の配管強度に関する研究 (第 1 報: 試験による配管挙動把握)”, 日本機械学会 M&M カンファレンス 2012, OS0822, (2012).
- 7) 根布景, 山田浩二, 堂崎浩二, 日高章隆, 内田正宏, 曾根孝浩, “混合ガス燃焼時の配管強度に関する研究 (第 2 報: 水素・酸素ガスの爆轟を受ける弁またはエルボを持つ鋼管の有限要素法解析)”, 日本機械学会論文集, 投稿中.



## 謝辞

本論文をまとめるにあたり、京都大学大学院 エネルギー科学研究科 星出敏彦 教授には、ご多忙な中、適切な御助言を賜るとともに、論文の構成や表現方法などについて、懇切丁寧なご指導をいただきました。謹んで深甚の謝意を表します。本論文の作成と審査に際して、京都大学 エネルギー理工学研究所 木村晃彦教授、京都大学エネルギー研究科、今谷勝次 教授には、数多くの有益なご助言をいただきました。こころから感謝いたします。

本研究は、著者が株式会社日立製作所に入社後、中部電力株式会社との共同研究にて行った研究開発の一部をまとめたものであり、研究開発を進める過程では、多くの方々にご助言を頂きました。中部電力株式会社 西川覚様には、混合ガス爆轟に対する配管の健全性評価手法に関する研究の取りまとめでいただき、関係各位との調整を引き受けていただきました。深く感謝申し上げます。中部電力株式会社 山田浩二様には、研究成果の民間規格化にご尽力いただきました。深く御礼申し上げます。中部電力株式会社 稲垣哲彦様には、共同研究の取りまとめの実働を担っていただきました。関係各位との調整に加え、研究活動の進行に対して並みならぬご指導をいただきました。ここに深く御礼申し上げます。

日本原子力発電株式会社 堂崎浩二様には、共同研究において専門的な知識による的確なコメントを多々いただきました。この場を借りて御礼申し上げます。東京電力株式会社 宮川雅彦様には、著者らの研究結果に対して使用者に観点から適切なコメントをいただきました。ここに御礼申し上げます。

東京大学 サステナビリティ学連携研究機構 湯原哲夫 特任教授には、共同研究をご指導いただく立場として、健全性評価手法の成立のために数多くのご助言、ご指摘をいただきました。謹んで謝意を表します。

共同研究のメンバーであった株式会社東芝 奥田幸彦様、曾根孝浩様には、配管強度試験に対してコメントをいただき、また、試験の FEM 解析の一部を担当していただくなど、共同研究者として多大なご尽力をいただきました。深く御礼申し上げます。株式会社 IHI 内田正宏様には、配管強度試験の準備および遂行を担当していただき、困難な試験を完遂することができました。この場を借りて深く感謝申し上げます。

日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社 阪田浩志 主任技師には、共同研究に関して、日立製作所および日立 GE 社内の研究活動の取りまとめをしていただきました。著者の研究進行を辛抱強く見守っていただいたことに深く御礼申し上げます。日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社 日高章隆技師には、常に行動を共にしていただき、各種調整に助成頂きました。心から感謝いたします。日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社 藤井正 主任技師には、共同研究において爆轟圧力測定試験を実施いただきました。この成果は、本研究の健全性評価手法の成立に大きな影響を与えました。心より御

礼申し上げます。また、日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社 熊谷直己 主任技師は、爆轟圧力の数値解析手法についての研究をまとめられ、本研究の数値流体解析の実行に対しても多くのご指導を頂きました。ここに御礼を申し上げます。日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社 味原洋平 技師には、本研究の遂行において欠かせない役割を果たしていただきました。試験設備および試験人員の手配、試験体の管理、計測の助成、資料の取りまとめやメールのやり取りまで、一手に引き受けていただきました。この場を借りて厚く御礼申し上げます。

