

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)

平成22年3月

## 改訂にあたって

沸騰水型原子炉（BWR）における主蒸気には、冷却材である水の放射線分解によって生じる水素と酸素がわずかに存在し、水蒸気の凝縮により非凝縮性気体である水素と酸素（混合ガス）が取り残され、徐々にその濃度が上昇することは開発当初から知られていました。そこで、混合ガスが蓄積する可能性のある原子炉圧力容器、熱交換器等の頂部にはベント系を設置するとともに、復水器に集められた混合ガスについては、水素と酸素を結合させ水に戻すための再結合器を設置する設計対応が行われてきました。

しかしながら、国内への BWR 導入後約 40 年の運転を経て初めて、混合ガスの燃焼による余熱除去系（残留熱除去系）の配管破断事故が発生し、この経験を今後活かすために、水素関連の技術指針の整備が求められました。

これらのニーズにこたえるため、非凝縮性ガス対応技術検討会が平成 15 年に（社）火力原子力発電技術協会に設置され、プラント配管設計または設計変更の際に基準とするべき水素燃焼に関する具体的な技術指針として、本ガイドラインおよび第 2 版を発行してまいりました。平成 19 年度より本検討会は日本原子力技術協会に継承され、新たな技術知見の調査・収集に努め、この度、改訂第 3 版を発行することとなりました。

今後、本ガイドラインが活用され、我が国の原子力発電所の安全性および信頼性が向上することを期待しております。

最後に、本ガイドラインの制定にあたり、審議に参画いただき多大な提言を賜りました学識経験者、電力会社、メーカーの方々等、関係各位に深く感謝いたします。

平成 22 年 3 月

非凝縮性ガス対応技術検討会  
委員長 班目春樹



## ガイドラインの責任範囲

本ガイドラインは、一般社団法人日本原子力技術協会 非凝縮性ガス対応技術検討会（以下、本検討会という。）において、このガイドラインに関する専門知識を持つ参加委員による審議を経て制定されたものである。

本検討会は、このガイドラインの内容について説明する責任を持つが、このガイドラインに従い作られた個々の機器、設備または活動については、承認、評価、保証したものではない。

また、このガイドラインの利用の結果発生する第三者の知的財産権の侵害に対し補償する責任を負わない。このガイドラインの使用者は、このガイドラインに関連した活動の結果発生する第三者の知的財産権の侵害に対し、補償する責任は使用者にあることを認識して、このガイドラインを使用する責任を持つ。

なお、このガイドラインの審議、制定に関係官庁、産業界の関係者が参加したことを持って、このガイドラインが関係官庁および産業界によって承認されたと考えてはならない。

## 非凝縮性ガス対応技術検討会 委員名簿

(平成22年3月現在, 順不同, 敬称略)

委員長	班目 春樹	東京大学 教授
副委員長	湯原 哲夫	東京大学 特任教授
委員	大島 榮次	東京工業大学名誉教授, 高压ガス保安協会 参与
委員	齋藤 孝基	東京大学名誉教授
委員	新岡 嵩	東北大学名誉教授, 秋田県立大学 理事・副学長
委員	ニノ方 壽	東京工業大学 教授
委員 (幹事)	坂下 彰浩	東京電力 (株)
委員 (幹事)	堂崎 浩二	日本原子力発電 (株)
委員 (幹事)	西川 覚	中部電力 (株)
委員	河上 晃	東北電力 (株)
委員	北村 一弘	電源開発 (株)
委員	谷浦 亘	中国電力 (株)
委員	手操 久吾	北陸電力 (株)
委員	折谷 尚彦	日立GEニュークリア・エナジー (株)
委員	佐藤 輝朗	(株) 東芝
委員	辻 昭夫	日立GEニュークリア・エナジー (株)
委員	永井 公夫	(株) 東芝
委員	齋藤 格	日本原子力技術協会
旧委員	師尾 直登	日本原子力発電 (株)
旧委員	溝部 日出夫	中国電力 (株)
旧委員	米田 貢	北陸電力 (株)
常時参加者	長坂 秀雄	(独) 原子力安全基盤機構
常時参加者	佐藤 順一	(株) I H I 検査計測
事務局	関 弘明	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

目 次

まえがき	1
I 用語	2
II 記号	3
1. ガイドラインの目的	5
2. ガイドラインの適用範囲	5
2. 1 評価対象とする現象	5
2. 2 評価対象とする範囲	5
3. 評価方法	5
3. 1 評価パラメータ	5
3. 2 配管の分類	7
3. 3 評価の実施	7
3. 4 対応措置	7
解説	
解説1 ガイドラインの目的	8
解説2 ガイドラインの適用範囲	9
解説2. 1 評価対象とする現象	9
解説2. 2 評価対象とする範囲	14
解説3 評価方法	18
解説3. 1 評価パラメータ	18
解説3. 2 配管の分類	19
解説3. 3 評価の実施	21
解説3. 4 対応措置	32
付録	
付録1 国内プラントの事例と知見	33
付録2 混合ガスの蓄積に関する知見	39
付録3 混合ガス燃焼現象	69
付録4 枝管内の換気作用に関する知見	80
付録5 気体廃棄物処理系設計方法	88
付録6 枝管の構造強度評価	89
付録7 枝管表面温度測定要領	307
引用文献一覧	309

## まえがき

沸騰水型原子炉（BWR）の場合、主蒸気中には冷却材である水の放射線分解によって生じる水素と酸素がわずかに存在し、水蒸気の凝縮により、非凝縮性気体である水素と酸素が取り残され、徐々にその濃度が上昇することが開発当初から知られていた。この水素と酸素（混合ガス）が主蒸気系を通過して下流へと流れていく過程において、従来から混合ガスの蓄積および燃焼の可能性がある部位を評価し、これを防止するための設計上の考慮がなされてきた。その代表的な例は混合ガスが蓄積する可能性のある、原子炉圧力容器、熱交換器の頂部にベント系を設置するとともに、復水器に集められた混合ガスについては、水素と酸素を結合させ水に戻すための再結合器を設置する設計対応が行われている。そしてこれまでの良好な運転実績から、BWRにおける混合ガス蓄積の問題は既に解決されていると考えられてきた。

2001年、国内外BWRプラントで発生した配管の破断・損傷事例はこれまでの一般通念を否定することとなり、国内BWR各社では類似事象の再発防止を図るため、新たに配管内の混合ガスの蓄積、燃焼を防止するための早急な対応が求められたことから、当時の知見に基づいて対応が実施された。

一方、本事象をきっかけに、海外でも配管内の混合ガスの蓄積・燃焼の挙動に関する研究が活発化し、米国では、BWRオーナーズグループを中心に設計検証を実施し、混合ガスが蓄積する恐れのある箇所に対する考え方、対応措置についてまとめている。また、ヨーロッパ諸国においても、BWR運転条件下の混合ガスの燃焼に関する実験に基づいて、指針を策定している。

国内においては、当時、水素の燃焼に関する安全確保の基本的な考え方は原子力安全委員会や関係法令の安全規制の指針類において示されているが、設計又は設計変更の際に基準とするべき具体的な技術指針までは整備されていない状況であったことから、水素関連の技術指針の整備が求められていた。（社）火力原子力発電技術協会はこの要望に応えるため2003年10月、「非凝縮性ガス対応技術検討会」を設置し、研究開発成果を取り入れ、「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」の策定に着手し、2005年10月に初版を、2007年3月にその改訂版となる「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）」を取り纏めた。

2007年度より「非凝縮性ガス対応技術検討会」は、一般社団法人日本原子力技術協会に継承され、BWR運転条件下の混合ガスの蓄積、燃焼等に関する研究に基づく知見を本ガイドラインに反映すべく継続的な活動を行ってきた。今回、その成果を「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）」に取り纏め、今後の国内BWRにおける配管配置設計のあり方について提言を行うものである。

## I 用語

混合ガス	BWR の原子炉圧力容器内における冷却水の放射線分解により発生する水素および酸素ガス（炉内での発生時の濃度は水素約 2ppm, 酸素約 16ppm）
主蒸気	原子炉圧力容器内で発生し、混合ガスを含む水蒸気
主蒸気を内包する配管	内部に主蒸気が存在する配管
流れのある配管	プラント通常運転中、常時流れを有する配管
流れのない配管	プラント通常運転中、常時流れを有しない配管（プラント起動停止時又は定期的な作動時にだけ流れを有する配管も含む）
主蒸気流れのある配管	主蒸気を内包する配管のうち、流れのある配管
主蒸気流れのない配管	主蒸気を内包する配管のうち、流れのない配管
枝管	主蒸気を内包する容器又は配管より分岐し、他端が弁等で閉止されている配管
換気作用	主蒸気流れのある配管の蒸気流れに伴い枝管内に発生する渦による混合ガスの希釈作用
換気限界長さ	換気可能な枝管長さの限界
蓄積	主蒸気凝縮に伴い、枝管頂部の混合ガスの濃度が上昇すること なお、初版では、「主蒸気凝縮に伴い、枝管頂部の混合ガスの濃度が上昇し、可燃限界以上になること」と定義している
不燃限界濃度	試験で求められた混合ガスが燃焼しない上限濃度
不燃限界長さ	水平配管において、先端の混合ガス濃度が不燃限界濃度となる長さの限界
爆轟	火炎の伝ば速度が音速を超える衝撃波をともなった燃焼現象
触媒	特定の化学反応を促進する物質で、化学反応の前後でそれ自身は変化しないものをいう。本ガイドラインでは、混合ガスを水に戻す化学反応の反応速度を高める物質をいう
閉止端	枝管において弁等で閉止された部位
配管構成要素	エルボ、ティー、レジューサ、弁等の枝管を構成する配管部品
着火	燃焼の開始
自己着火温度	不燃限界濃度を超える混合ガスが、着火要因が無くても着火する下限温度
進行波	混合ガスの燃焼により、時間とともに枝管内を伝ばする爆轟波
反射波	進行波が閉止端で反射し、逆方向に伝ばする圧力波

## II 記号

$A$	主蒸気を内包する配管の流路断面積 (m <sup>2</sup> )
$C$	主蒸気中の混合ガスのモル濃度 (ppm)
$D$	主蒸気を内包する配管の内径 (m)
$D_{cj}$	Chapman-Jouguet 理論に基づく爆轟波進行速度 (m/s)
$d$	枝管の内径 (m)
$d_o$	枝管の外径 (m)
$G$	蒸気の質量流量 (kg/s)
$L$	配管構成要素による圧力影響範囲 (m)
$l$	枝管長さ (m) 主蒸気流れのある配管の分岐部から直管上にある配管端部までの長さ
$l'$	水平枝管(途中に曲がりのある場合も含む)の長さ (m) 主蒸気を内包する配管との分岐部から配管端部までの長さ
$l''$	枝管内の混合ガス蓄積部分の長さ (m)
$P$	運転中の系統圧力 (MPa)
$P_0$	燃焼前の混合ガス圧力 (MPa)
$P_1$	弾性計算による配管の構造強度評価での評価用圧力 (MPa)
$P_2$	弾性計算による配管の構造強度評価での許容圧力 (MPa)
$P_{cj}$	Chapman-Jouguet 理論に基づく爆轟圧力 (MPa)
$P_{icc}$	断熱等容燃焼圧力 (MPa)
$P_{ref}$	閉止端で反射した爆轟圧力 (MPa)
$p$	混合ガス圧力 (MPa)
$p/P_0$	燃焼前の混合ガス圧力で規格化した圧力 (-)
$Re$	枝管レイノルズ数 (-)
$S_y$	運転温度における設計降伏点 (MPa)
$T$	運転中の系統温度 (°C)
$T_0$	混合ガス温度 (°C)
$t$	配管厚さ (mm)
$U$	主蒸気流れのある配管内の主蒸気の平均流速 (m/s)
$\alpha$	弾性計算による配管の構造強度評価での動的応答効果 (-)
$\beta$	弾性計算による配管の構造強度評価での運転圧力に対する爆轟の反射圧力比 (-)

$\eta$	長手継手の効率で、設計・建設規格 <sup>引用文献[2]</sup> PVC-3130 に定めるところによる。
$\kappa$	爆轟解析で得られた圧力を強度評価用の圧力に補正する係数(-)
$\nu$	系統の運転圧力における枝管内の主蒸気の動粘性係数( $\text{m}^2/\text{s}$ )
$\rho$	系統の運転圧力における蒸気の密度( $\text{kg}/\text{m}^3$ )

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

## 1. ガイドラインの目的

本ガイドラインは、BWR新規プラントの設置や既設プラントの改造等に係わる配管設計の際に基準とする主蒸気中の混合ガスの燃焼による配管の損傷を防止する方法を定めたものである。

[解説1]

## 2. ガイドラインの適用範囲

### 2.1 評価対象とする現象

BWR原子炉内では、中性子・ガンマ線の作用により水分子が分解され、水素と酸素が生成され、生成された水素と酸素は主蒸気中に移行する。本ガイドラインでは、この主蒸気中の混合ガスの不燃限界濃度を超える蓄積および燃焼現象を対象とする。

[解説2.1]

### 2.2 評価対象とする範囲

BWR原子力発電設備の配管のうち、枝管を対象とする。

ただし、50A以下の小口径の枝管で、かつ、仮に混合ガスの燃焼により破断しても安全機能が損なわれず、破断部を隔離可能な枝管は評価不要とする。

[解説2.2]

## 3. 評価方法

### 3.1 評価パラメータ

混合ガスの滞留および不燃限界濃度を超える蓄積の可能性の評価および燃焼時の配管健全性を評価するため、以下のパラメータを用いる。

#### (1) 口径

$D$ (m)：主蒸気を内包する配管の内径

$d$ (m)：枝管の内径

$d_o$ (m)：枝管の外径

#### (2) 圧力

$P$ (MPa)：系統の運転圧力

$P_0$ (MPa)：燃焼前の混合ガス圧力（実機枝管内では、 $P_0 = P$ ）

$P_1$ (MPa)：弾性計算による配管の構造強度評価での評価用圧力であり、以下の式で算出される。

$$P_1 = \alpha \cdot \beta \cdot P$$

ここで、 $\alpha$ は弾性計算による配管の構造強度評価での動的応答効果(-)、 $\beta$ は弾性計算による配管の構造強度評価での運転圧力に対する爆轟の反射圧力比(-)である。

$P2(\text{MPa})$ ：弾性計算による配管の構造強度評価での許容圧力であり、以下の式で算出される。

$$P2 = (2 t S_y \eta) / (d_o - 0.8 t)$$

ここで、 $t$ は配管厚さ(mm)、 $S_y$ は運転温度における設計降伏点(MPa)、 $\eta$ は長手継手の効率である。

$P_{cj}(\text{MPa})$ ：Chapman-Jouguet理論に基づく爆轟圧力

$P_{icc}(\text{MPa})$ ：断熱等容燃焼圧力

$p/P0(-)$ ：燃焼前の混合ガス圧力で規格化した圧力

### (3) 枝管長さ

$L(\text{m})$ ：配管構成要素による圧力影響範囲

$l''(\text{m})$ ：枝管内の混合ガス蓄積部分の長さ

#### a. 水平枝管

$l'(\text{m})$ ：主蒸気を内包する配管との分岐部から配管端部までの枝管長さ

#### b. 水平枝管以外

$l(\text{m})$ ：主蒸気流れのある配管との分岐部から直管上にある配管端部までの長さ

### (4) 流速

$U(\text{m/s})$ ：主蒸気流れのある配管の主蒸気の平均流速であり以下の式で算出される。

$$U = G / (A \cdot \rho)$$

ここで、 $G$ は蒸気の質量流量(kg/s)、 $A$ は配管の流路断面積 $A = \pi D^2 / 4 (\text{m}^2)$ 、 $\rho$ は蒸気の密度(kg/m<sup>3</sup>)である。

$D_{cj}(\text{m/s})$ ：Chapman-Jouguet理論に基づく爆轟波進行速度

### (5) 枝管レイノルズ数

$Re$ ：枝管内の流動が主蒸気の流れにより駆動されることから、代表長さは枝管の径 $d$ として、枝管レイノルズ数を定義し、以下の式で算出される。

$$Re = U d / \nu$$

ここで、 $U$ は主蒸気流れのある配管内の主蒸気の平均流速(m/s)、 $d$ は枝管の内径(m)、 $\nu$ は系統の運転圧力における枝管内の主蒸気の動粘性係数(m<sup>2</sup>/s)である。

### (6) 温度

$T(^{\circ}\text{C})$ ：運転中の系統温度

$T0(^{\circ}\text{C})$ ：混合ガス温度

### (7) 圧力補正係数

$\kappa(-)$ ：爆轟解析で求めた圧力を強度評価用の圧力に補正する係数

[解説3. 1]

### 3.2 配管の分類

枝管を取出し方向により分類する。

[解説3.2]

### 3.3 評価の実施

水の放射線分解によって炉心で発生する混合ガスが滞留および不燃限界濃度を超えて蓄積する可能性を評価する。混合ガスが不燃限界濃度を超えて蓄積する恐れがあると評価される時は蓄積による影響の有無を評価する。

[解説3.3]

### 3.4 対応措置

混合ガスが不燃限界濃度を超えて蓄積することによる影響があると評価された場合、運転操作又は設備変更等による対応措置を講ずる。

[解説3.4]

## 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 解 説

### 解説1 ガイドラインの目的

本ガイドラインは、BWR 新規プラントの設置や既設プラントの改造等に係わる配管設計の際に基準とする主蒸気中の混合ガスの燃焼に伴う内圧上昇による配管損傷を防止する方法として、これまでの研究成果および知見を取り入れ、混合ガスが不燃限界濃度を超えて蓄積することを防止する設計評価の方法および対応措置、混合ガス燃焼時の配管健全性を確認するための評価の方法を定めたものである。

本評価方法の根拠や適用に当たっての具体的な方法等の詳細については、利用者の便宜を図って、ガイドライン「本文」のほかに、「解説」および「付録」を付けた。

「解説」は、ガイドライン適用の具体例、根拠をまとめたものであり、要求事項ではない。解説に例示する評価方法とは別に、その妥当性が示される場合には、その他の適切な方法によって評価することができる。

「付録」では、混合ガスの蓄積・燃焼に関連した事例や混合ガスの蓄積・燃焼および燃焼時の配管強度評価に関する既往の研究例および実験例・解析例について説明した。

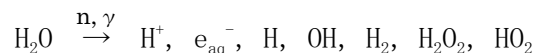
## 解説2 ガイドラインの適用範囲

### 解説2. 1 評価対象とする現象

#### 解説2. 1. 1 混合ガスの発生メカニズム

##### (1) 水の放射線分解

BWR 原子炉では、中性子・ガンマ線の作用により水分子が分解し、中間生成物を生成する。

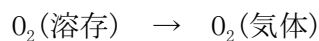
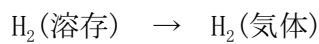


これらの中間生成物は、それぞれ反応し水素、酸素の気体となって主蒸気中へ移行する。



##### (2) 主蒸気へのキャリーオーバー

炉心における沸騰により、放射線分解で生成した水素、酸素はガス状で主蒸気中へ移行する。生成量の99%以上が蒸気相へ移行する。



従って、主蒸気中には2:1のモル比で水素ガスおよび酸素ガスが存在する。一方、炉水中には一部の水素、酸素が他の中間生成物とともに滞留している。

##### (3) 実機プラントでの水素・酸素濃度

国内実機 BWR プラントにおいては、主蒸気中の水素、酸素濃度（水蒸気濃度に対する重量比）はそれぞれ約 2ppm、約 16ppm であることが知られている。また、モル比もほぼ 2 であることが知られている。

## 解説2. 1. 2 混合ガスの蓄積メカニズムと換気作用・流動現象

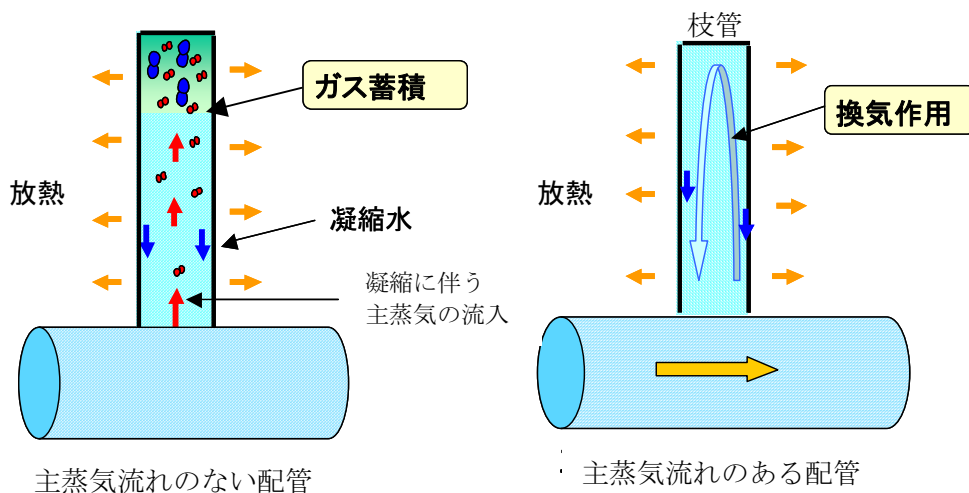
原子炉压力容器内で発生した混合ガスは主蒸気の流れにより配管下流側へ移行する。主蒸気を内包する配管は、主蒸気流れのない配管（例えば、高圧注入系への蒸気供給配管）と主蒸気流れのある配管（主蒸気系配管）に大別される。

解説図 2. 1. 2-1 (a) に示すように、主蒸気流れがない配管から分岐した枝管は保温されていても、保温材からの若干の放熱により主蒸気が凝縮し、微量に含まれている混合ガスが配管内に残る。濃縮された混合ガスは、凝縮した主蒸気を補う主蒸気の流れとガス濃度の上昇（密度低下）に伴う浮力により、枝管頂部から次第に下方に向かって不燃限界濃度を超えて蓄積されていく可能性がある。

一方、解説図 2. 1. 2-1 (b) に示すように、プラントの運転中に主蒸気流れのある配管から上向きに分岐した枝管の場合、配管の主蒸気流れに伴い枝管内に換気流れが生じ、この換気流れにより混合ガスが主蒸気流れのある配管へと排出される。枝管が長く換気流れが枝管頂部まで侵入しない領域が存在すると、その領域には混合ガスが不燃限界濃度を超えて蓄積する可能性がある。

- ①配管放熱に伴う蒸気凝縮と混合ガスを含む蒸気のゆっくりとした流入
- ②枝管頂部での混合ガス濃度の上昇

- ①主蒸気流れに伴い、枝管内に換気流れが発生
- ②混合ガスの蓄積が防止される



(a) 混合ガスの蓄積メカニズム

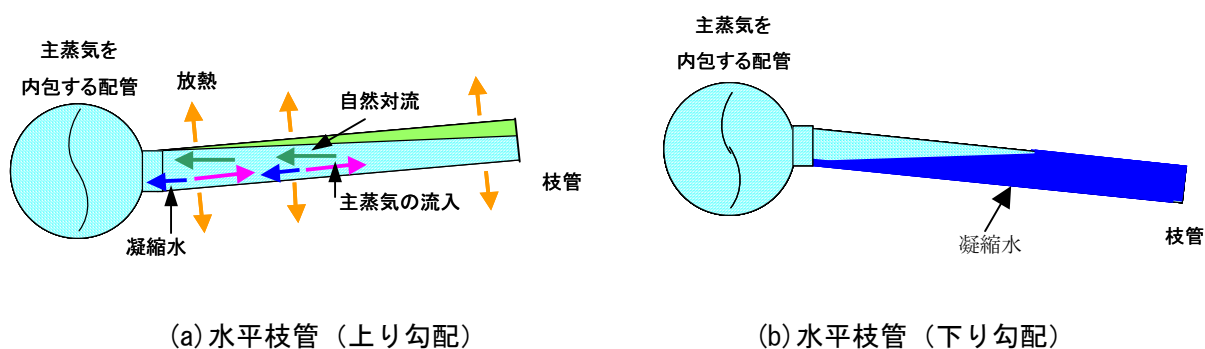
(b) 混合ガスの換気作用

解説図 2.1.2-1 混合ガスの蓄積メカニズムと換気作用(上向き枝管の例)

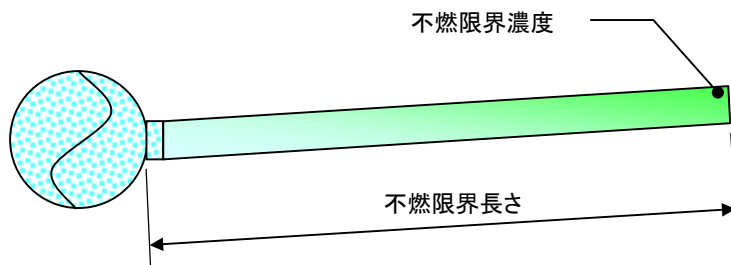
水平枝管の場合、解説図 2. 1. 2-2 に示す通り、上り勾配と下り勾配に大別される。上り勾配の場合、解説図 2. 1. 2-3 に示す「不燃限界長さ」を超えない場合は、混合ガスが不燃

限界濃度を超えて蓄積しない。解説図 2.1.2-4 に示すように、水平枝管内では、水平方向に混合ガス濃度差に起因する自然対流と、枝管の放熱に伴う蒸気の凝縮により、それを補う主蒸気の枝管内への流入を生じている。不燃限界長さは、この2つの流れのバランスにより決まり、放熱が大きくなり、蒸気流入流速が増加すると、混合ガスが自然対流による主蒸気を内包する配管への混合ガスの排出量が減少するため不燃限界長さが短くなり、逆に放熱が少ないと、不燃限界長さは長くなる。

水平枝管（下り勾配）の場合、枝管内は凝縮水により水封される。

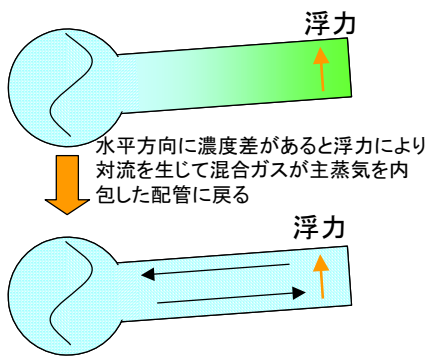


解説図 2.1.2-2 水平枝管の勾配

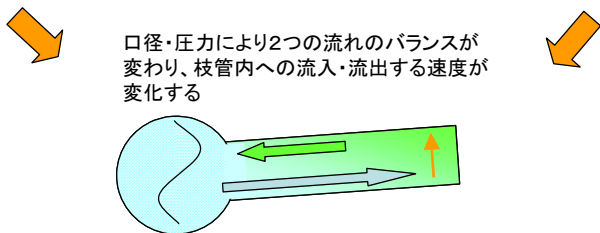
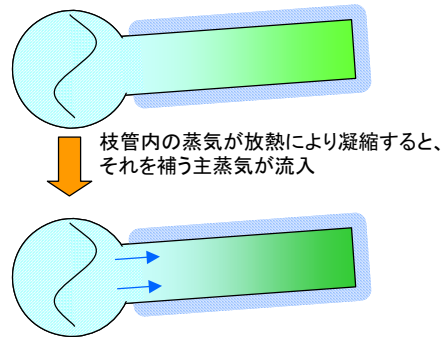


解説図 2.1.2-3 水平枝管における不燃限界長さ

### 自然対流



### 凝縮による主蒸気流入



2つの効果により不燃限界長さが決まる

解説図 2.1.2-4 水平枝管内の流動現象

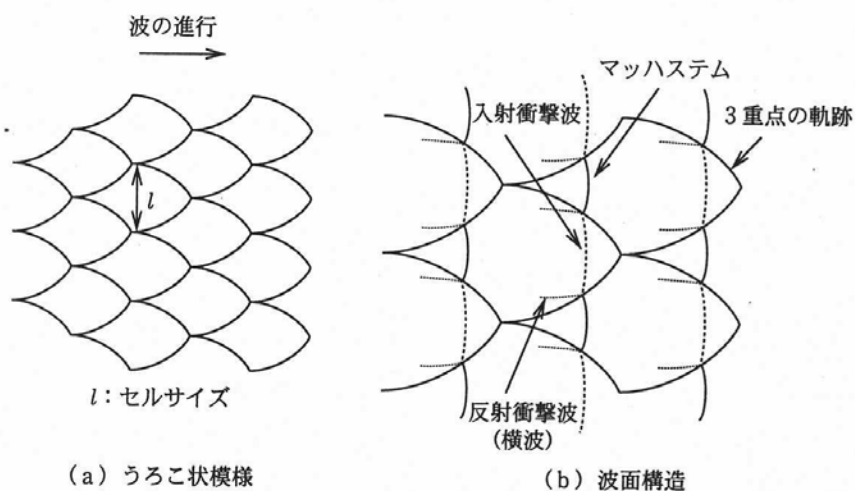
### 解説2.1.3 混合ガス燃焼現象

配管中に不燃限界濃度を超えて蓄積した混合ガスと水蒸気の混合気体は、エネルギーが付加される場合などに燃焼に至ることがある。一般に可燃性ガスが燃焼し得る圧力、濃度、温度の範囲を燃焼範囲という。圧力、温度がある一定の条件において、燃焼に至る可燃性ガス濃度の低い方の下限を燃焼下限界、高い方の限界を燃焼上限界といい、この両限界の範囲を燃焼範囲（または可燃範囲）という。配管中の混合ガス濃度は、初期においては低く、蒸気が凝縮することにより徐々に濃度が上昇して燃焼しない限界である不燃限界濃度を超え、燃焼範囲内の濃度となる。BWR 原子炉内で発生する放射線分解ガスは水素：酸素 = 2 : 1 である。このような条件における混合ガスの不燃限界濃度を求める場合は、圧力容器内に水素、酸素、水蒸気の混合気体を封入して、点火プラグ等によりエネルギーを付与し、着火の有無を確認することにより可能になる。

なお、不燃限界濃度を超える混合ガスが蓄積していても、BWR の運転中の温度は、自己着火温度より低いので、着火要因がなければ着火・燃焼に至ることはない。

可燃性ガスが燃焼を開始した場合には、一般にきわめて狭い反応領域からなる火炎面が形成されて、ガス中を伝ばする。火炎伝ばの形態には、燃焼波と爆轟波がある。燃焼波は、高温の既燃ガスからの伝熱や活性種の拡散によって未燃ガスが反応を開始することによって火炎面が伝ばする現象であり、身近にある燃焼形態である。一方、爆轟波は衝撃波と化学反応が組み合わさったもので、伝ば速度は音速を超え、発生する圧力も高くなる。配管の健全性を評価する場合には爆轟波が重要となる。爆轟の発生する水素の濃度下限は一般には燃焼下限界よりも大きく、また爆轟の発生は配管の内径や水蒸気濃度にも依存する。爆轟波は解説図 2.1.3-1 に示す規則的な鱗状のセル構造をなす 3 次元構造であることが明らかになっている。

[付録 3] [付録 6.1]



解説図 2.1.3-1 爆轟時に発生する配管内壁の鱗模様(セル) 引用文献[1]

## 解説2.2 評価対象とする範囲

### 解説2.2.1 対象とする系統

#### (1) 評価対象範囲

対象とする範囲は、BWR 原子力発電設備の配管のうち、枝管を対象とする。これらの枝管は、主に以下の系統に属している。

- ・原子炉圧力容器(RPV)
- ・主蒸気系(MS)
- ・自動減圧系(ADS) (主蒸気安全弁)
- ・原子炉隔離時冷却系(RCIC)\*
- ・残留熱除去系(RHR) (蒸気凝縮モード)
- ・抽気系(ES)
- ・主タービン
- ・タービン補助蒸気系(AS)
- ・タービングランド蒸気系(TGS)

\* 高圧注入系(HPCI)を含む

#### (2) 気体廃棄物処理系について

気体廃棄物処理系は、混合ガスの予期しない燃焼を防止するため、主蒸気等で希釈していること等の設計を行なっていることから対象外とすることとした。

[付録5]

#### (3) 評価不要とすることができる枝管について

BWR 原子力設備の配管のうち、口径が 50A 以下の枝管で、かつ、仮に混合ガスの燃焼により破断しても破断部が隔離可能な枝管は、以下の理由から、混合ガスの不燃限界濃度を超える蓄積による影響が小さいため、評価不要とした。ただし、現状の知見がこれまで使用されている BWR の配管仕様を前提としていることから、評価不要とすることができる枝管は、下記 a 項に示す実機 BWR で使用実績のある仕様以上のものに限るものとする。

##### a. 強度について

一般に配管は、口径が小さくなると相対的に厚肉となるため、解説図 2.2.1-1 に示すように、爆轟圧力が静的に負荷された場合の一次一般膜応力が大口径の配管に比べて小さくなり、結果的に耐圧強度に対する余裕が大きくなる。

また、これまでに混合ガスの燃焼により実機配管が破断した事例として 2 例が報告されているが、いずれも 100A (ブルンスビュッテル発電所 (ドイツ)) および 150A (浜岡原子力発電所 1 号機) と比較的口径が大きな配管である。

なお、混合ガスの燃焼が原因と考えられる計装系の不具合事例では、いずれも計器部は損傷しているが、小口径の配管部分が破断した事例はない。ここで、実機 BWR 原子力設備に用いられている計装配管では、炭素鋼については 50A 以下の場合、圧力によらず呼び厚さ Sch80 の使用実績がある。また、ステンレス鋼配管では、25A の場合は圧力約 0.3MPa 以下において呼び厚さ Sch40 が、20A 以下の配管については、圧力によらず呼び厚さ Sch40 の使用実績がある。

以上のように、口径が小さい配管は混合ガスの燃焼により破断しにくい特性を有している。

b. 破断時の安全性について

安全上重要な機器（配管等）は、発電用軽水型原子炉施設に関する安全設計審査指針の設計要求により多重性または多様性および独立性を有する設計がなされている。このため、仮に混合ガスの燃焼により単一の配管が破断に至っても、他系により機能が確保されるので、安全機能が損なわれることはない。なお、常用系の配管等は、仮に破断しても安全性を損なうことはない。

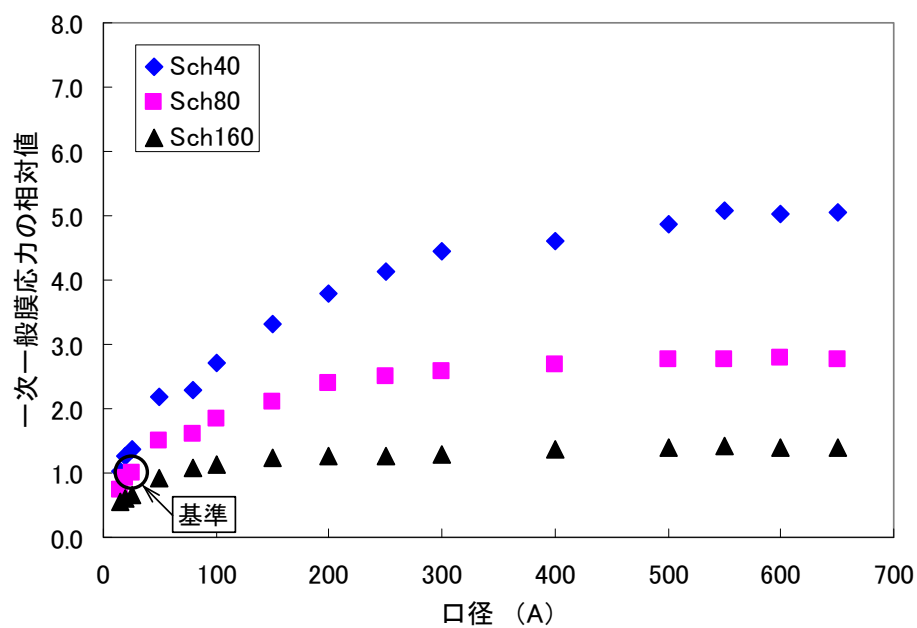
また、原子炉冷却材の圧力バウンダリ機能の観点からは、蒸気系の配管では、JEAC4602（原子炉格納容器の漏えい率試験規程）に規定されているとおり、50A 以下の場合、バウンダリとしての機能は要求されない。これは、仮に破断に至っても、通常運転時の原子炉冷却材補給系によって、原子炉冷却材への冷却水の補給が可能のためである。

c. 破断時の隔離性について

仮に混合ガスの燃焼により枝管が破断に至っても、破断部が隔離できる場合には、主蒸気等の流出を止めることが可能である。

上記 a～c のような枝管の例としては、計装配管等がある。

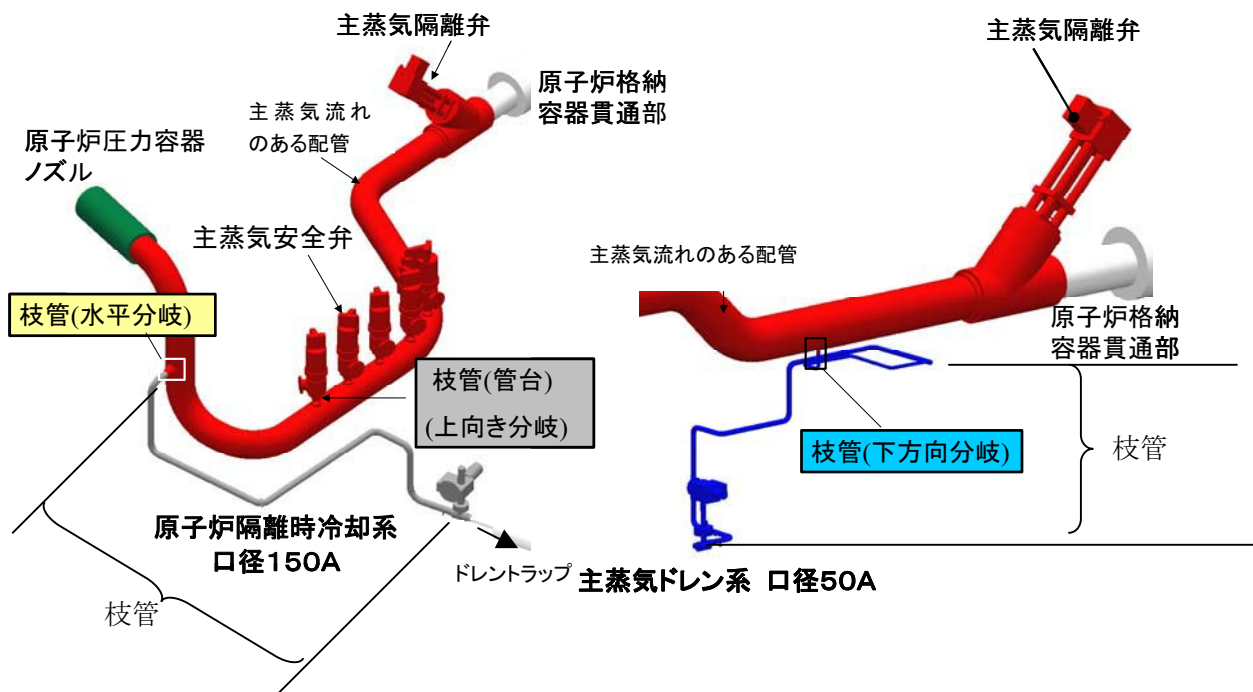
主蒸気を内包する系統に使用される計装配管は、圧力や流量測定のためのものであり、蒸気を流動させる必要がないので、一般に小口径配管が用いられている。また、計装配管には、プロセス系と計装系を隔離するために、プロセス系の母管からの分岐部に検出元弁を設置しており、また、計器部においては、点検・校正時等に計器部を隔離するために、計器入口弁が設置されている。このため、仮に混合ガスの燃焼により計装配管が破断に至っても、検出元弁等で破断部を隔離することができる。



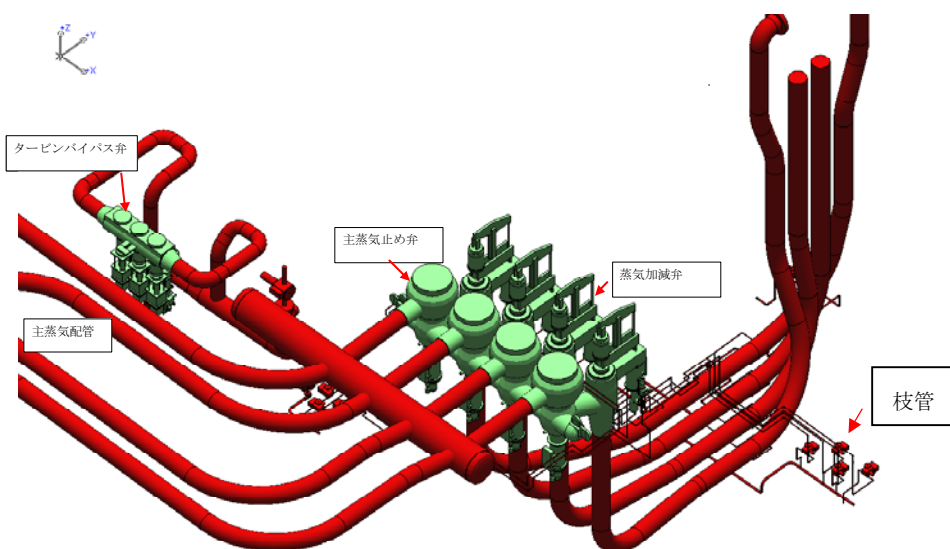
解説図 2. 2. 1-1 配管の同一爆轟圧力に対する一次一般膜応力の相対値  
 (25A Sch80 配管を基準とした場合)

## 解説2. 2. 2 対象とする範囲

対象とする枝管の具体例を解説図 2. 2. 2-1, 解説図 2. 2. 2-2 に示す。



解説図 2.2.2-1 対象とする枝管例(格納容器内の主蒸気を内包する配管)



解説図 2.2.2-2 対象とする枝管例(高圧タービン配管)