なお、本研究は、上記の方々の他にも、株式会社日立製作所 日立研究所の多くの諸先輩のご協力をいただいて遂行できたものであり、ご協力いただいた皆様にこの場を借りて御礼申し上げます。日立研究所 町田隆志 主管研究長には、投稿論文について絶え間ないご指導をいただきました。心から感謝いたします。日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社 菅野智 主管技師長には、元上長として本研究のアドバイザー的立場として、多くのご助言を頂きました。深く御礼申し上げます。日立研究所 宮崎克雅 主任研究員には、入社以来、直接の上司として、数々のご指導をいただきました。上記共同研究においても、著者の手が回らないときには臨時に助成いただくなど、頼りになる先輩として本研究に貢献していただきました。この場を借りて心より御礼申し上げます。

# 付録

Table A-1 Result of high-speed tensile tests for carbon steel pipe and weld materials

Test case number	Material	Nominal diameter (mm)	Nominal thickness (mm)	Test piece direction	Temperature (°C)	Test Result								
						Strain rate (s <sup>-1</sup> )	Yield stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of area (%)				
M-1	STPT410	165.2	18.2	Axial	24	0.10	323	496	30.0	63.2				
					25	11.24	397	539	33.4	62.8				
					26	209	466	578	36.5	64.9				
					10	4937	545	625	(32.2)	71.3				
M-2				Circumferential	24	0.10	320	508	29.5	61.2				
					25	11.21	403	547	30.7	61.2				
					25	206	479	592	31.5	60.1				
8					4998	550	638	-	72.7					
M-3	STPT410	165.2	11.0	Axial	22	0.10	321	509	29.0	64.4				
25					210	487	596	33.5	64.2					
M-4					130	0.10	262	449	29.5	66.6				
					130	12.79	287	486	30.4	66.3				
					130	208	344	515	32.7	64.9				
					130	4957	408	540	(37.5)	73.3				
M-5					250	0.10	236	432	25.8	61.8				
					250	10.68	293	421	31.4	68.0				
					250	213	365	445	39.4	68.8				
					250	4958	398	530	-	73.5				
M-6					YGT50	-	-	Weld line	15	0.1	515	619	28.9	77.0
	16	11.5	534	654					29.0	74.8				
	15	205	553	701					31.5	75.0				
9	4944	590	750	-					73.4					
M-7	130	0.1	432	538					27.3	75.3				
	130	10.1	484	566					29.8	75.6				
	130	209	512	589					34.7	78.1				
	130	4957	618	650					-	77.4				
M-8	250	0.1	401	571					24.0	67.7				
	250	11.6	430	517					24.7	71.5				
	250	210	447	535					32.3	78.8				
	250	4989	469	596					(36.2)	82.0				
M-9	YGT1CML	-	-	Weld line					17	0.1	488	587	26.7	73.3
									15	11.5	532	627	30.6	81.4
					14	205	560	670	32.1	82.3				
					9	5014	629	758	(34.5)	83.7				
M-10					130	0.1	457	534	27.5	82.3				
					130	12.3	489	574	28.1	81.2				
					130	208	495	595	30.7	76.5				
					130	5020	544	616	(41.3)	84.8				
M-11					250	0.1	422	500	25.3	81.5				
					250	11.7	440	509	24.6	80.4				
					250	206	470	517	29.8	79.0				
	250	5005	510	538	(38.8)	85.7								

(Elongations in parenthesis represent that they were measured from specimens of which fracture surface was deformed due to collision to shock-absorber.)

Table A-2 Result of high-speed tensile tests for low alloy steel pipe

Test case number	Material	Nominal diameter (mm)	Nominal thickness (mm)	Test piece direction	Temperature (°C)	Test Result				
						Strain rate (s <sup>-1</sup> )	Yield stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
S-1	STPA23	355.6	19.0	Axial	21.8	0.002	373	540	30.4	72.3
					22.2	0.20	391	557	28.9	72.7
					22.8	2.03	410	571	30.6	72.9
					23.7	20.5	482	609	31.3	71.6
					23.7	209	533	645	33.2	72.0
					31.1	4943	683	750	32.4	76.2
S-2					100	0.002	343	496	30.3	73.8
					100	0.20	337	493	30.9	74.6
					100	2.01	361	505	32.9	72.4
					100	20.9	374	508	35.6	75.3
					100	212	439	543	35.9	75.7
					S-3	300	0.002	285	480	25.4
300						0.20	294	459	25.3	70.7
300						2.01	311	470	24.2	70.5
300						21.7	337	466	27.7	71.5
300						219	354	501	30.0	75.1