### 解説3 評価方法

#### 解説3.1 評価パラメータ

(1) 口径

配管外径から公称肉厚を差し引いて内径を求める。

(2) 圧力

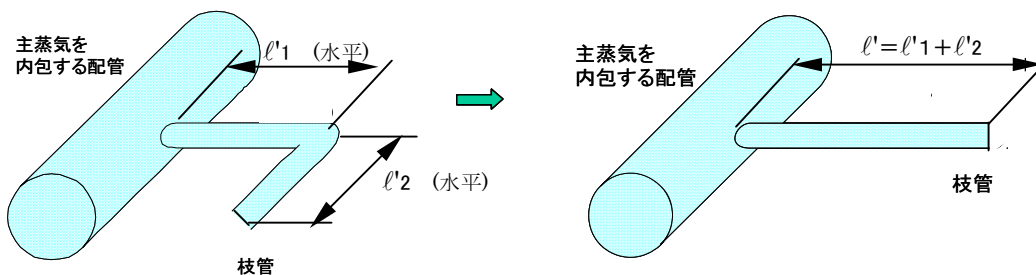
運転中の系統圧力を用いる。本ガイドラインでは、高圧を 6MPa 以上、中圧を 1～6MPa 未満、低圧を 1MPa 以下とする。BWR プラントの代表的な圧力条件は、高圧が約 7MPa、中圧が約 3MPa、約 1.3MPa、低圧が約 0.4MPa である。

(3) 枝管長さ

a. 主蒸気を内包する配管から分岐している水平枝管（上り勾配）

主蒸気を内包する配管との分岐部から配管端部までの長さを  $l$  とする。

ただし、解説図 3.1-1 に示すように、水平枝管が他端までの途中で水平方向に曲がっている場合は、他端までの総和の長さとする。

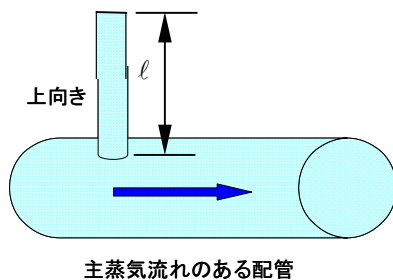


解説図 3.1-1 水平枝管(上り勾配)

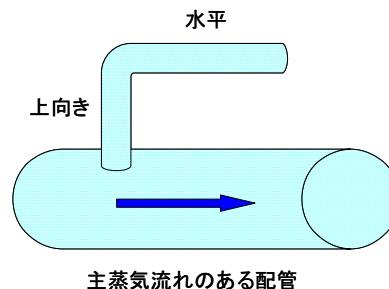
b. 主蒸気流れのある配管から分岐している上向き枝管（斜め上向き枝管含む）

主蒸気流れのある配管の分岐部から直管上にある配管端部までの長さを解説図 3.1-2 のように  $l$  とする。

ただし、解説図 3.1-3 のような上向き枝管が他端までの途中で水平方向に曲がっている組み合わせ枝管の場合は換気作用による効果が個々に異なることから枝管長さ  $l$  は適用しない。ただし、水平部がエルボなど短い場合は許容することができる。



解説図 3.1-2 上向き枝管



解説図 3.1-3 上向き枝管と水平枝管の組み合わせ例

#### (4) 流速

本文 3.1 節 (4) に記載されている式で、運転時の流れのある配管内の平均流速を求めることが出来る。代表的な BWR プラントにおいては原子炉压力容器からタービンまで、主蒸気流れのある配管の平均流速は約 40 m/s である。

#### (5) 枝管レイノルズ数

本文 3.1 節 (5) に記載されている式で、枝管レイノルズ数を求めることが出来る。枝管レイノルズ数により枝管内の換気範囲が決定される。

#### (6) 温度

運転中の系統温度を用いる。

ただし、蓄積した混合ガス温度を採用する場合は、使い分けを明確にする。

#### (7) 圧力補正係数

爆轟解析で求めた圧力を強度評価用の圧力に補正するための係数を示す。

### 解説3.2 配管の分類

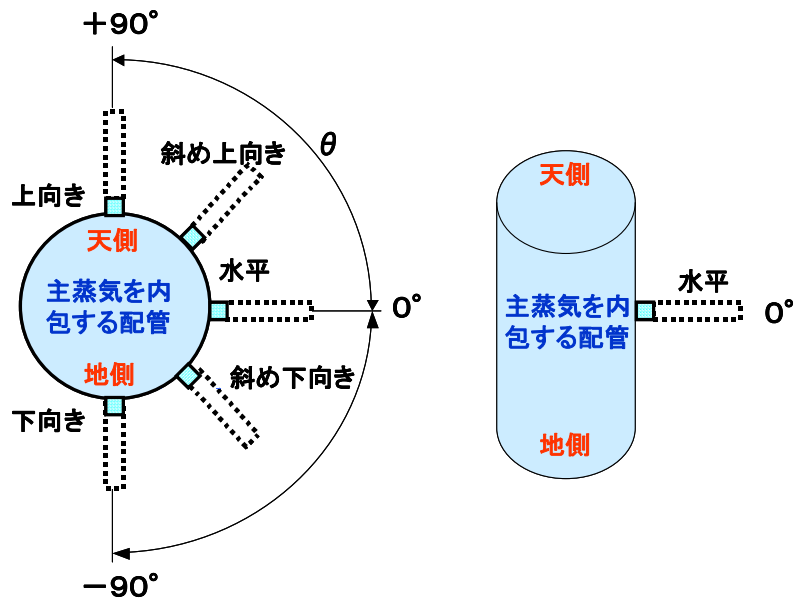
原子炉内で水の放射線分解によって生成される混合ガスが不燃限界濃度を超えて蓄積する箇所が存在するか否かを検討するため、主蒸気を内包する配管からの枝管の取り出し角度を以下のように分類する。

- ・ 下向き枝管:  $-90^{\circ} \leq \theta < 0^{\circ}$
- ・ 水平枝管:  $\theta = 0^{\circ}$
- ・ 上向き枝管:  $0^{\circ} < \theta \leq 90^{\circ}$

なお、模式的に図示すると、解説図 3.2-1 のようになる。

ここでいう枝管の取り出し角度は、管台等の分岐部の角度であり、配管の勾配ではない。配管の勾配も含めて記載する場合は、水平枝管（上り勾配）または水平枝管（下り勾配）と記載する。

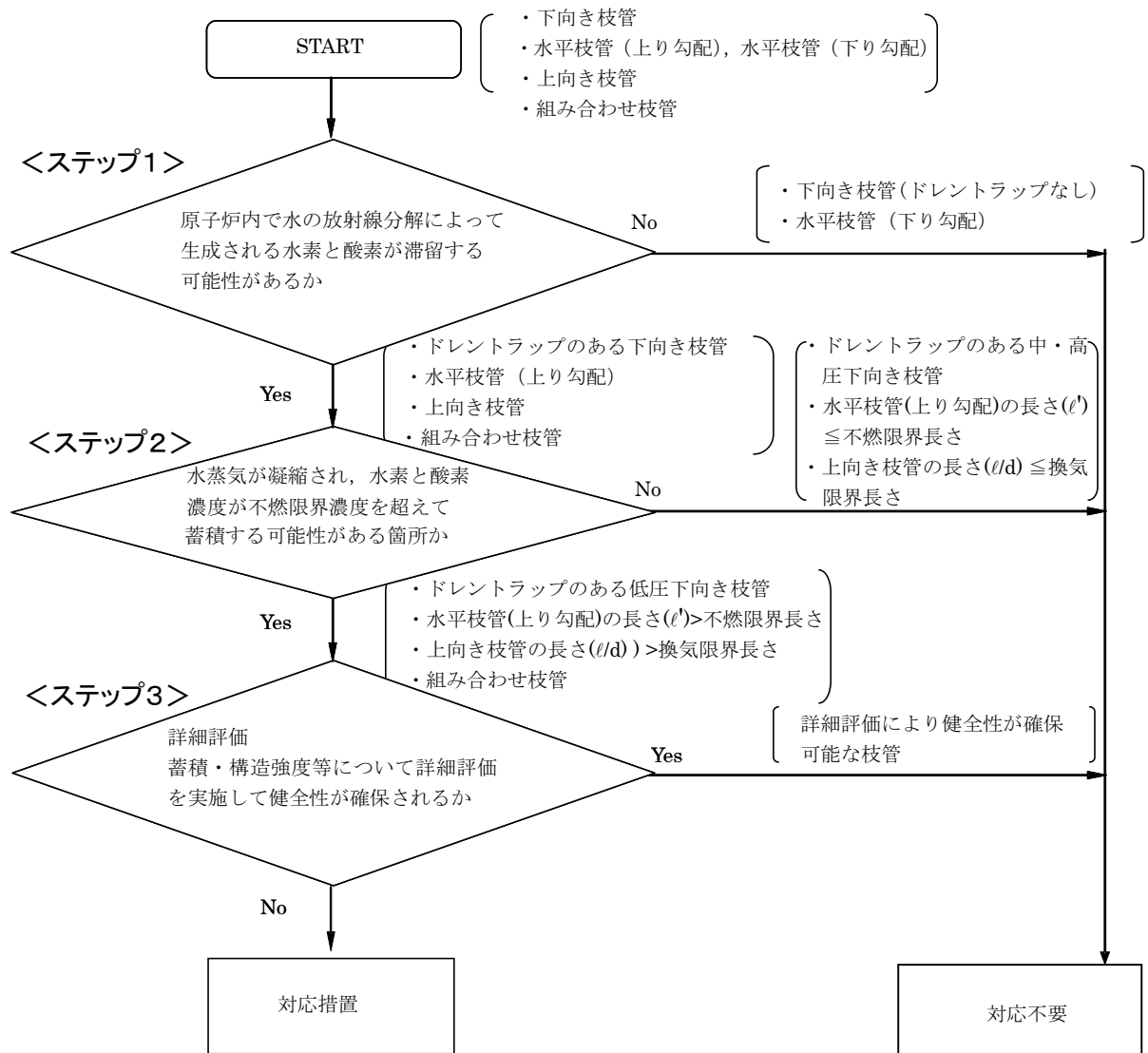
また、枝管に曲がりがある場合（水平配管の水平方向の曲がりを除く）は、組み合わせ枝管という。



解説図 3.2-1 取り出し角度による枝管分類

### 解説3.3 評価の実施

混合ガスが不燃限界濃度を超過して蓄積する可能性がある箇所を抽出し、対策の要否を評価するため、解説図 3.3-1 に示す評価フローに従い、以下の手順で評価を行う。



解説図 3.3-1 評価フロー

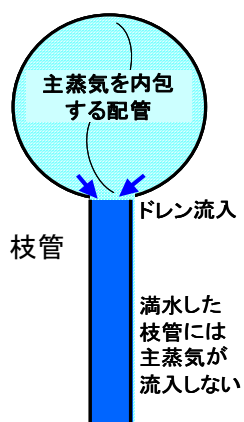
### <ステップ1>

原子炉内で水の放射線分解によって生成される混合ガスが滞留する可能性がある箇所として、主蒸気を内包する配管から枝管端部まで距離があり、放熱による混合ガスの蓄積が懸念される配管を選定する。以下に該当する枝管は、混合ガスが蓄積しないと、配管配置を許容できる。

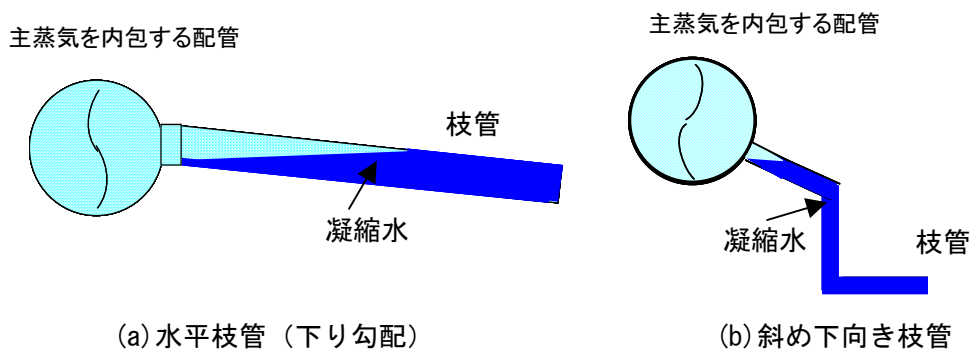
#### (1) 下向き枝管および水平枝管（下り勾配）

解説図 3.3-2、解説図 3.3-3 に示すように、下向き枝管（ドレントラップなし）および水平枝管（下り勾配）は水封されるので混合ガスが蓄積しない。

[付録2. 1]



解説図 3.3-2 下端が弁で閉止されている下向き枝管



解説図 3.3-3 水平枝管（下り勾配）および斜め下向き枝管

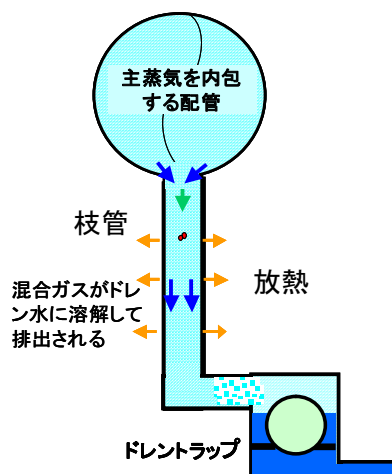
## <ステップ2>

混合ガスの濃度が不燃限界濃度を超過して蓄積する箇所として、ドレントラップのある下向き枝管、水平枝管（上り勾配）および上向き枝管を評価対象として抽出する。

### (1) ドレントラップのある中・高圧下向き枝管

解説図 3.3-4 に示すように、ドレントラップのある 0.8MPa 以上の下向き枝管は混合ガスがドレン水に溶解し排出され不燃焼限界濃度以下となるため、混合ガスが不燃限界濃度を超過して蓄積しないと判定する。

[付録2. 4]

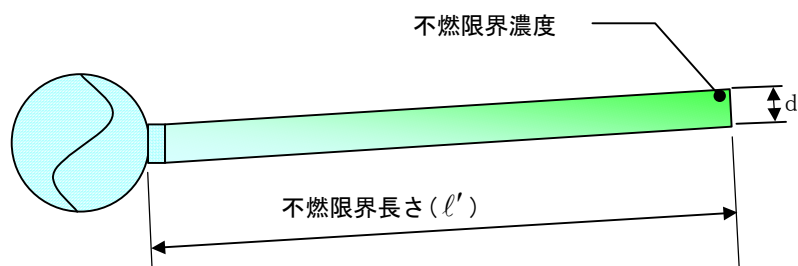


解説図 3.3-4 ドレントラップのある下向き枝管

### (2) 主蒸気を内包する枝管から分岐している水平枝管（上り勾配）

解説図 3.3-5 に示すように、主蒸気を内包する配管から分岐している水平枝管(上り勾配)のうち、その長さ( $l'$ )が解説表 3.3-1 に示す不燃限界長さ以内の長さのものについては混合ガスが付録表 3.1-1 に示す不燃焼限界濃度以下となるため、混合ガスが不燃限界濃度を超過して蓄積しないと判定する。

[付録2. 1, 付録2. 2]



解説図 3.3-5 水平枝管(上り勾配)の不燃限界長さ

解説表 3.3-1 不燃限界長さ( $l'/d$ )の判定値

圧力 (MPa)	口径	不燃限界長さ( $l'$ ) ／枝管内径( $d$ )	圧力 (MPa)	口径	不燃限界長さ( $l'$ ) ／枝管内径( $d$ )
0.4 ∪ 1.3 未満	20A	10	3 ∪ 7 未満	20A	40
	25A	10		25A	60
	40A	20		40A	80
	50A	30		50A	90
	100A	50		100A	100
	350A	80		350A	100
	650A	70		650A	100
1.3 ∪ 3 未満	20A	20	7 以上	20A	70
	25A	30		25A	90
	40A	50		40A	100
	50A	60		50A	120
	100A	90		100A	120
	350A	90		350A	100
	650A	80		650A	100

(注) : 本表は、1/50 以下の勾配、呼び厚さ Sch80 以下および保温材表面からの平均放散熱量  $209\text{W/m}^2$  以下の水平枝管に適用する。

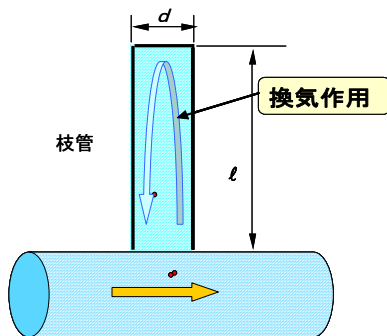
: 配管口径あるいは肉厚が異なる場合は保守的になる不燃限界長さを採用する。

[付録2. 3]

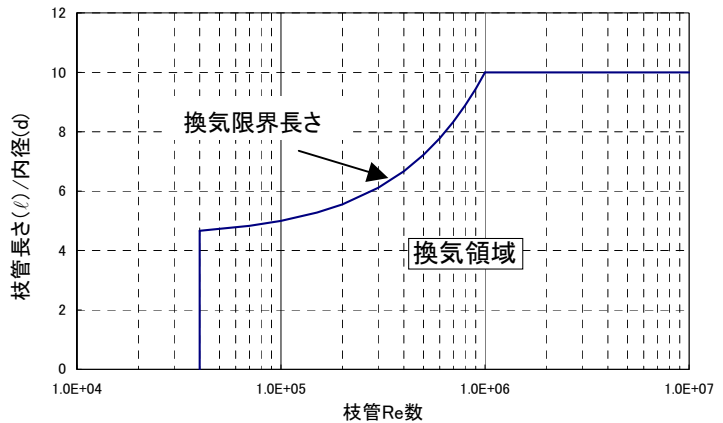
(3) 主蒸気流れがある配管から分岐している上向き枝管、斜め上向き枝管

主蒸気流れがある配管から分岐している上向き枝管、斜め上向き枝管は解説図 3.3-6 に示すように枝管内に換気流れが発生するため、解説図 3.3-7 の換気領域内であれば混合ガスの濃度は、換気流れにより枝管内から排出されるため、蓄積しないことから、不燃限界濃度を超えて蓄積しないと判定する。なお、換気領域は枝管に接続する主蒸気流れのある配管の流体の乱れが影響することから、評価の際、上流に乱れを発生させる配管要素があることについて留意する必要がある。

[付録4. 1]



解説図 3.3-6 主蒸気流れのある配管から分岐している枝管内の換気流



解説図 3.3-7 換気限界長さ

### <ステップ3>

以下に従って詳細評価を実施する。

#### 3.3.1 個別評価により蓄積の可能性を評価

ステップ2において、混合ガスが不燃限界濃度を超過して蓄積すると判定された枝管（ドレントラップのある低圧下向き枝管も含む）であっても、個別に蓄積濃度や換気限界長さを評価することができる。なお、解説図3.3-7は、付録図4.1-5に示す口径比 $d/D$ の影響を包絡した判定値である。

蓄積評価は不燃限界濃度を判定値とする。また、換気評価では枝管断面内の下降流速をもとに換気作用の有無を判定する。

ドレントラップのある低圧下向き枝管では母管からのドレン流入量を考慮する。

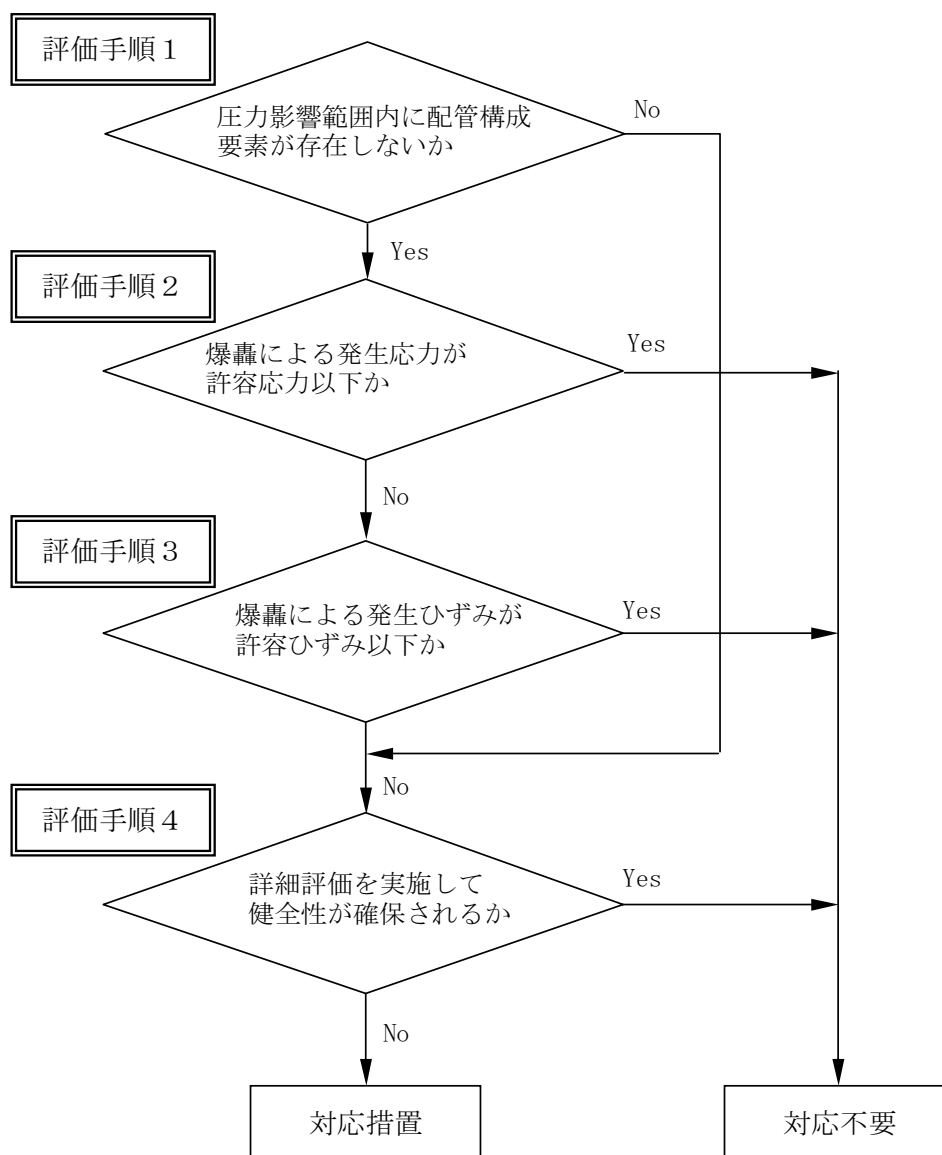
[付録2.2, 付録2.4, 付録3.1, 付録4.1]

### 3.3.2 配管の構造強度評価

ステップ2またはステップ3の蓄積評価において、混合ガスが不燃限界濃度を超えて蓄積されると判定された枝管であっても、混合ガスの急速燃焼時において以下に示す強度評価により枝管の健全性を確認することができる。燃焼形態として爆轟圧力を基準として強度評価を行う。

強度評価の手順を解説図 3.3-8 に示す。

[付録 6. 1]



解説図 3.3-8 強度評価手順

(1) 評価手順 1

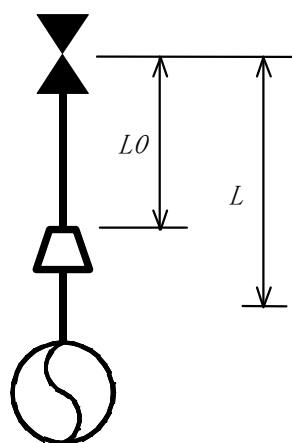
閉止端部で混合ガス燃焼時の配管強度評価を実施する箇所として、配管構成要素が近接しない上向き枝管、水平枝管（上り勾配）および組み合わせ枝管を抽出する。

上向き枝管、水平枝管（上り勾配）および組み合わせ枝管のうち、閉止端から配管構成要素までの距離  $L0$  および配管構成間距離  $L1$  が解説表 3.3-2 に示す圧力影響範囲  $L$  以下である場合は解説図 3.3-8 に示す評価手順 4 による評価を行う。

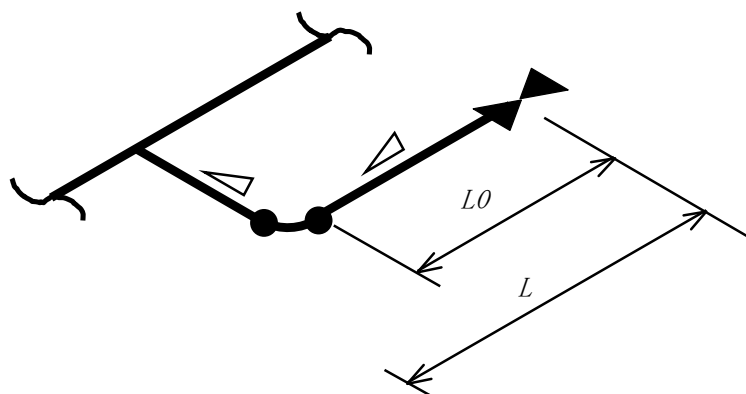
これらの条件に該当する、配管構成要素が近接する枝管形状の一例を解説図 3.3-9 に示す。また、解説図 3.3-9 に示す圧力影響範囲  $L$  に配管構成要素が存在しない枝管は、閉止端に接続する直管の強度評価を行う。

[付録 6. 2], [付録 6. 3], [付録 6. 4]

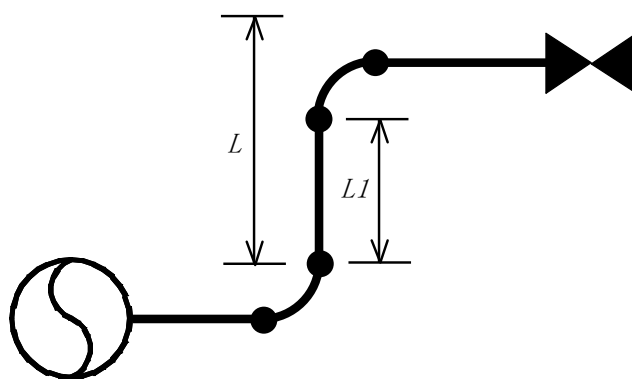
[付録 6. 5], [付録 6. 6], [付録 6. 7]



(a) 上向き枝管



(b) 水平枝管（上り勾配）



(c) 組み合わせ枝管

解説図 3.3-9 配管構成要素が近接する枝管

解説表 3.3-2 配管構成要素上下流での圧力影響範囲

配管構成要素		圧力影響範囲 (L)
閉止端		枝管長さ, または混合ガス蓄積部長さの 1/10 以内。
エルボ		エルボ出口より 3do 以内。
ティー		ティー出口より 2do 以内。
レギュレーサ (縮管)	上流側	枝管入口からレギュレーサ入口までの長さの 1/10 以内。 または混合ガス蓄積開始位置からレギュレーサ入口までの長さの 1/10 以内。
	下流側	レギュレーサ出口より 15do 以内。

[付録 6. 8]

(2) 評価手順 2 (簡易評価 (弾性))

配管構成要素が近接しない上向き枝管, 水平枝管 (上り勾配) および組み合わせ枝管は, 解説式 (3.3-1) を満足するときには, 混合ガスの燃焼による影響がないと判定する。

なお, 本節では, 爆轟圧力 (反射圧力含む) が枝管に静的に負荷されたと仮定した弾性計算により強度評価を行う。

[付録 6. 9]

評価用圧力  $P1$  は以下で計算する。

$$P1 = \alpha \cdot \beta \cdot P$$

$\alpha$  : 動的応答効果であり, 2.0 とする

$\beta$  : 運転圧力に対する爆轟の反射圧力比 (解説表 3.3-3)

$P$  : 運転中の系統圧力 (MPa)

許容圧力  $P2$  は以下で計算する。(設計建設規格<sup>引用文献[2]</sup> PPC - 3411)

$$P2 = (2 t S y \eta) / (d o - 0.8 t)$$

$t$  : 枝管の配管厚さ (mm)

$S y$  : 運転温度における設計降伏点 (MPa)

$\eta$  : 長手継手の効率で, 設計・建設規格<sup>引用文献[2]</sup> PVC-3130 に定めるところによる

$d o$  : 枝管の外径 (mm)

以下が成立すると枝管の健全性は確保できる。

$$P1 \leq P2 \dots \dots \text{解説式 (3.3-1)}$$

解説表 3.3-3 運転圧力に対する爆轟の反射圧力比  $\beta$  (圧力-温度の関係)

混合ガス 温度 (°C)	運転圧力 (MPa)			
	~0.4	0.4~1.3	1.3~3.0	3.0~7.0
20~39	50	52	54	55
40~59	46	48	50	51
60~79	43	45	47	48
80~99	39	42	44	45
100~119	34	39	41	42
120~139	27	35	38	40
140~159	—	31	35	37
160~179	—	25	31	34
180~199	—	—	27	32
200~219	—	—	22	29
220~239	—	—	—	25
240~259	—	—	—	21
260~279	—	—	—	14

— : 不燃限界濃度範囲であるため、記載していない。

表中の数値は、STANJAN コード<sup>引用文献[3]</sup>で算出した反射圧力比である。

(3) 評価手順3 (簡易評価 (弾塑性))

評価手順2において混合ガスの燃焼による影響があると評価された配管構成要素が近接していない上向き枝管, 水平枝管 (上り勾配) および組み合わせ枝管であっても, 解説表 3.3-4~解説表 3.3-7 を満足するときには, 混合ガスの燃焼による影響がないと判定する。なお, 本節では, 爆轟圧力 (反射圧力含む) が枝管に動的に負荷された状態での簡易弾塑性計算により強度評価を行う。

以下に, BWR プラントの代表的な運転中の系統圧力 ( $P$ ) に基づく弾塑性計算結果を解説表 3.3-4~解説表 3.3-7 に示す。弾塑性計算により算出したひずみが許容ひずみ 8%以下であれば枝管の健全性は確保できる。なお, 該当配管口径, 呼び厚さが表中に無い場合は保守的な条件を採用する。また, 解説表 3.3-4~解説表 3.3-7 で評価可能な枝管条件は以下となる。

混合ガス温度 ( $T_0$ ): 60°C以上

枝管全長: 7m以下

配管の材質: STPT410・STS410・STPG410

[付録 6. 1 0], [付録 6. 1 1], [付録 6. 1 2]

解説表 3.3-4 評価表 ( $P \leq 0.4\text{MPa}$ )

呼び 厚さ	口径								
	20A	25A	40A	50A	80A	100A	150A	350A	650A
Sch40	—	—	—	○	○	○	○	○	○
Sch80	—	—	—	—	—	—	○	○	○
Sch160	—	—	—	—	—	—	—	—	—

凡例 ○: ひずみ 8%以下 △: ひずみ 8%超過 —: 簡易弾性評価で健全

解説表 3.3-5 評価表 ( $0.4\text{MPa} < P \leq 1.3\text{MPa}$ )

呼び 厚さ	口径								
	20A	25A	40A	50A	80A	100A	150A	350A	650A
Sch40	○	○	○	○	○	○	○	△	△
Sch80	○	○	○	○	○	○	○	○	○
Sch160	○	○	○	○	○	○	○	○	○

凡例 ○: ひずみ 8%以下 △: ひずみ 8%超過 —: 簡易弾性評価で健全

解説表 3.3-6 評価表 ( $1.3\text{MPa} < P \leq 3.0\text{MPa}$ )

呼び 厚さ	口径								
	20A	25A	40A	50A	80A	100A	150A	350A	650A
Sch40	△	△	△	△	△	△	△	△	△
Sch80	○	○	○	△	△	△	△	△	△
Sch160	○	○	○	○	○	○	○	○	○

凡例 ○: ひずみ 8%以下 △: ひずみ 8%超過 —: 簡易弾性評価で健全

解説表 3.3-7 評価表 ( $3.0\text{MPa} < P \leq 7.0\text{MPa}$ )

呼び 厚さ	口径								
	20A	25A	40A	50A	80A	100A	150A	350A	650A
Sch40	△	△	△	△	△	△	△	△	△
Sch80	△	△	△	△	△	△	△	△	△
Sch160	○	△	△	△	△	△	△	△	△

凡例 ○：ひずみ 8%以下 △：ひずみ 8%超過 —：簡易弾性評価で健全

(4) 評価手順 4 (詳細評価)

評価手順 3 で評価上満足しないと判定された枝管，あるいは評価手順 1 での評価が可能でない枝管について，個別に配管強度評価することができる。

[付録 6. 1 2]

### 解説3.4 対応措置

#### (1) 混合ガスを燃焼させないための対応措置

##### a. 定期的に混合ガスを抜く操作等による対応措置

操作間隔は、混合ガスの蓄積量が不燃限界濃度に到達する前に実施することが必要であり、その操作が着火を誘発しないような配慮が必要である。

なお、混合ガスを抜く操作に先立ち、運転中に混合ガスが不燃限界濃度を超過して蓄積していないことを確認する手段として、蓄積し易い配管最頂部の温度測定を行う等の方法がある。

##### b. 不燃限界濃度を超過する蓄積を防止するための設計変更の例

- ・混合ガスを連続して排出させるベントラインを設置する。
- ・触媒を枝管内の最頂部に設置し、混合ガスを再結合させ水に戻す。
- ・閉止端となるバルブ等に移設し、枝管長さを換気限界長さや不燃限界長さ未満にする。

##### c. 着火を防止する等による対応措置

枝管内に不燃限界濃度を超過して蓄積する混合ガスの着火要因を排除する。ただし、着火の可能性の検討においては、高温(高圧)蒸気の流入および触媒作用に特に注意する必要がある。

[付録7, 付録3.2]

#### (2) 混合ガスの燃焼による配管損傷を防止するための対応措置

混合ガス燃焼時の配管健全性評価を行い、配管の健全性を確認する。設計変更の例を以下に示す。

- ・配管の厚肉化による補強
- ・許容応力が高い材質への変更
- ・発生圧力による配管強度への影響低減を目的とした、閉止端や各構成要素の位置変更

[付録3.2]

# 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 付 録

## 付録1 国内プラントの事例と知見 引用文献[4][5]

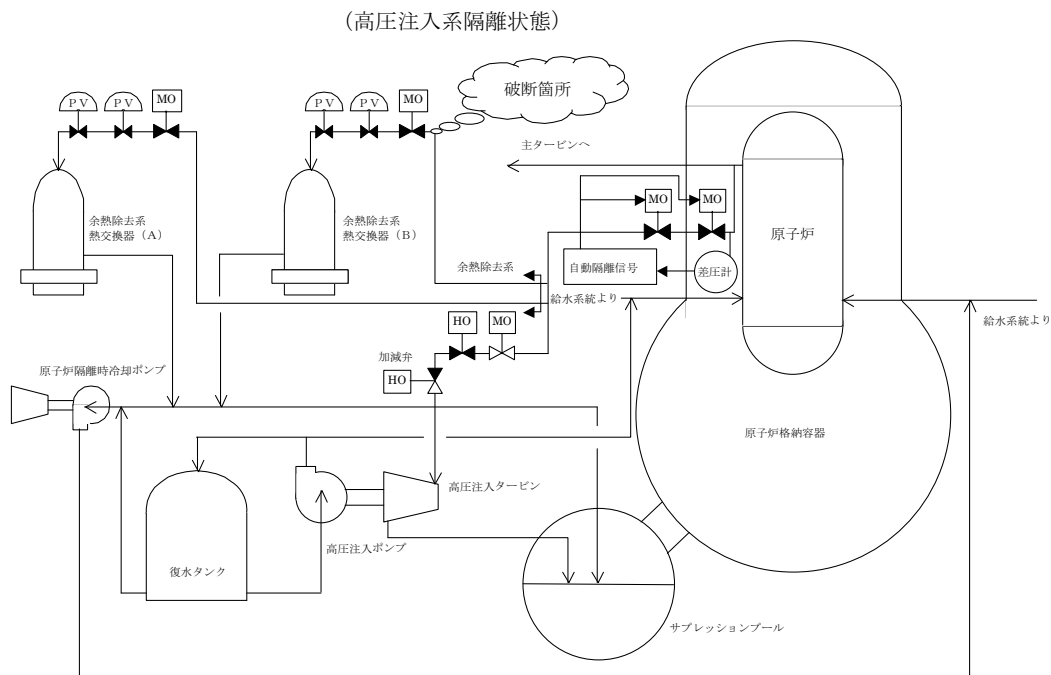
### 付録 1.1 事象の概要

#### (1) 事象の発生したプラント

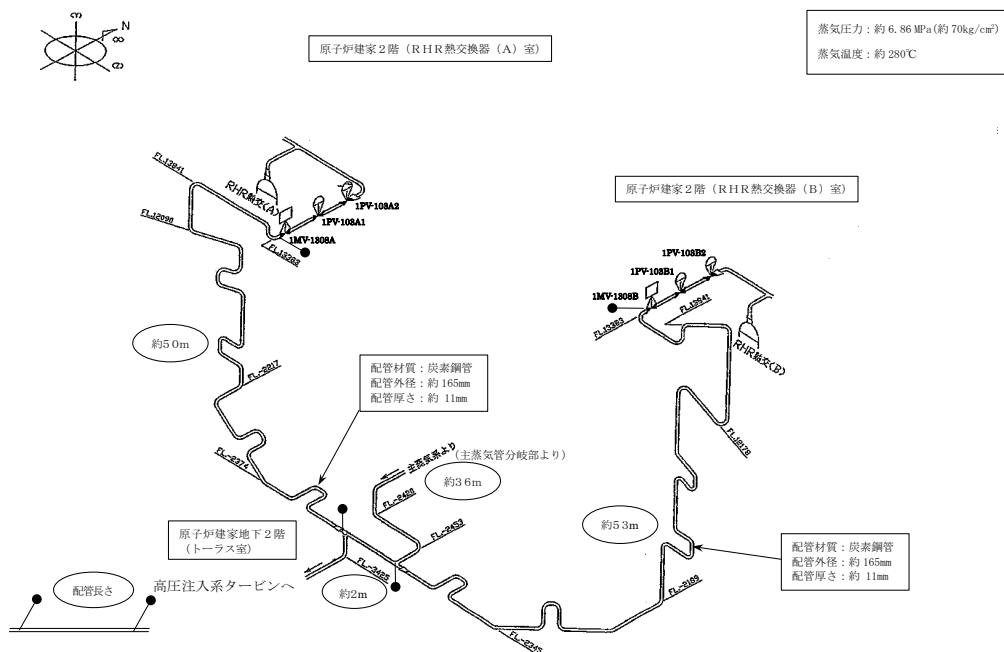
中部電力(株) 浜岡原子力発電所 1号機  
 型式: 沸騰水型原子炉  
 電気出力: 540MWe  
 運転開始: 昭和 51 年 3 月 17 日  
 運転終了: 平成 21 年 1 月 30 日

#### (2) 事象の概要

- ・平成 13 年 11 月 7 日, 高圧注入系の手動起動試験を実施した。
- ・その直後, 高圧注入系タービントリップおよび火災報知器が作動した。
- ・11 月 8 日原子炉停止
- ・現場確認の結果, 付録図 1.1-1, 付録図 1.1-2 に示すように高圧注入系から余熱除去系熱交換器に分岐している枝管のエルボ部が破断していた。



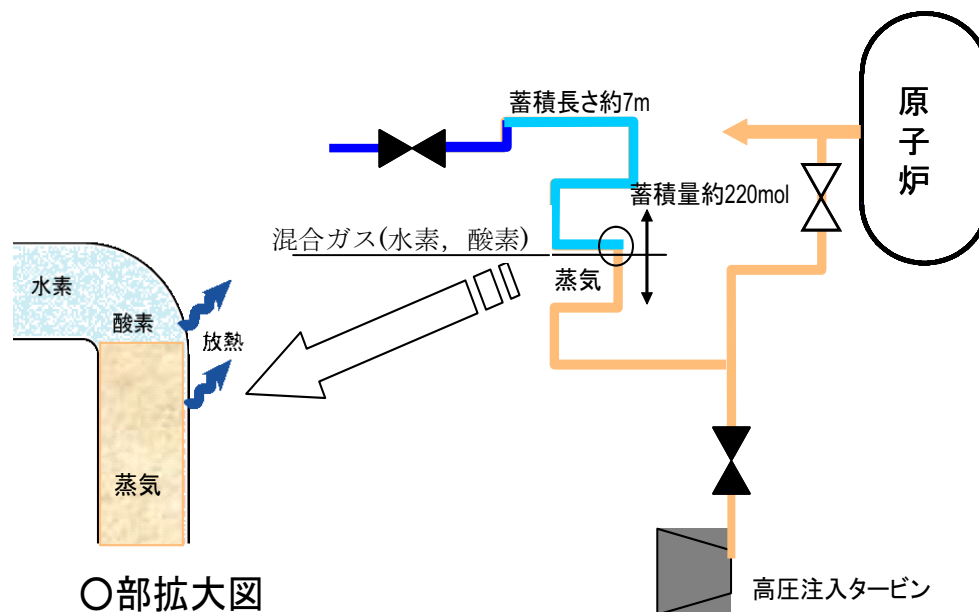
付録図 1.1-1 余熱除去系系統概略図



付録図 1.1-2 余熱除去系配管の配管概略図

### (3) 混合ガスの蓄積

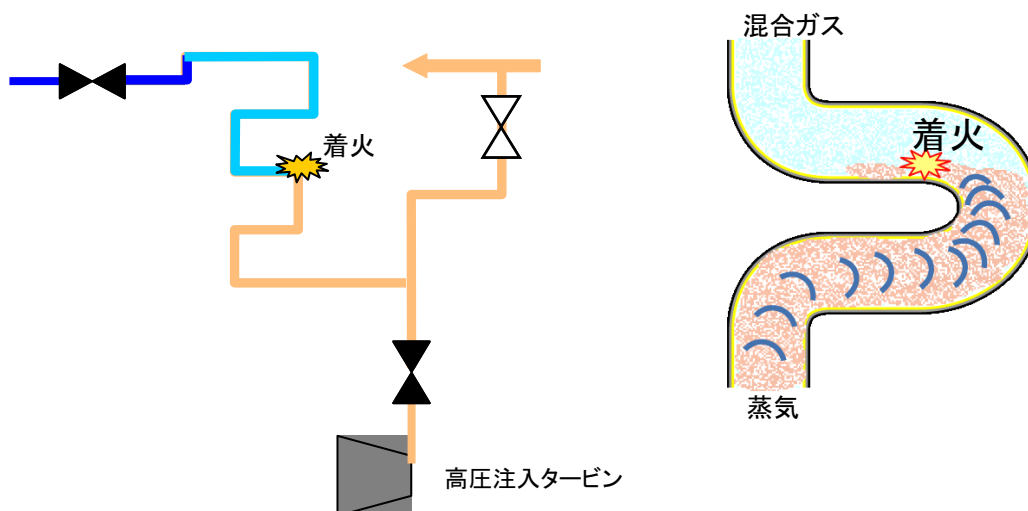
主蒸気中には、水素 2ppm、酸素 16ppm が含まれている。蒸気中に微量の混合ガスが混入した主蒸気は、配管からの放熱によって蒸気のみが凝縮して水になる。混合ガスは配管頂部に取り残され、頂部から蓄積していった。また、付録図 1.1-3 に示すようにこの混合ガスと蒸気の境界層は立ち下がる配管上端に位置していた。