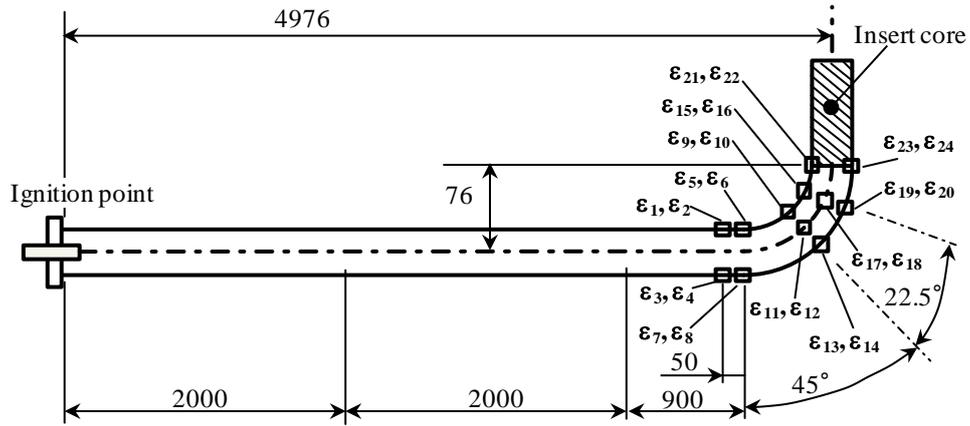


Fig. A-1 Strain gauges for test specimen K-3

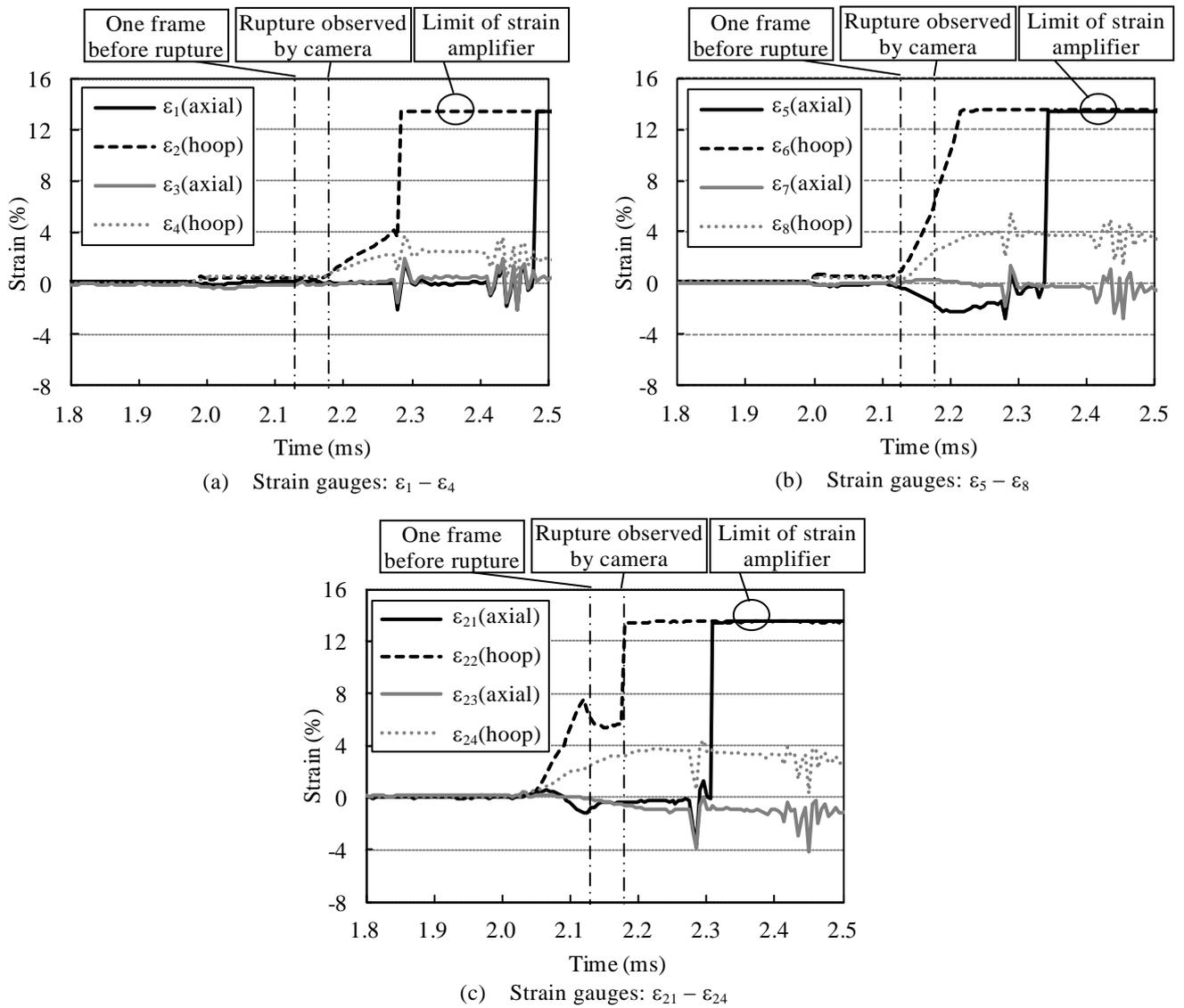


Fig. A-2 Strain time histories for elbow specimen: Test case K-3

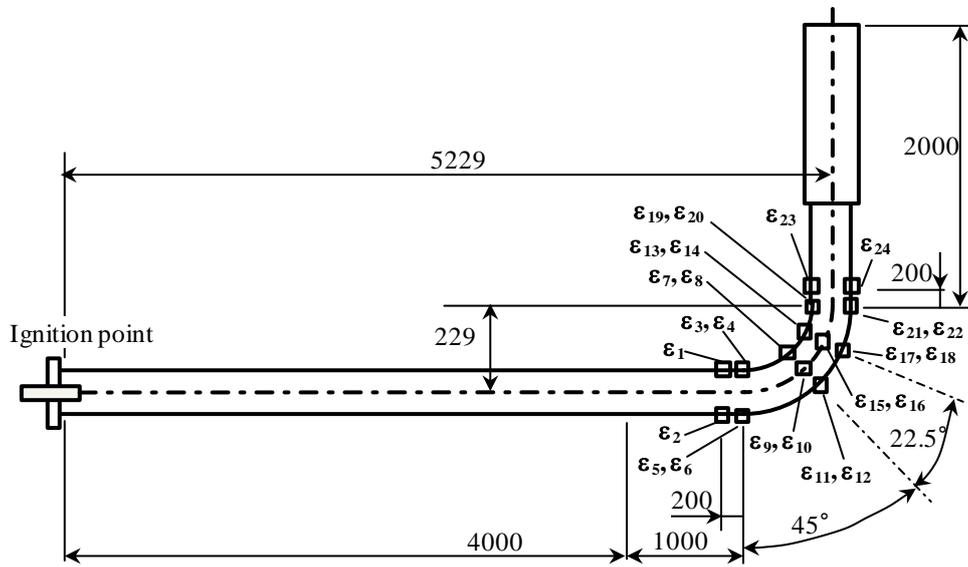