付録図 1.1-3 余熱除去系枝管への混合ガスの蓄積

(4) 圧力変動および混合ガスの着火

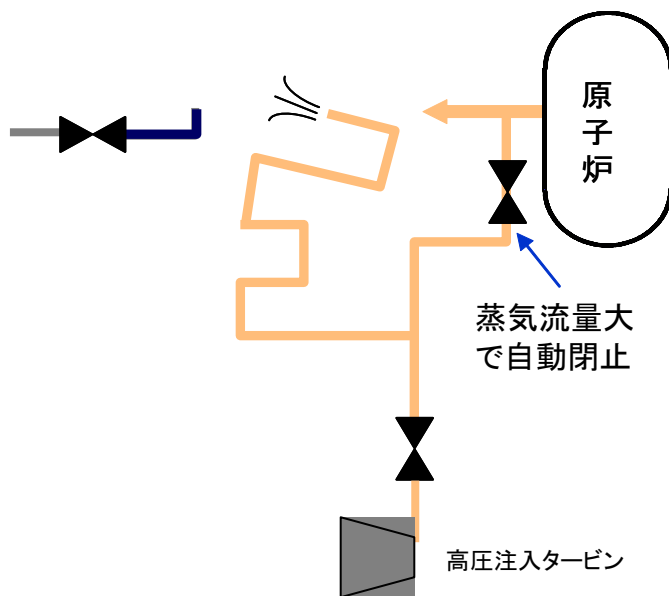
付録図 1.1-4 に示すように高圧注入系手動起動試験に伴う圧力変動により，混合ガス層に高温の蒸気が流入し，配管内面に付着していた貴金属の触媒作用も加わり着火に至った可能性がある。



付録図 1.1-4 余熱除去系枝管での混合ガスの着火

(5) 爆轟および配管破断

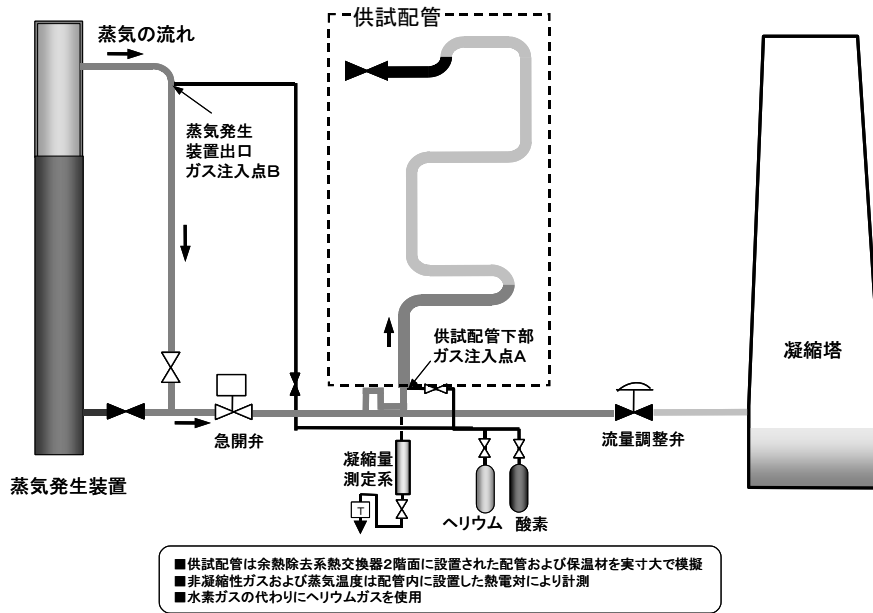
着火後，下流に向かって混合ガスの火炎が伝ばし，圧力が急激に上昇した。圧力波は，滞留水面で反射し，付録図 1.1-5 に示すように滞留水面が生じているエルボ部で最大となった後，配管上流側に減衰しつつ伝ばする。この際エルボ部から破断が発生した。



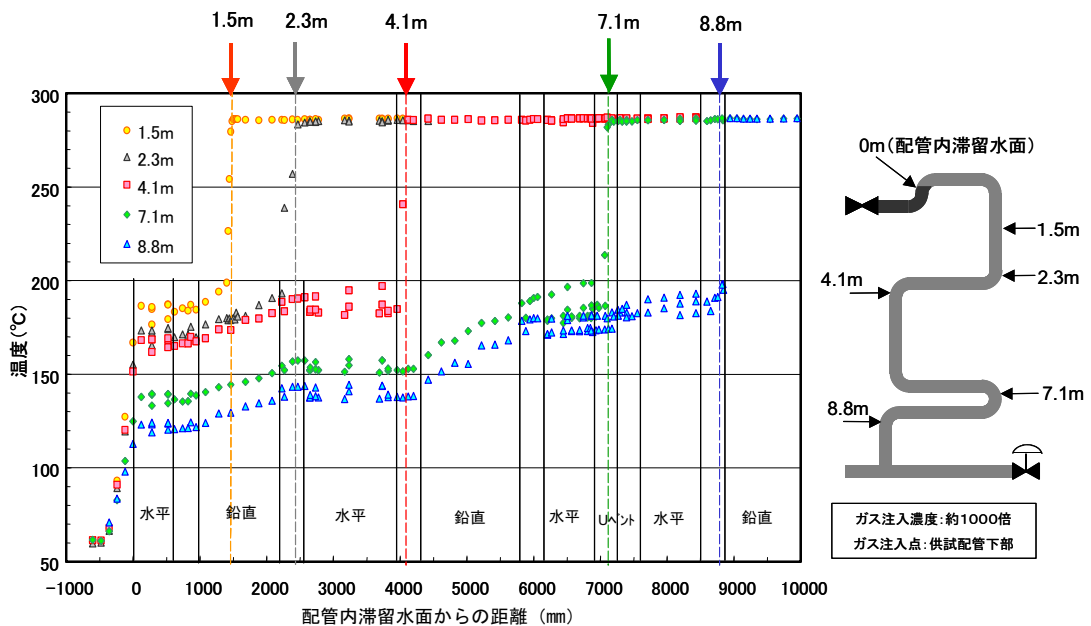
付録図 1.1-5 余熱除去系枝管の破断

## 付録1.2 混合ガス蓄積試験

混合ガスが枝管の放熱により頂部に蓄積することおよび層化が起きることを、付録図1.2-1に示す浜岡1号機の余熱除去系枝管を模擬した試験装置にて枝管内の温度分布を測定することにより確認した。想定される複数の着火位置に対応しモル数と温度分布を測定した。混合ガスの蓄積に伴い温度界面を伴う温度分布(付録図1.2-2)が確認された。蓄積解析により、試験データ(He-O<sub>2</sub>の混合ガス)から実機のH<sub>2</sub>、O<sub>2</sub>の混合ガスの濃度分布を求めた。



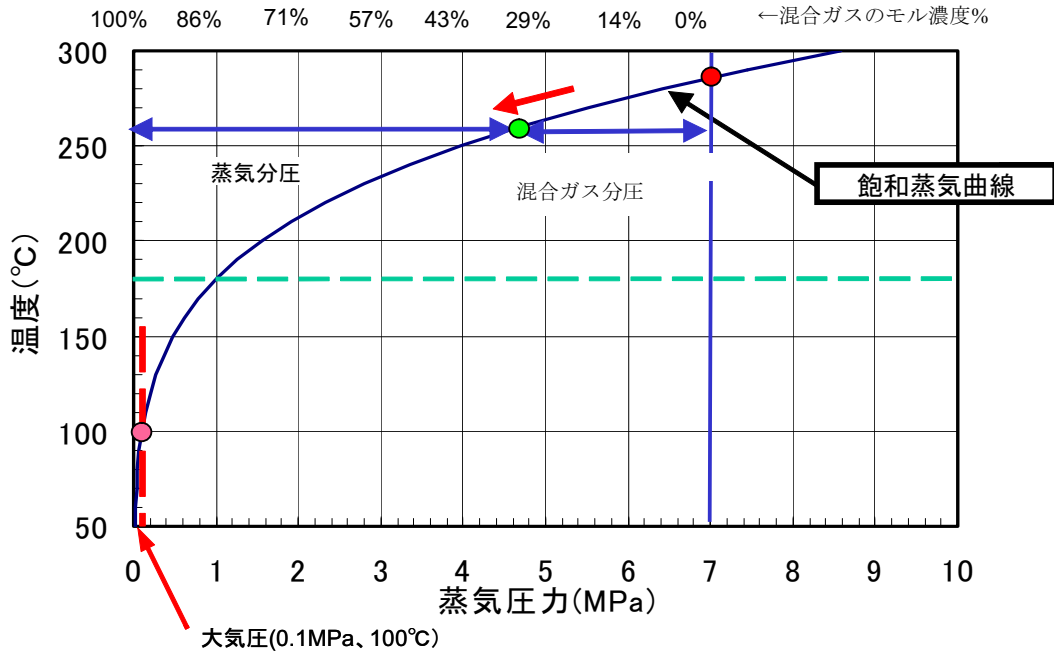
付録図 1.2-1 混合ガス蓄積試験装置概略図



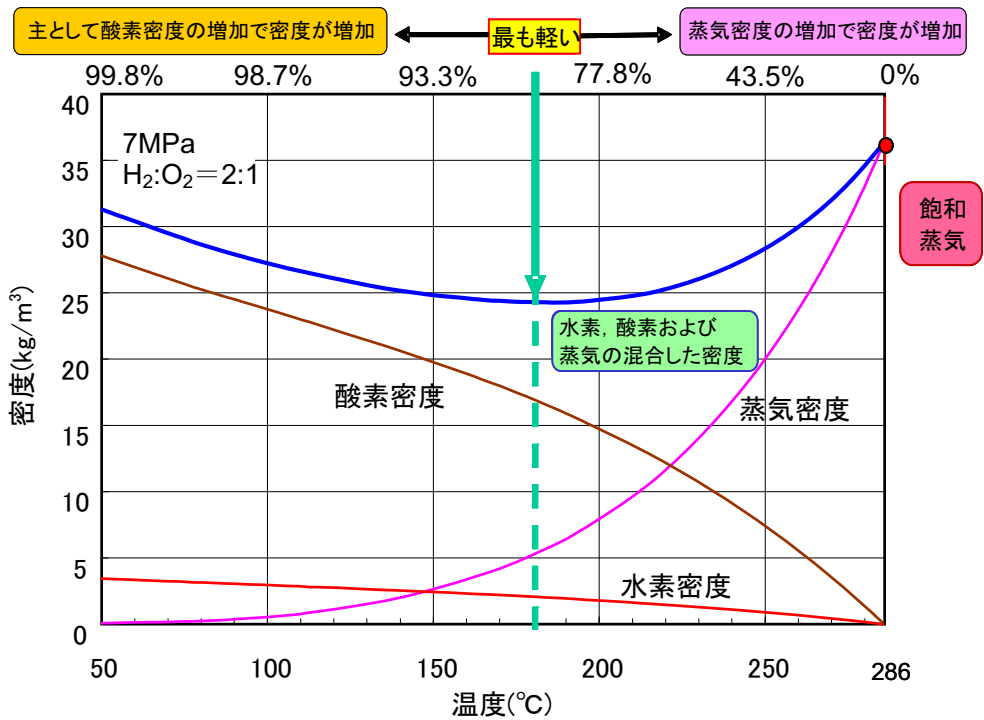
付録図 1.2-2 混合ガス蓄積試験結果 (枝管内温度分布)

### 付録1.3 混合ガス濃度と温度・密度の関係

付録図 1.3-1, 付録図 1.3-2 に示す蒸気圧力 (分圧) と蒸気温度 (飽和温度) の関係から枝管放熱により混合ガス濃度が上がると蒸気温度が低下する。混合ガスの密度は温度低下とともに次第に低下し、約 180°C で最も小さく、それ以下の温度で再び増加する。



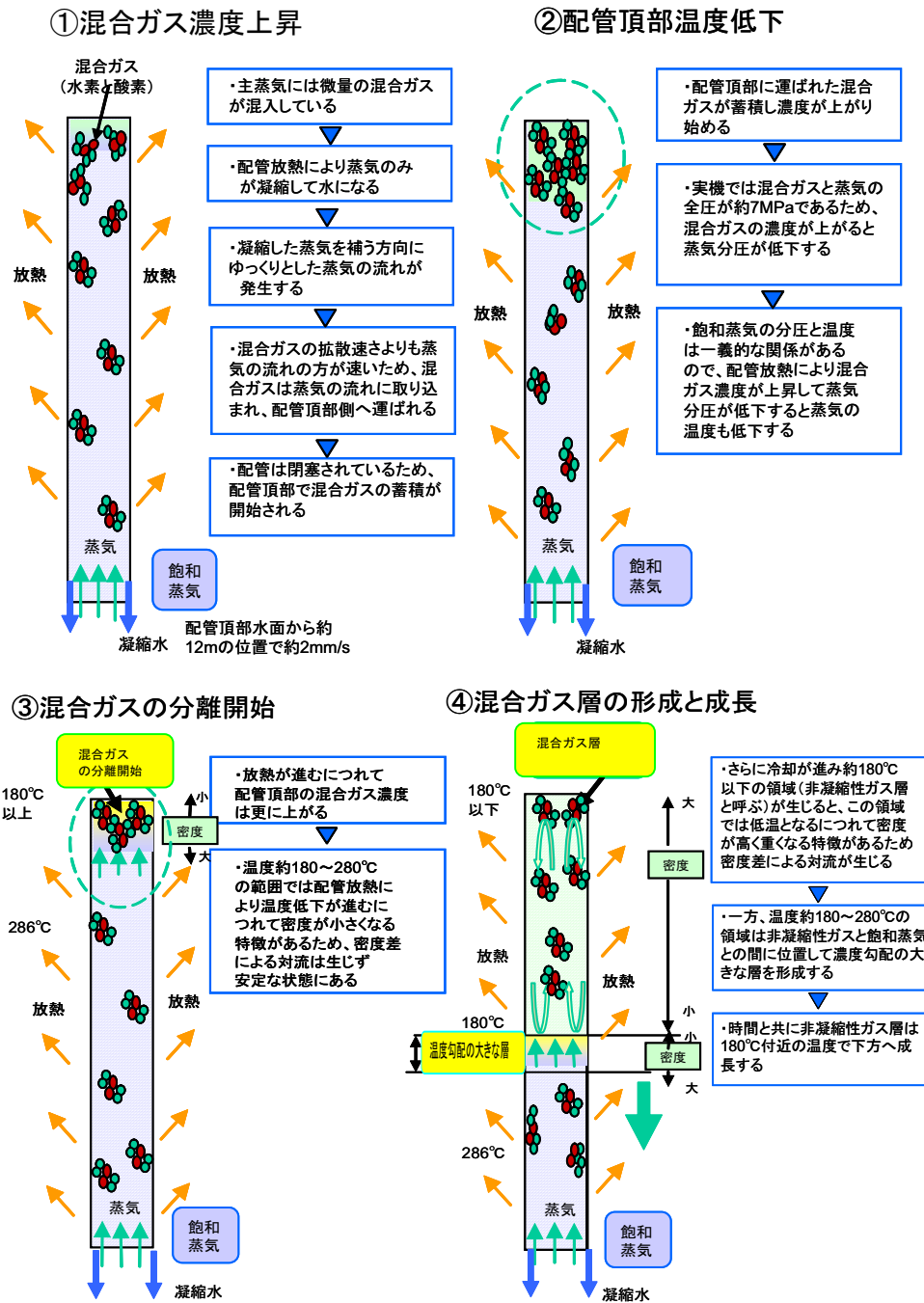
付録図 1.3-1 蒸気分圧と温度の関係から求まる混合ガス濃度 (圧力 7MPa)



付録図 1.3-2 温度と混合ガス密度の関係 (圧力 7MPa)

## 付録1.4 混合ガスの蓄積過程

付録図 1.4-1 に示すように、上向き枝管では放熱に伴い混合ガス濃度が上昇する。混合ガス濃度が上昇すると浮力により枝管頂部から主蒸気中の混合ガスが分離して次第に下方へ蓄積長さが伸びる。混合ガス濃度が混合ガス密度の極小点を過ぎると冷えた混合ガスが重くなって流下し、対流を生じて飽和蒸気との境界面に濃度勾配の大きな層が生じる。



付録図 1.4-1 混合ガスの蓄積と濃度勾配の大きな層 (界面) 形成

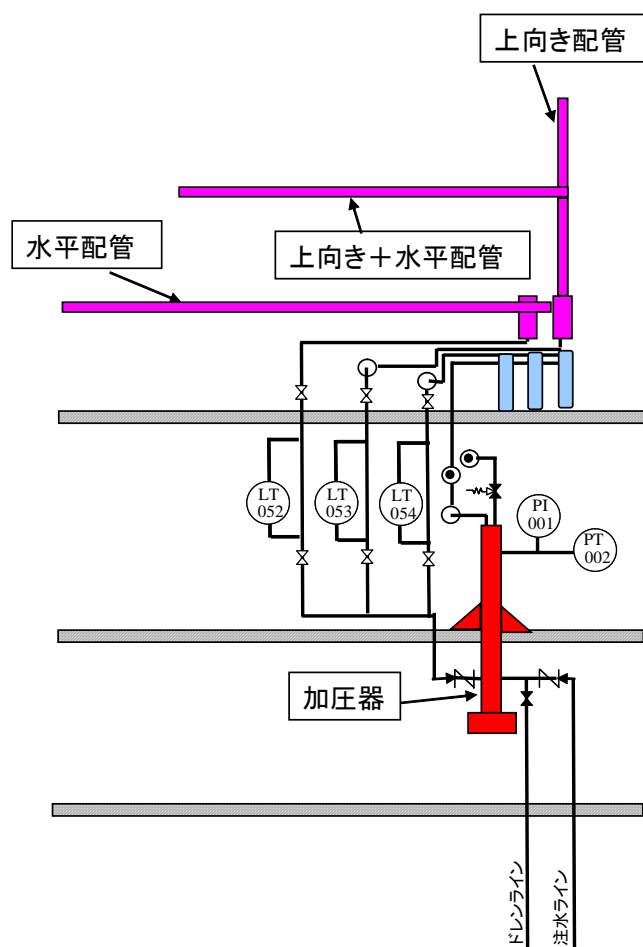
## 付録2 混合ガスの蓄積に関する知見

### 付録2.1 試験研究

混合ガス（水素と酸素のモル比2：1の混合気体）のうち、水素をヘリウムで代替し、これを蒸気に混入させて、枝管を模擬した供試体に供給し、供試体内の温度の時間変化を計測することで、ガス蓄積の状況を確認する試験を実施した。混入する混合ガスの濃度を実機の混合ガス濃度の100倍から1000倍の濃度として、その濃度の倍率を加速倍率とした加速試験とした。蒸気の圧力は実機運転圧力の7MPaを上限とし、タービン系の抽気圧力等に相当する3MPa以下の圧力でも試験を実施した。また、多数の熱電対の測定で得られた温度分布データから供試体内の混合ガスの濃度分布を評価した。

#### (1) 試験装置概要

試験装置は、供試体、ガス混入部、蒸気発生器、データ収録系の4つからなる。枝管供試体試験装置の概要図を付録図 2.1-1 に、枝管供試体部分の写真を付録図 2.1-2 に、ガス混入部の写真を付録図 2.1-3 にそれぞれ示す。



付録図 2.1-1 枝管供試体試験装置概略図



付録図 2.1-2 供試体写真



付録図 2.1-3 ガス混入部写真

(2) 試験パラメータ

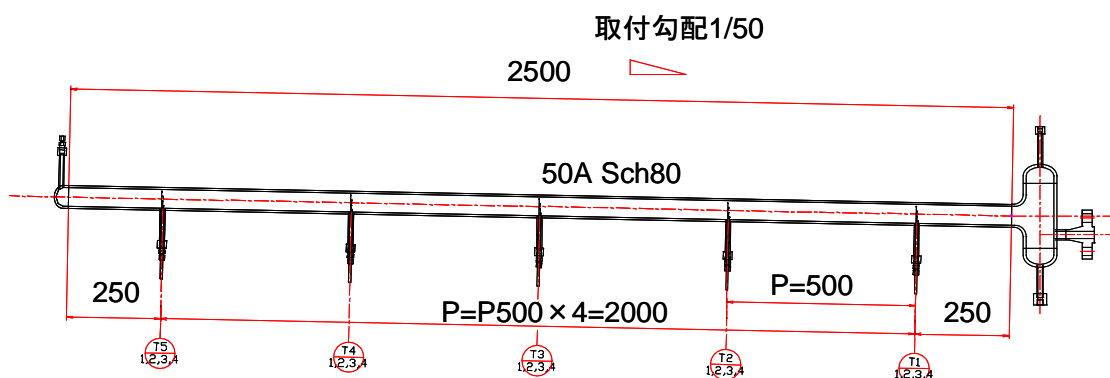
本試験における試験パラメータを付録表 2.1-1 に示す。

付録表 2.1-1 試験条件

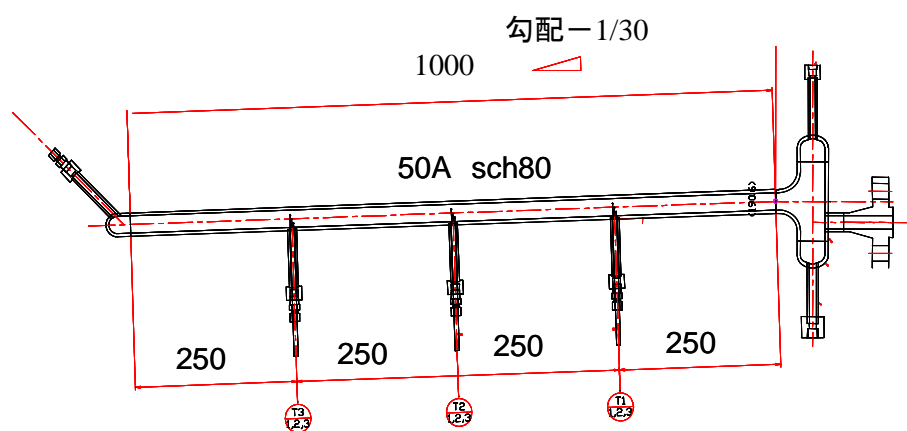
形状	圧力(MPa)	口径(A)	長さ(m)	保温材厚さ(mm)
水平	7	50	2.5	65
水平	0.4	50	2.5	30
水平(下り勾配)	7	25	1.0	0
上向き	7	50	2.0	65
組み合わせ	7	100	垂直1+水平2	65

(3) 供試体

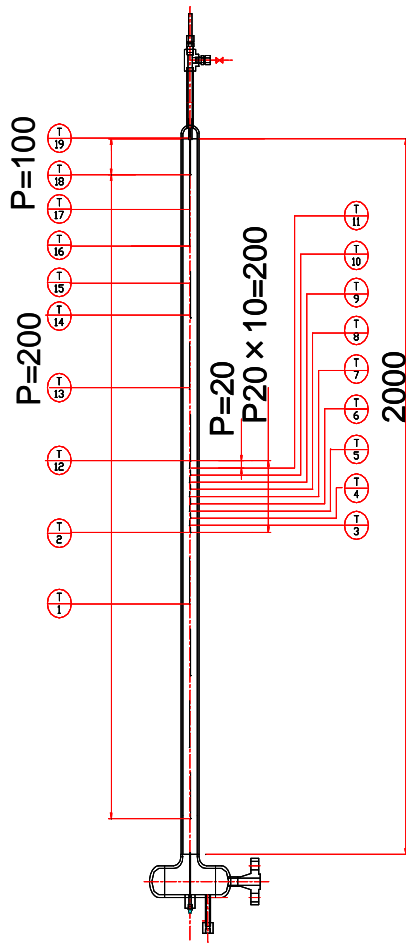
枝管供試体は、枝管を模擬した部分、主蒸気管を模擬した部分および混合部の上流側に設けた混合ガス混入部からなる。上り勾配の水平枝管供試体の図を付録図 2.1-4 に、下り勾配の水平枝管供試体を付録図 2.1-5 に、上向き枝管供試体の図を付録図 2.1-6 に、および組み合わせ枝管供試体の図を付録図 2.1-7 にそれぞれ示す。各枝管供試体について熱電対により内部のガス温度を計測した。



付録図 2.1-4 上り勾配水平枝管供試体

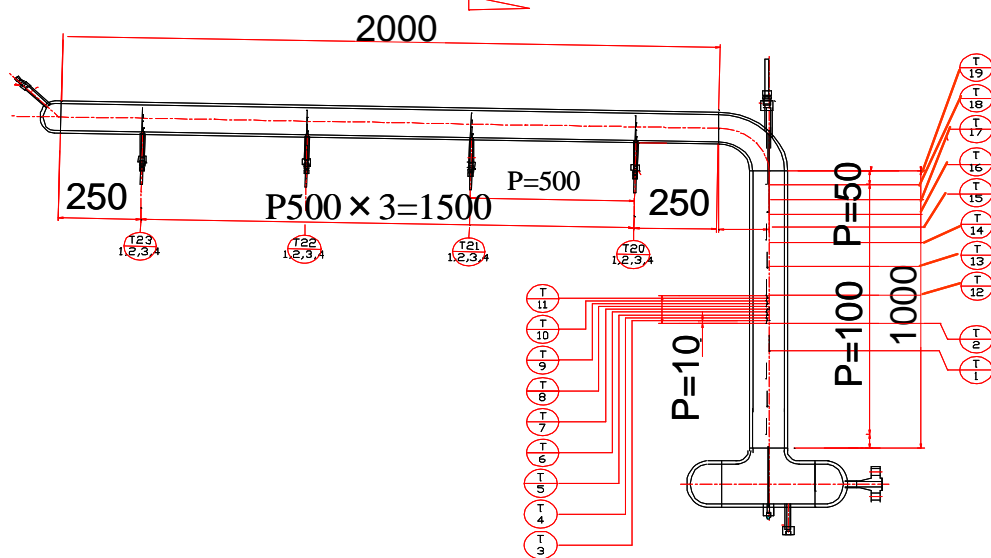


付録図 2.1-5 下り勾配水平枝管供試体



付録図 2.1-6 上向き枝管供試体

勾配1/50



付録図 2.1-7 組み合わせ枝管供試体

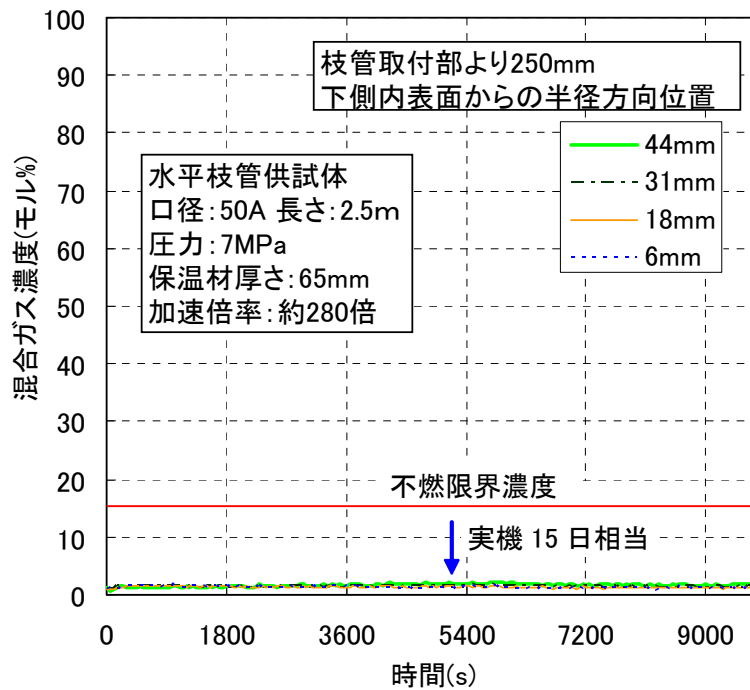
#### (4) 試験結果

##### a. 水平枝管

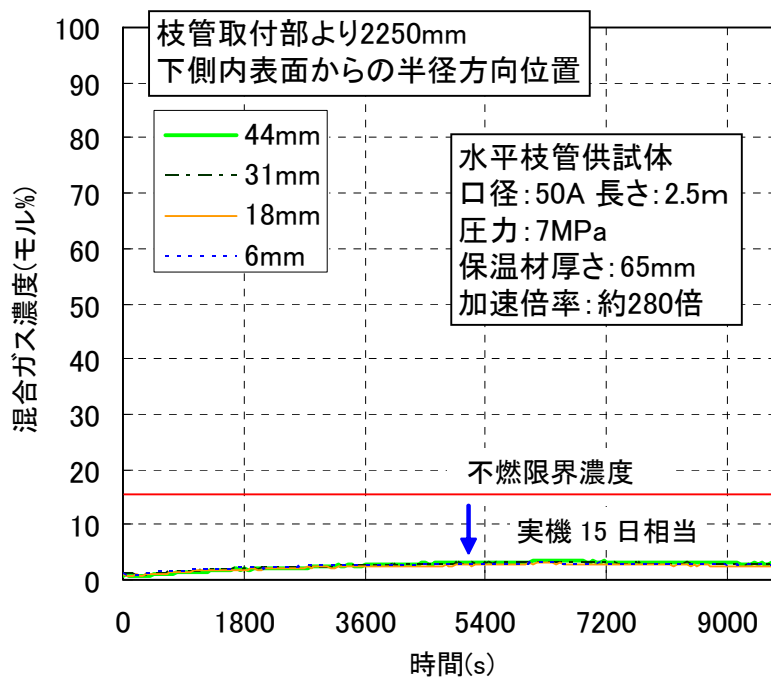
上り勾配で口径 50A, 長さ 2.5m, 圧力 7MPa の条件において, 付録図 2.1-4 に示す T1, T5 それぞれの箇所について径方向 4 箇所の計 8 箇所の温度の時系列変化から算出した混合ガスのモル濃度の時系列変化を付録図 2.1-8 および付録図 2.1-9 に示す。枝管取付部および枝管先端部ともに, 不燃限界濃度を超える混合ガスの蓄積は確認できなかった。このような混合ガスの蓄積が見られないケースにおいては, 混入した混合ガスが枝管模擬部に排出され, 主蒸気管模擬部の上部へ移行する。この主蒸気管模擬部に移行した混合ガスを系統外に排出するため, 主蒸気管模擬部へ混合ガスの移行が観測された時点から主蒸気管模擬部の上部に設けたベントラインより微少ベントを行った。

上り勾配で口径 50A, 長さ 2.5m, 圧力 0.4MPa の条件において, 上記のケースと同様に, 付録図 2.1-4 に示す T1, T5 それぞれの箇所について径方向 4 箇所の計 8 箇所の温度の時系列変化から混合ガスのモル濃度を算出した結果を付録図 2.1-10 および付録図 2.1-11 に示す。枝管取付部では不燃限界濃度を超える混合ガスの蓄積は見られないが, 枝管先端部では混合ガスの不燃限界濃度を超える蓄積が確認できた。

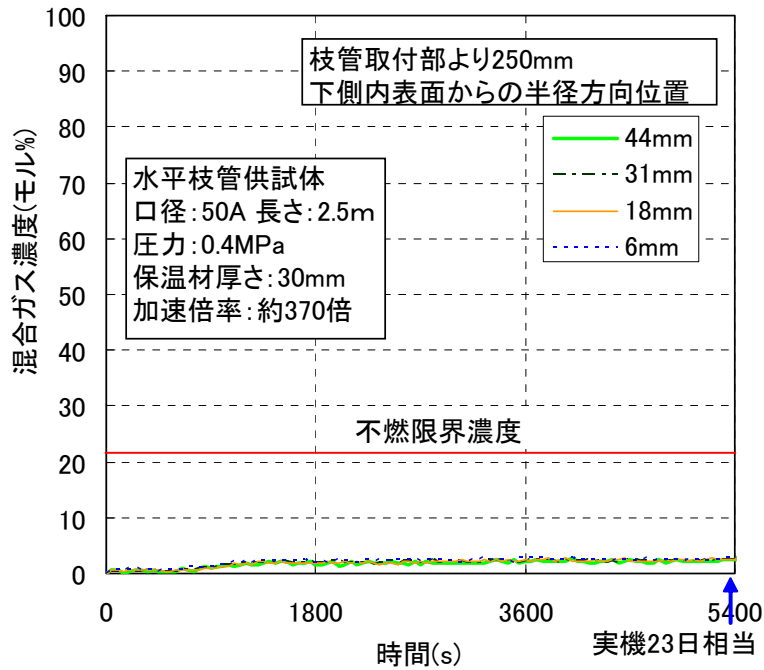
下り勾配で口径 25A, 長さ 1.0m, 圧力 7MPa の条件において, 付録図 2.1-5 に示す T1, T3 それぞれの箇所について径方向 3 箇所の計 6 箇所の温度の時系列変化を付録図 2.1-12 および付録図 2.1-13 に示す。試験開始時の温度が 7MPa における水の飽和温度 285.8℃より低い測定点は, 下り勾配の供試体内に凝縮水が溜まり, 水没していることを示している。定常状態に達した時点での各測定点における混合ガス温度は, 試験開始時に比べて約 5℃の低下であり, 不燃限界濃度を超える混合ガスの蓄積は確認できなかった。



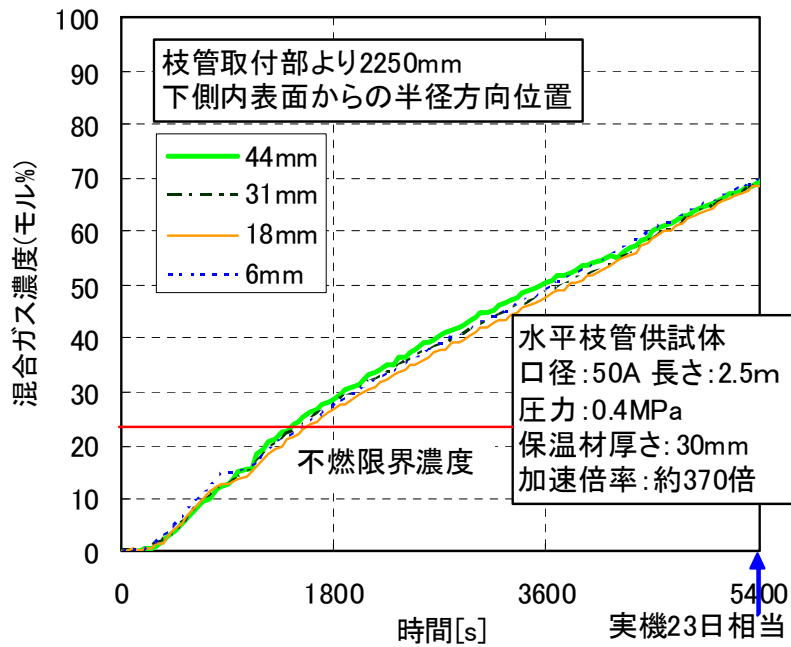
付録図 2.1-8 口径:50A, 長さ:2.5m, 圧力:7MPaにおける枝管内混合ガス濃度分布の時間変化(枝管取付部より 250mm)



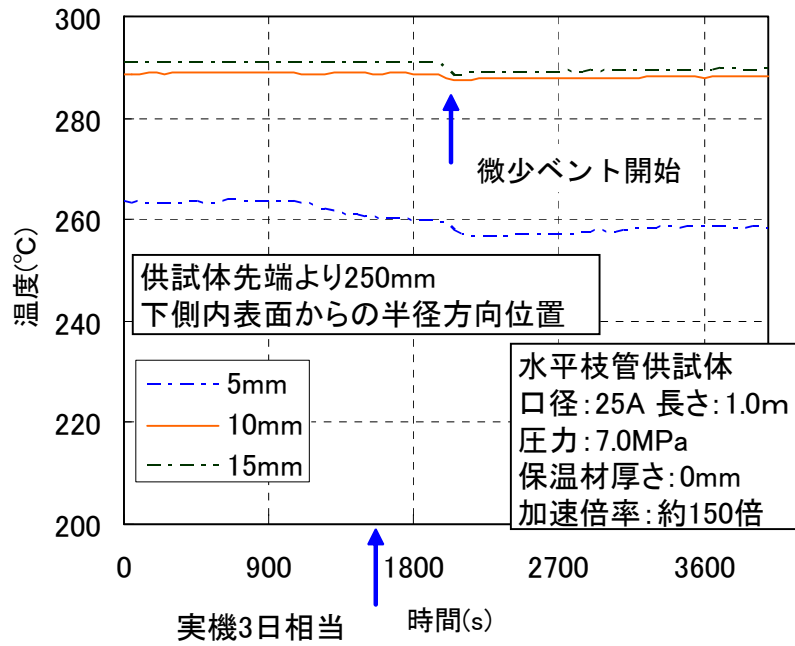
付録図 2.1-9 口径:50A, 長さ:2.5m, 圧力:7MPaにおける枝管内混合ガス濃度分布の時間変化(枝管取付部より 2250mm)



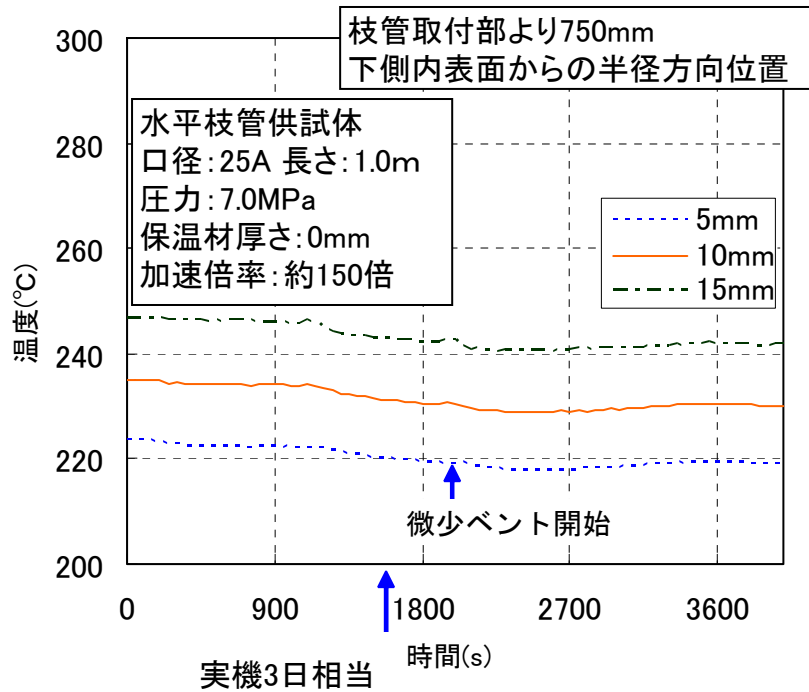
付録図 2.1-10 口径:50A, 長さ:2.5m, 圧力:0.4MPaにおける枝管内混合ガス濃度分布の時間変化(枝管取付部より 250mm)



付録図 2.1-11 口径:50A, 長さ:2.5m, 圧力:0.4MPaにおける枝管内混合ガス濃度分布の時間変化(枝管取付部より 2250mm)



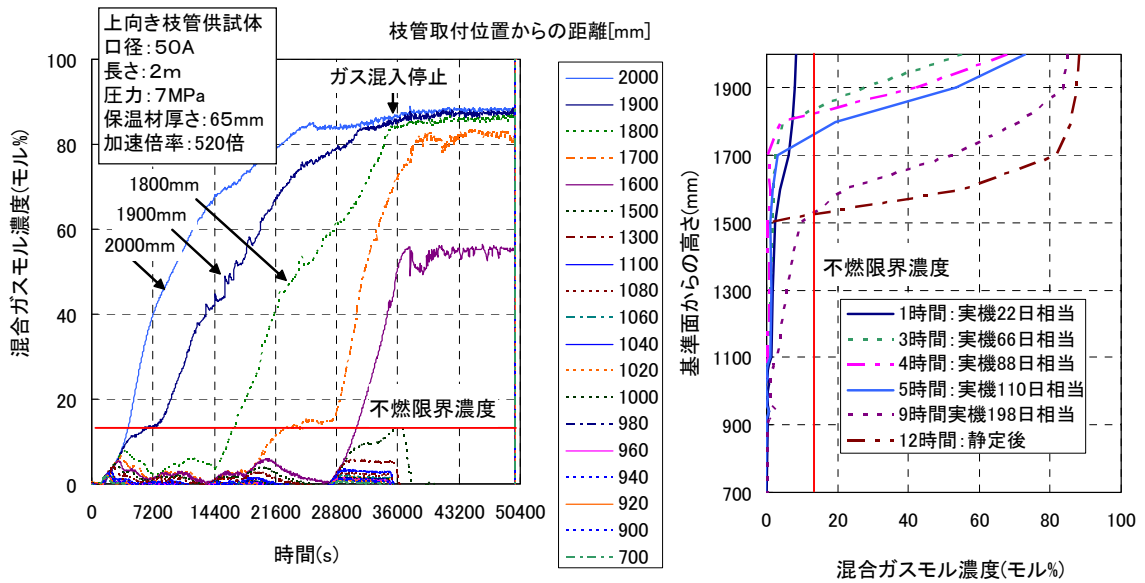
付録図 2.1-12 口径:25A, 長さ:1.0m, 圧力:7MPa における下り勾配水平枝管内混合ガス温度の時間変化(枝管取付部より 250mm)