Fig. A-3 Strain gauges for test specimen K-4

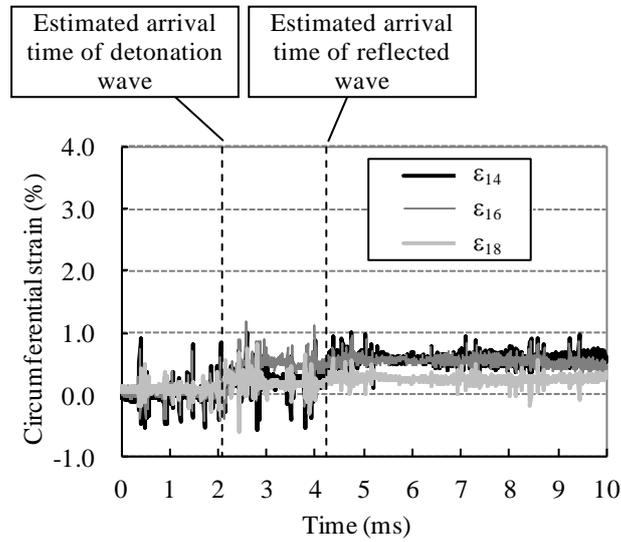


Fig. A-4 Strain time histories of strain gauge,  $\epsilon_{14}$ ,  $\epsilon_{16}$  and  $\epsilon_{18}$  for elbow specimen: Test case K-4

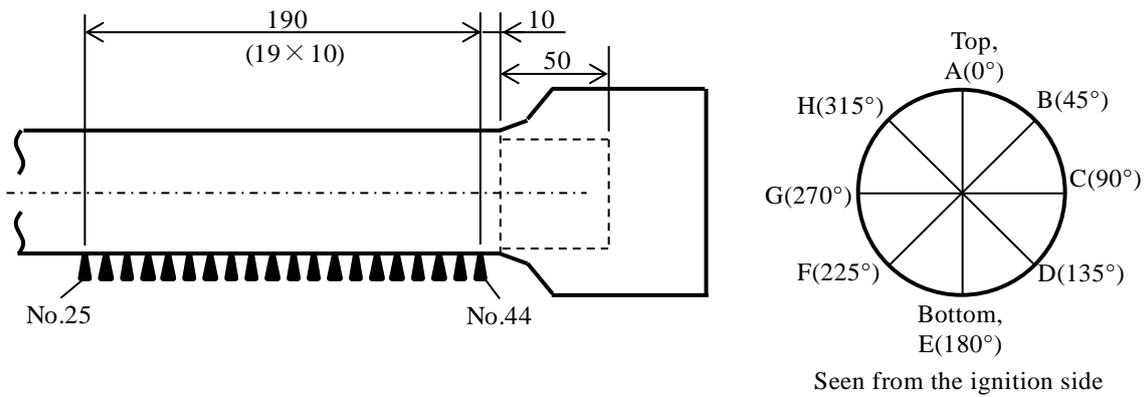


Fig. A-5 Thickness measurement area for test specimen K-2

Table A-3 Pipe wall thickness of test specimen K-2 (mm)

		No.									
		25	26	27	28	29	30	31	32	33	34
Circum-ferential position	A 0°(Top)	4.2	4.3	4.2	4.2	4.2	4.3	4.2	4.3	4.3	4.2
	B 45°	4.1	4.0	4.0	4.0	4.0	4.1	4.0	4.1	4.0	3.9
	C 90°	3.7	3.7	3.6	3.7	3.6	3.7	3.7	3.7	3.7	3.6
	D 135°	3.9	4.0	4.0	4.0	4.0	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9
	E 180°(Bottom)	4.1	4.1	4.1	4.1	4.2	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1
	F 225°	4.0	4.1	4.1	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0
	G 270°	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8
	H 315°	4.0	3.9	3.9	4.0	4.0	4.0	4.0	3.9	4.0	4.0

No.									
35	36	37	38	39	40	41	42	43	44
4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2
4.0	3.9	4.0	4.0	4.0	3.9	3.9	4.0	3.9	3.9
3.6	3.7	3.6	3.6	3.6	3.7	3.7	3.7	3.6	3.6
3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9
4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.0	4.1
4.0	4.1	4.0	4.0	4.1	4.1	4.0	4.1	4.1	4.1
3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.9	3.9	3.8	3.8
4.0	4.0	4.1	4.1	4.1	4.1	4.0	4.0	4.0	4.0