付録図 2.1-13 口径:25A, 長さ:1.0m, 圧力:7MPa における下り勾配水平枝管内混合ガス温度の時間変化(枝管取付部より 750mm)

b. 上向き枝管

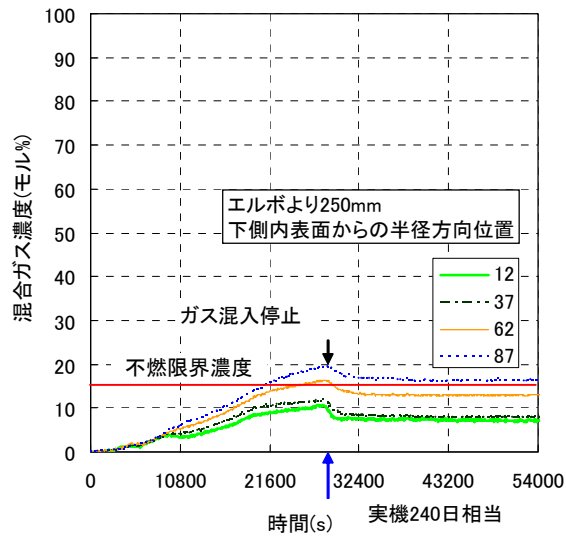
口径 50A, 長さ 2m の供試体を用いた圧力 7MPa の条件における試験結果から得られた温度分布の時間変化から算出した濃度分布の時間変化を付録図 2.1-14 に示す。ガス混入開始から約 198 日間運転相当後には、枝管先端における混合ガス濃度が 80%に達した。この後、混合ガスの混入を停止し、枝管内の温度の定常状態に達するまで測定を実施した。



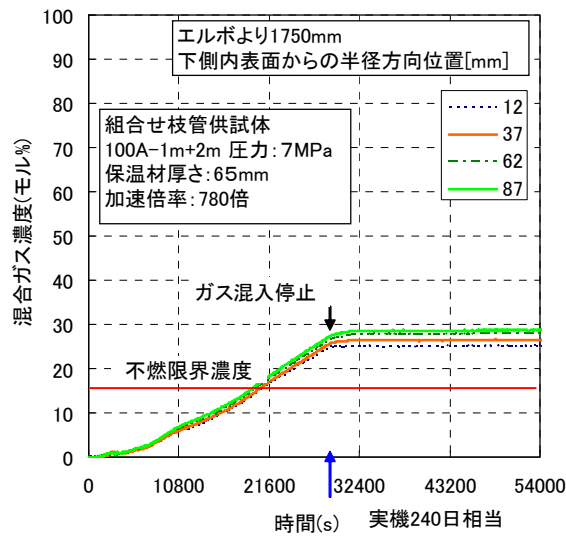
付録図 2.1-14 口径: 50A, 長さ: 2m, 圧力: 7MPa における上向き枝管内濃度分布の時間変化

c. 組み合わせ枝管

口径 100A, 垂直部 1m, 水平部 2m の付録図 2.1-7 の T20, T23 の温度の時間変化から算出した混合ガスのモル濃度の時間変化を付録図 2.1-15 および付録図 2.1-16 に示す。ガス混入開始後, 時間の経過に伴って, 混合ガス濃度の上昇が見られた。このケースにおいて, 混合ガスの濃度が不燃限界濃度を超えたのは実機運転時間に換算すると, 約 200 日後であった。



付録図 2.1-15 口径:100A, 長さ:1m+2m, 圧力:7MPa における水平枝管部の濃度分布の時間変化(エルボより 250mm)



付録図 2.1-16 口径:100A, 長さ:1m+2m, 圧力:7MPa における水平枝管部の濃度分布の時間変化(エルボより 1750mm)

## 付録2. 2 混合ガス蓄積解析手法

### (1) 基礎方程式

蒸気中の水素－酸素からなる混合ガス（以下，混合ガス）の枝管への蓄積過程は，水蒸気，水素，および酸素の3成分の気体が混合し，さらに相変化が伴うなど複雑な現象である。そこで，3成分からなる気体（以下，3成分混合気体）を一流体として扱い，また局所熱平衡を仮定することにより解析を行った。局所熱平衡を仮定することにより混合ガスの濃度に対応した水蒸気分圧に従って3成分混合気体の温度が決まることから，蓄積解析には付録図 1. 3-1 および付録図 1. 3-2 に示す混合ガス濃度に対する密度，温度との関係を蒸気表と共に組み込むことにより解析ができる。解くべき方程式は密度を一定としない圧縮性流体の質量保存式，Navier-Stokes 方程式，混合ガス濃度の輸送拡散方程式となる。

#### a. 質量保存式

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0 \quad \text{付録式(2. 2-1)}$$

#### b. Navier-Stokes 方程式

$$\frac{\partial (\rho \mathbf{u})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \mathbf{u}) = -\nabla P + \nabla \cdot (\mu \nabla \mathbf{u}) + \rho \mathbf{g} \quad \text{付録式(2. 2-2)}$$

#### c. 混合ガス濃度の拡散方程式

$$\frac{\partial (\rho C)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} C) = \nabla \cdot (a \nabla (\rho C)) \quad \text{付録式(2. 2-3)}$$

また，上記の式を解くにあたり，配管表面からの放熱による蒸気の凝縮を考慮するため，凝縮が生ずる壁面境界については凝縮量に相当する蒸気が境界より取り去られるものとした。

$$\dot{m} = q / h_{fg} \quad \text{付録式(2. 2-4)}$$

ここで，

$\rho$  : 3成分混合気体の密度 (kg/m<sup>3</sup>)

$\mathbf{u}$  : 3成分混合気体の速度ベクトル (m/s)

$\mu$  : 3成分混合気体の粘性係数 (Pa·s)

$P$  : 3成分混合気体の圧力 (Pa)

$C$  : 3成分混合気体中の混合ガスの質量割合 (-)

$a$  : 混合ガスの拡散係数 (m<sup>2</sup>/s)

$\mathbf{g}$  : 重力

$\dot{m}$  : 壁面境界における蒸気凝縮量 (kg/m<sup>2</sup>/s)

$q$  : 壁面境界における外界へのヒートロスに相当する放散熱流束 (W/m<sup>2</sup>)

$h_{fg}$  : 凝縮潜熱 (J/kg)

混合ガスの蒸気に対する拡散係数については、水素と酸素のそれぞれの拡散係数をモル比の重み付け平均により推算し、3成分混合気体の粘性係数については Wilke の式<sup>引用文献[6]</sup>を用いて推算した。

## (2) 試験模擬解析

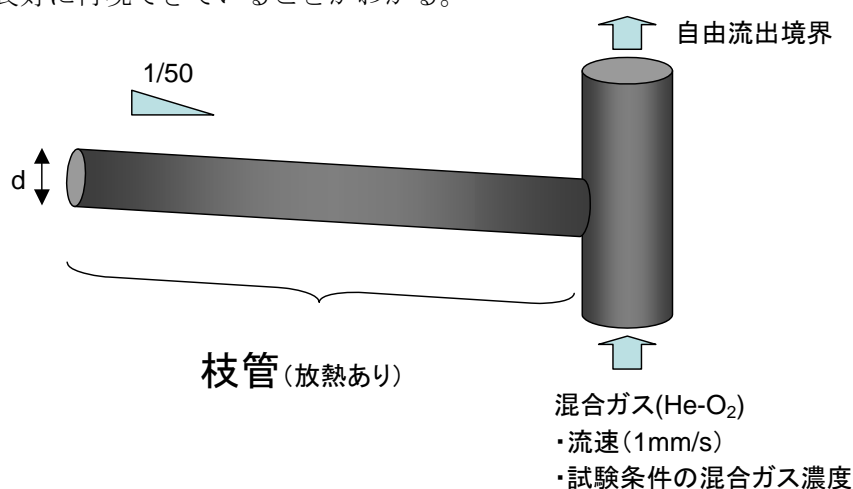
実機における混合ガスは水素-酸素からなるが、混合ガス蓄積試験においては水素の代わりにヘリウムを用いたので、混合ガスはヘリウムと酸素からなるものとして解析を行った。

### a. 水平枝管解析

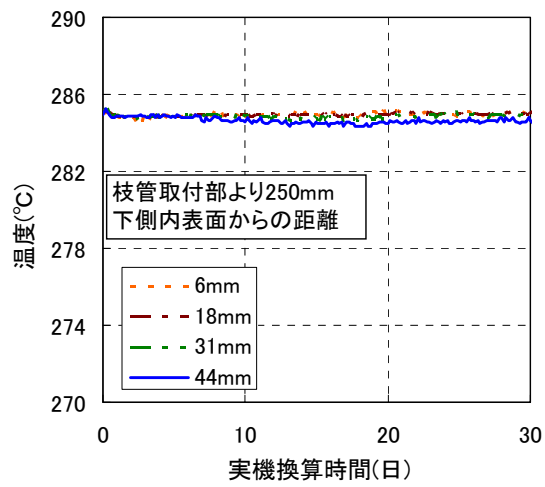
水平枝管試験模擬解析として、試験において高濃度の蓄積を生じなかった口径 50A、枝管長さ 2.5m、圧力 7MPa の条件、および、同じ枝管形状で高濃度の蓄積が生じた圧力が 0.4MPa の条件の 2 ケースについて解析を実施した。

解析体系は、主蒸気配管模擬部を含む試験供試体全体を対象としている。付録図 2.2-1 に水平枝管の解析体系の概要を示す。解析においては、主蒸気管模擬部までの壁面を断熱壁とし、枝管部の壁面を放熱壁とした。主蒸気管模擬部下面の入口境界には微小な流入速度(1mm/s)を設定した。また、試験における微少ベントを再現するため、主蒸気管模擬部上面に圧力境界条件として、解析条件の圧力を与え、供試体から溢れ出した混合ガスを解析体系より排出することとした。入口境界における混合ガス濃度については、試験結果から得られた混合ガス濃度と正確に合わせた。枝管内の初期混合ガス濃度は入口境界における混合ガス濃度と同一とし、初期の 3 成分(主蒸気、ヘリウムおよび酸素)は静止しているとして解析を開始した。その他、入力としては、保温材厚さ、熱伝導率については、メーカーによる検査保温材の検査成績書記載の熱伝導率データを用いて入力条件とした。

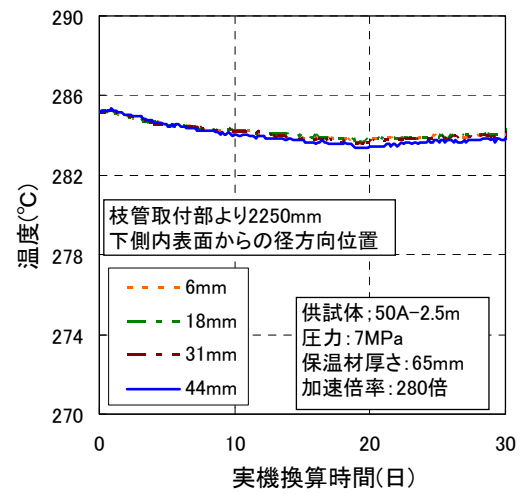
水平枝管試験模擬解析結果を試験結果と比較して付録図 2.2-2 から付録図 2.2-7 に示す。これらの比較から、混合ガスの不燃限界濃度を超える蓄積が生じない 7MPa の条件と、混合ガスの不燃限界濃度を超える蓄積が生じる 0.4MPa の条件のいずれの場合も解析によって試験結果を良好に再現できていることがわかる。



付録図 2.2-1 解析体系概要(水平枝管)

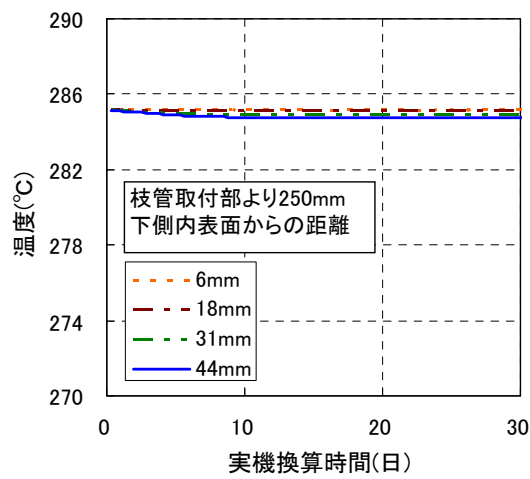


(a) 枝管取付部より 250mm

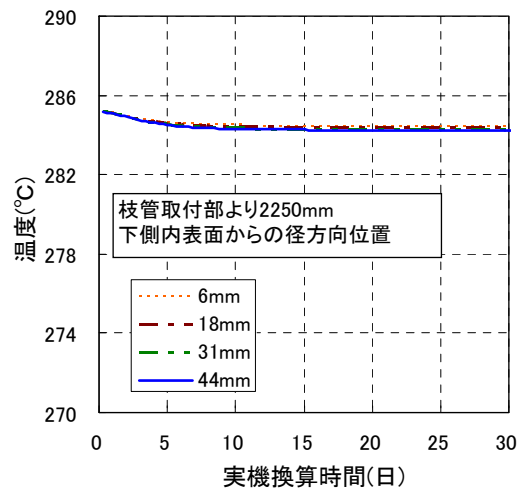


(b) 枝管取付部より 2250mm

付録図 2.2-2 試験から得られた枝管内温度分布の時間変化(7MPa)

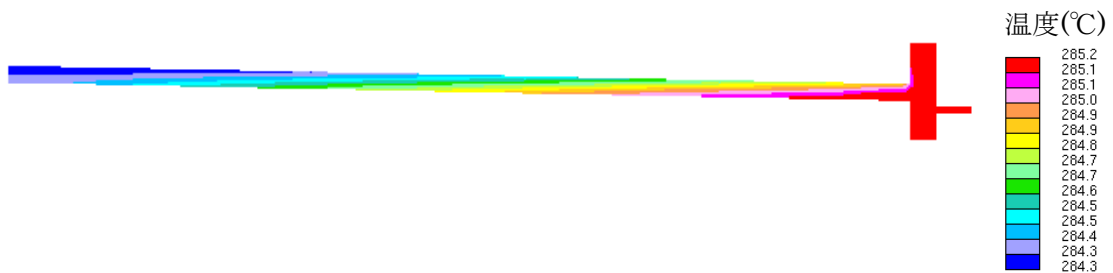


(a) 枝管取付部より 250mm

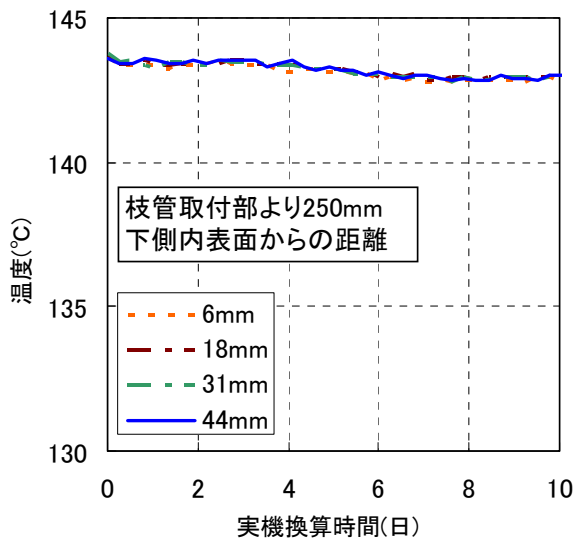


(b) 枝管取付部より 2250mm

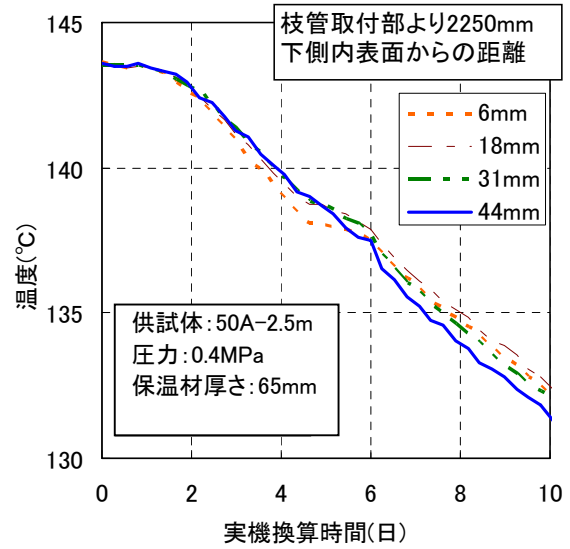
付録図 2.2-3 解析から得られた枝管内温度分布の時間変化(7MPa)



付録図 2.2-4 解析から得られた定常後の温度分布

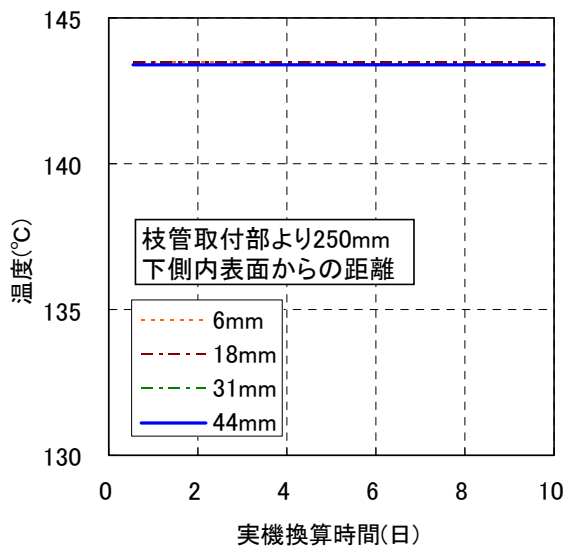


(a) 枝管取付部より 250mm

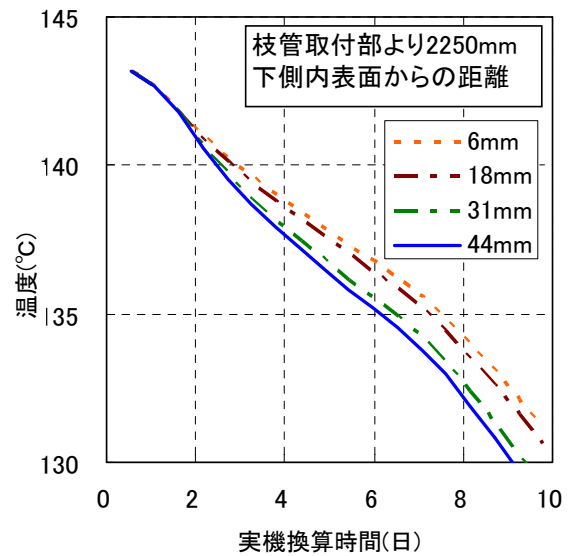


(b) 枝管取付部より 2250mm

付録図 2.2-5 試験から得られた枝管内温度分布の時間変化(0.4MPa)

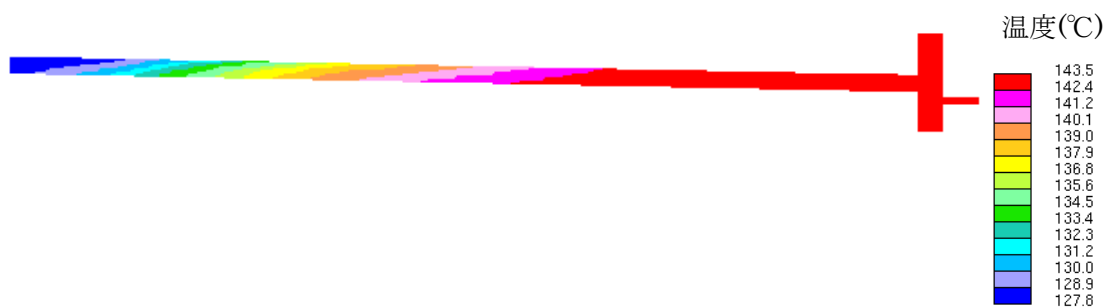


(a) 枝管取付部より 250mm



(b) 枝管取付部より 2250mm

付録図 2.2-6 解析から得られた枝管内温度分布の時間変化(0.4MPa)