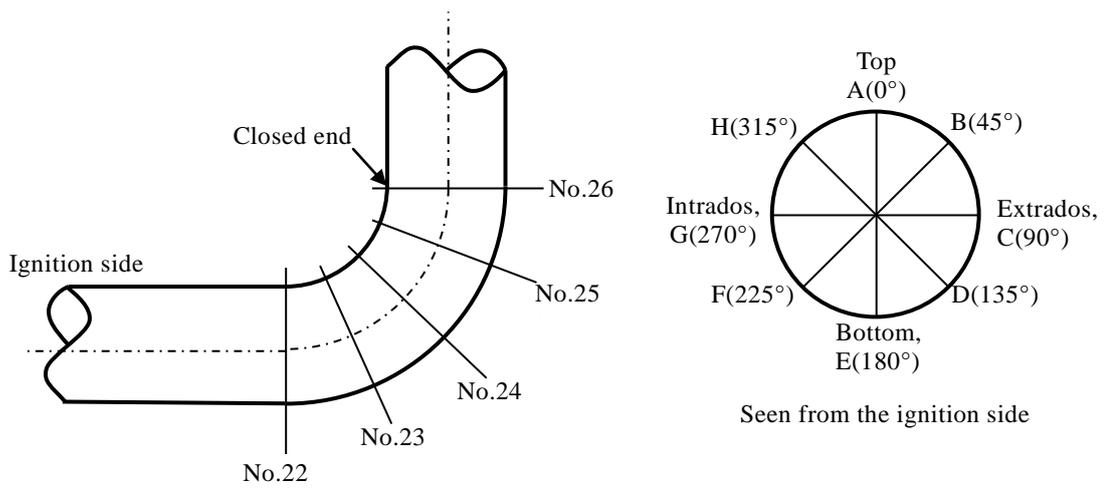


Fig. A-6 Thickness measurement area for test specimen K-3

Table A-4 Pipe wall thickness of test specimen K-3 (mm)

		No.				
		22	23	24	25	26
Circumferential position	A 0°(Top)	4.5	4.6	4.5	4.5	4.4
	B 45°	4.4	4.6	4.6	4.6	4.4
	C 90°(Extrados)	4.4	4.6	4.6	4.4	4.3
	D 135°	4.3	4.4	4.4	4.4	4.2
	E 180°(Bottom)	4.2	4.3	4.3	4.4	4.2
	F 225°	4.2	4.4	4.5	4.4	4.4
	G 270°(Intrados)	4.7	4.8	4.9	4.9	4.8
	H 315°	4.5	4.7	4.6	4.6	4.5

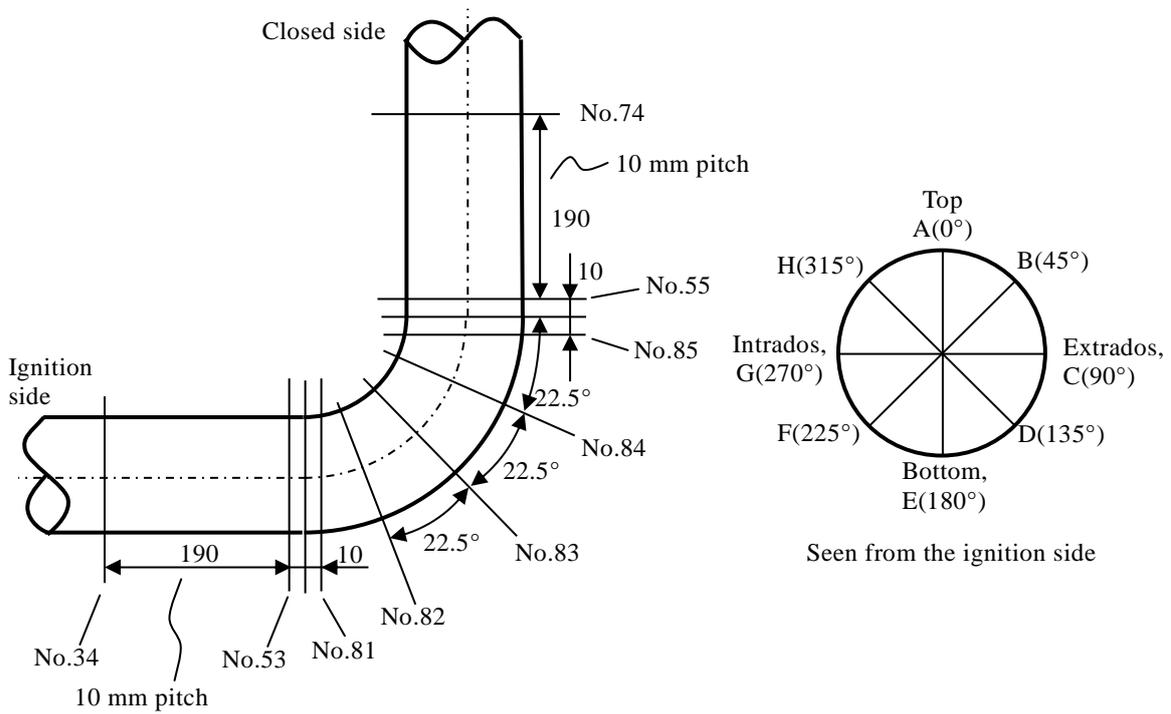


Fig. A-7 Thickness measurement area for test specimen K-4

Table A-5 (1/2) Pipe wall thickness of test specimen K-4 (mm)

		No.				
		81	82	83	84	85
Circumferential position	A 0°(Top)	7.6	7.9	7.8	8.0	7.5
	B 45°	7.8	8.0	7.9	7.8	7.4
	C 90°(Extrados)	8.1	8.1	7.8	8.0	7.6
	D 135°	7.4	8.1	8.1	8.2	7.6
	E 180°(Bottom)	6.2	8.1	8.0	8.0	7.4
	F 225°	6.5	7.5	7.5	7.4	7.0
	G 270°(Intrados)	7.3	8.2	8.2	8.1	7.4
	H 315°	7.9	8.1	8.3	8.3	7.8

No.																			
34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50	51	52	53
7.1	7.2	7.2	7.2	7.2	7.2	7.2	7.2	7.3	7.2	7.3	7.2	7.3	7.3	7.4	7.4	7.3	7.3	7.2	7.1
7.1	7.1	7.1	7.1	7.1	7.1	7.1	7.1	7.1	7.1	7.1	7.2	7.2	7.2	7.2	7.2	7.1	7.1	7.0	6.7
7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	6.9	7.0	6.9
7.1	7.1	7.1	7.1	7.1	7.1	7.1	7.1	7.1	7.1	7.1	7.0	7.1	7.0	7.1	7.0	7.0	7.0	6.9	6.9
7.1	7.1	7.1	7.1	7.1	7.1	7.0	7.1	7.1	7.0	7.0	7.1	7.0	7.1	7.1	7.1	7.1	7.0	6.9	6.9
7.0	7.0	6.9	7.0	6.9	7.0	7.0	6.9	6.9	6.9	7.0	6.9	7.0	7.0	7.1	7.0	7.1	7.0	6.7	6.7
6.8	6.8	6.7	6.8	6.8	6.9	6.8	6.8	6.9	6.8	6.8	6.8	6.9	6.8	7.0	7.0	6.9	6.8	6.6	6.6
6.9	6.9	6.9	6.9	6.9	6.9	6.9	6.9	6.9	6.9	6.9	6.9	7.0	7.0	7.0	7.0	6.9	6.9	6.9	6.7

Table A-5 (2/2) Pipe wall thickness of test specimen K-4

No.																			
55	56	57	58	59	60	61	62	63	64	65	66	67	68	69	70	71	72	73	74
7.1	7.0	7.1	7.2	7.2	7.4	7.4	7.4	7.3	7.3	7.3	7.3	7.3	7.3	7.3	7.3	7.3	7.3	7.3	7.3
6.7	6.7	6.8	6.9	6.9	7.0	7.0	7.0	6.9	6.9	6.8	6.8	6.9	6.8	6.9	6.8	6.8	6.9	6.9	6.9
6.8	6.8	6.9	7.0	7.1	7.1	7.1	7.1	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0
7.0	6.9	7.0	7.2	7.3	7.4	7.4	7.5	7.4	7.4	7.3	7.3	7.3	7.4	7.4	7.4	7.4	7.4	7.3	7.4
7.0	6.9	6.9	7.0	7.0	7.2	7.2	7.2	7.1	7.0	7.1	7.1	7.1	7.1	7.0	7.0	7.0	7.0	7.0	7.1
6.7	6.6	6.7	6.8	7.0	7.1	7.1	7.1	7.0	6.9	6.9	7.0	6.9	6.9	6.9	6.9	6.8	6.8	6.8	6.8
6.7	6.6	6.6	6.7	6.8	6.8	6.9	6.9	6.8	6.7	6.7	6.7	6.7	6.7	6.7	6.7	6.7	6.7	6.7	6.7
7.0	7.1	7.1	7.2	7.2	7.3	7.4	7.4	7.4	7.3	7.3	7.3	7.3	7.3	7.3	7.3	7.3	7.3	7.3	7.2