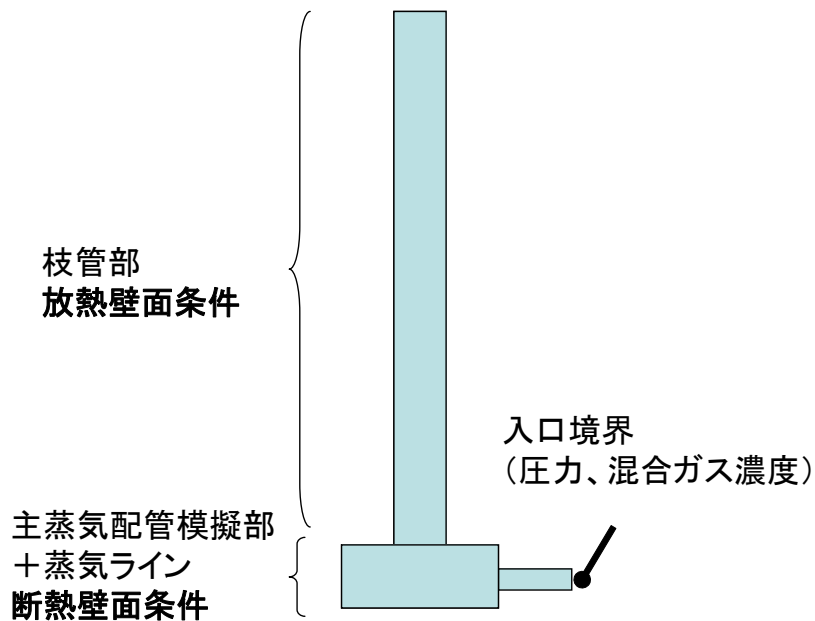
付録図 2.2-7 解析から得られた実機 10 日運転相当後の温度分布

b. 上向き枝管解析

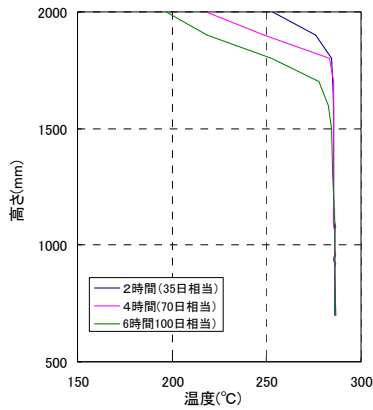
上向き枝管試験模擬解析として、口径 50A、枝管長さ 2.0m、圧力 7MPa の条件において解析を実施した。

解析体系は、水平枝管に対する解析と同様に、主蒸気配管模擬部を含む試験供試体全体を対象としている。付録図 2.2-8 に上向き枝管の解析体系の概要を示す。主蒸気管模擬部に取付けた蒸気ラインに圧力境界を設け、主蒸気管模擬部および蒸気ラインは断熱壁面条件、枝管部を放熱壁面条件とした。その他の入力条件、境界条件および初期条件は水平枝管に対する解析と同様である。

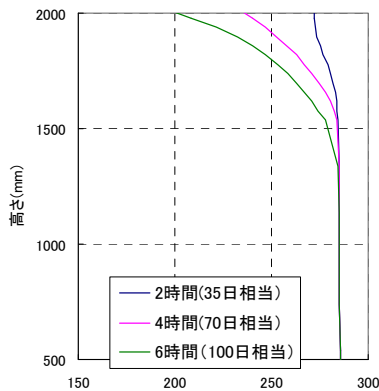
上向き枝管試験模擬解析結果を試験結果と比較して付録図 2.2-9 から付録図 2.2-11 に示す。これらの比較から、枝管頂部より進行する混合ガス蓄積の様子をほぼ再現できていることがわかる。



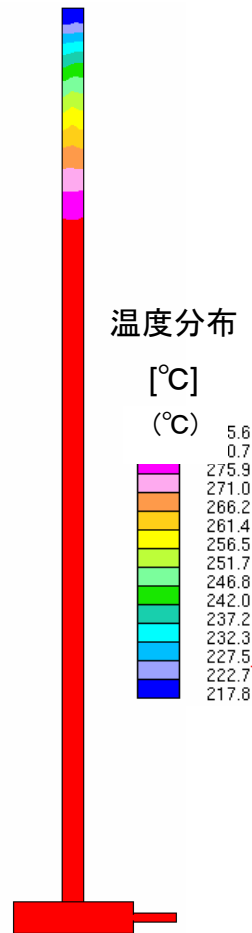
付録図 2.2-8 解析体系概要(上向き枝管)



付録図 2.2-9 試験から得られた枝管内  
温度分布の時間変化



付録図 2.2-10 解析から得られた枝管内  
温度分布の時間変化



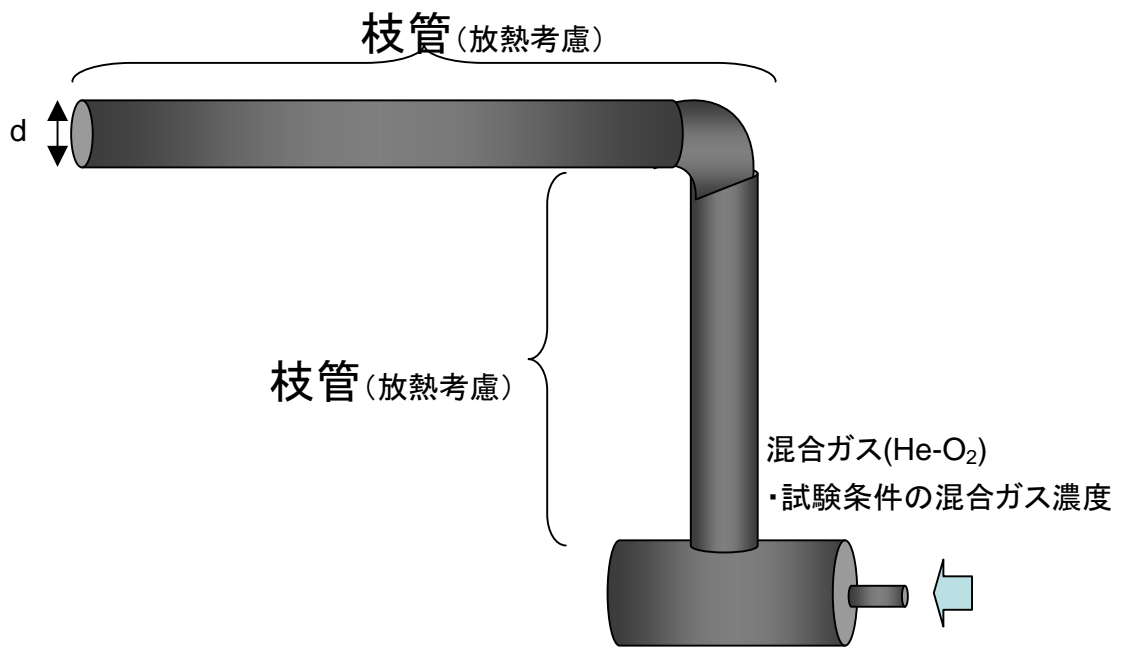
付録図 2.2-11 実機 40 日運転相当における  
温度分布

c. 組み合わせ枝管解析

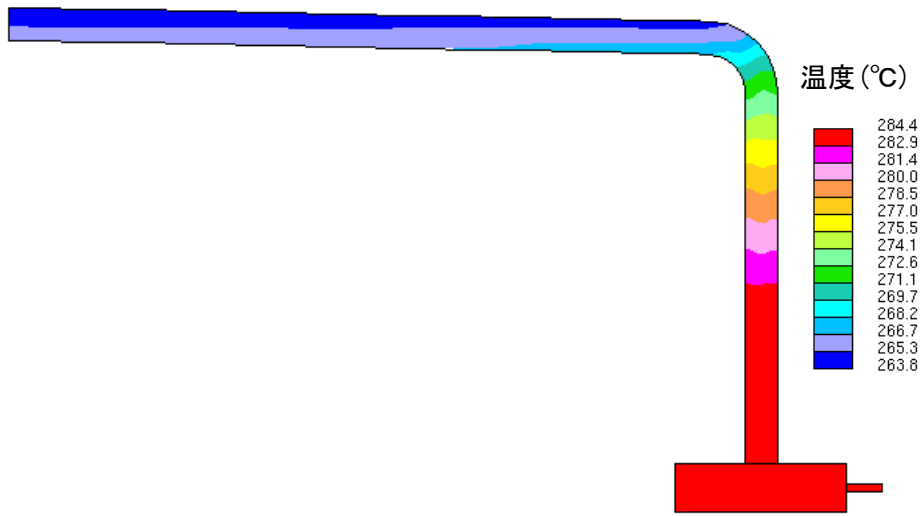
組み合わせ枝管試験模擬解析として、口径 100A、枝管長さ上向き部 1m、水平部 2m、圧力 7MPa の条件における解析を実施した。

解析体系は、水平枝管および上向き枝管に対する解析と同様に、主蒸気配管模擬部を含む試験供試体全体を対象としている。付録図 2.2-12 に組み合わせ枝管の解析体系の概要を示す。主蒸気管模擬部については、水平+上向き枝管については水平枝管と同様に、入口境界と圧力境界を設定し、上向き+水平枝管については、入口境界として圧力条件のみを設定した。その他の入力条件、境界条件および初期条件は水平枝管および上向き枝管に対する解析と同様である。

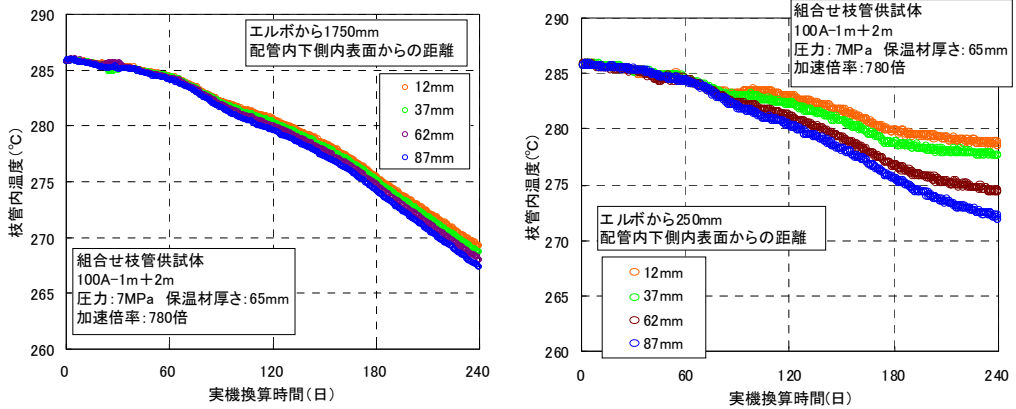
付録図 2.2-13 から付録図 2.2-15 に解析結果を試験結果と比較して示す。この結果から上向き+水平枝管における長期間にわたる蓄積現象が良く再現できており、蓄積に要する時間も試験と定量的によく一致していることがわかる。



付録図 2.2-12 解析体系概要(組み合わせ枝管)



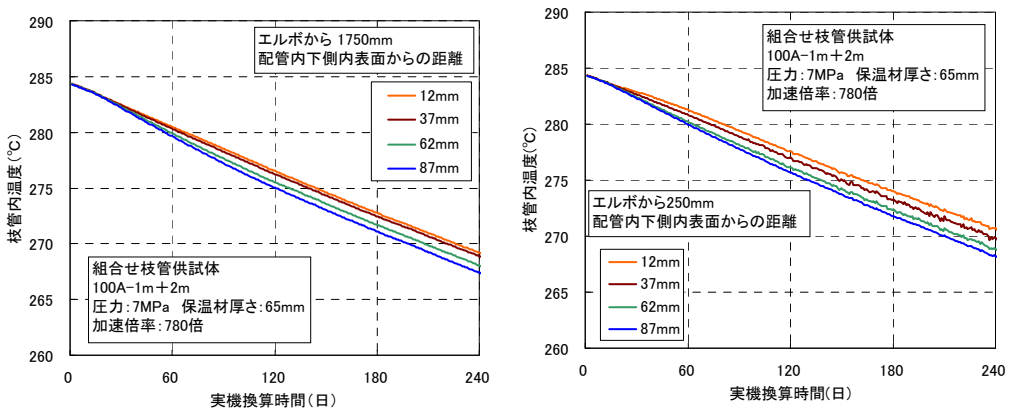
付録図 2.2-13 実機 240 日運転相当時間における温度分布



(a) エルボより 1750mm

(b) エルボより 250mm

付録図 2.2-14 試験から得られた水平枝管部内温度分布の時間変化



(a) エルボより 1750mm

(b) エルボより 250mm

付録図 2.2-15 解析から得られた水平枝管部内温度分布の時間変化

### (3) まとめ

非凝縮性ガス蓄積試験再現解析と試験結果の比較から，本解析手法により，蒸気中における混合ガスの蓄積挙動を良好に再現できることがわかった。このことから，本解析手法が実機の枝管における混合ガスの蓄積事象の評価に十分な能力を有していることが示された。

## 付録2.3 水平枝管不燃限界長さ評価

### (1) 目的

水平枝管は、水素、酸素からなる混合ガスが蓄積しにくいことが、試験によりわかった。そこで、先端が不燃限界濃度以下となる不燃限界長さを解析で求めた。

### (2) 評価方法

解析方法は付録 2.2 混合ガス蓄積解析手法を用いた。不燃限界長さ評価モデル概要を付録図 2.3-1 に示す。流れのない主蒸気配管から枝管が水平に取り出されている水平枝管（上り勾配）をモデル化したもので、枝管の勾配は 1/50 とし、母管入口の境界条件を水素、酸素からなる混合ガス濃度を主蒸気の濃度条件である 18ppm とし微小の流速で流入させた。付録表 2.3-1 に示す、枝管口径、枝管長さ、および圧力をパラメータとしたマトリクスを用意して実施した。初期に水平枝管（上り勾配）全体に混合ガス（水素・酸素）および主蒸気を均一に混入させた状態から開始して、混合ガス濃度が不燃限界濃度を下回る濃度へ漸近すれば蓄積しないと判定し、不燃限界濃度を越える状態で安定すれば蓄積すると判定した。

### (3) 評価条件

本評価にあたっては、以下の考えから、配管勾配を 1/50、配管肉厚をスケジュール 80、保温材表面からの放散熱流束を  $209 \text{ W/m}^2$  として算出した保温材厚さを用いて実施した。

- a. 実機配管では多くが 1/100 以上の勾配で施工している
- b. 低圧配管ではスケジュール 80 未満の肉厚が使用されているが、肉厚が薄くなると内径が大きくなり不燃限界長さも長くなる傾向がある。
- c. 放散熱流束  $209 \text{ W/m}^2$  として算出した保温厚さは最小必要保温厚さであり、実プラントではこれ以上の厚さの保温材（製作可能な厚さ）を使用している。

### (4) 評価結果

各圧力条件における不燃限界濃度との関係を解析評価して、枝管先端の混合ガス濃度が不燃限界濃度より大きくなる場合と、不燃限界濃度以下の場合を整理した結果を付録表 2.3-1 に、また、この解析結果から呼び厚さ Sch80 として不燃限界長さ ( $l$ ) を算出した結果を付録表 2.3-2 に示す。付録表 2.3-2 のとおり、不燃限界長さ ( $l$ ) は、圧力が高くなるほど、また、口径が大きくなるほど長くなる。

これは、蒸気の比体積が圧力に反比例して小さくなるので、圧力が高くなると、凝縮した蒸気を補うために枝管へ流入する蒸気の流速が小さくなり、混合ガスが枝管内から排出される効果が大きくなるためと考えられる。また、圧力が高くなると、枝管内の混合ガスの濃度差に基づく密度差によって生じる浮力による対流が大きくなる。このような密度差

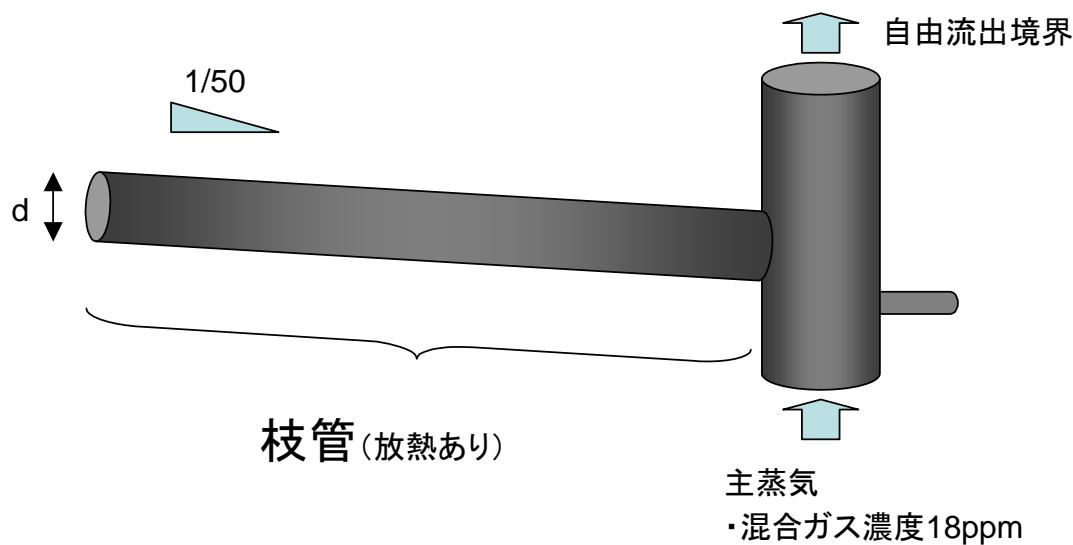
が駆動力として生じる浮力と粘性力の比を表す無次元数として、次式で定義されるグラスホフ数がある。

$$G_r = \frac{l^3 g}{\nu^2} \left( \frac{\rho_\infty}{\rho_w} - 1 \right)$$

ここで、 $l$ は代表長さ、 $g$ は重力加速度、 $\nu$ は動粘性係数、 $\rho_\infty$ は境界層外における密度、 $\rho_w$ は境界における密度である。

圧力が変化すると、密度および動粘性係数が変化するため、グラスホフ数に変化し、混合ガスを枝管より排出する対流の影響の度合いが変化する。グラスホフ数は動粘性係数 $\nu$ の2乗の逆数に比例する。動粘性係数は圧力が高くなると小さくなるため、グラスホフ数は大きくなり、対流の影響が強くなると考えられる。したがって、圧力が高くなると混合ガスを枝管より排出する効果が大きくなるものと考えられる。

また、枝管内の蒸気凝縮量は、枝管の放熱面積に依存するため口径に依存するが、枝管に流入する蒸気流速は、口径の2乗に反比例する。このため、口径が大きくなると枝管への蒸気流入速度が小さくなり、混合ガスを排出する効果が大きくなると考えられる。



付録図 2.3-1 水平枝管不燃限界長さ評価モデル

付録表 2.3-1 蓄積解析結果

圧力 不燃限界濃度	口径	枝管長さ( $l'$ ) / 枝管内径( $d$ )													
		5	10	15	20	30	40	50	60	70	80	90	100	120	150
0.4MPa 21.8mol%	20A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	25A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	40A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	50A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	100A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	350A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	650A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
1.3MPa 21.6mol%	20A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	25A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	40A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	50A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	100A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	350A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	650A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
3MPa 20.1mol%	20A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	25A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	40A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	50A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	100A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	350A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	650A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
7MPa 16.6mol%	20A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	25A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	40A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	50A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	100A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	350A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	650A	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■

■ : 不燃限界濃度以下  
 ■ : 不燃限界濃度を越える

付録表 2.3-2 不燃限界長さ

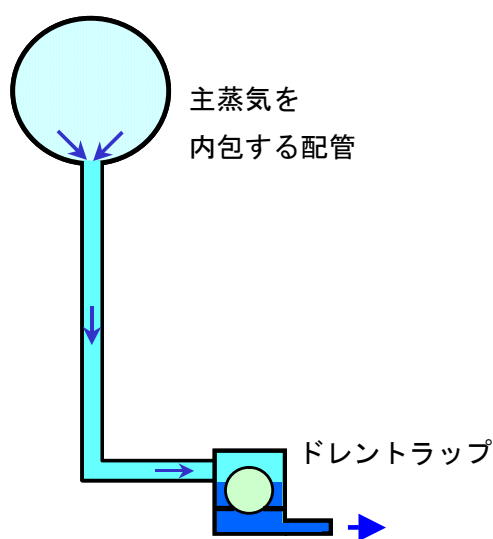
圧力 (MPa)	口径	不燃限界長さ $l'$ (mm)	$l' / d$	圧力 (MPa)	口径	不燃限界長さ $l'$ (mm)	$l' / d$
0.4	20A	1.94E+02	10	3	20A	7.76E+02	40
	25A	2.50E+02	10		25A	1.50E+03	60
	40A	7.68E+02	20		40A	3.07E+03	80
	50A	1.49E+03	30		50A	4.46E+03	90
	100A	4.86E+03	50		100A	9.71E+03	100
	350A	2.54E+04	80		350A	3.18E+04	100
	650A	4.15E+04	70		650A	5.92E+04	100
1.3	20A	3.88E+02	20	7	20A	1.54E+03	70
	25A	7.50E+02	30		25A	2.25E+03	90
	40A	1.92E+03	50		40A	3.84E+03	100
	50A	2.97E+03	60		50A	5.94E+03	120
	100A	8.74E+03	90		100A	1.17E+04	120
	350A	2.86E+04	90		350A	3.18E+04	100
	650A	4.74E+04	80		650A	5.92E+04	100

## 付録2.4 ドレントラップのある下向き枝管に関する知見

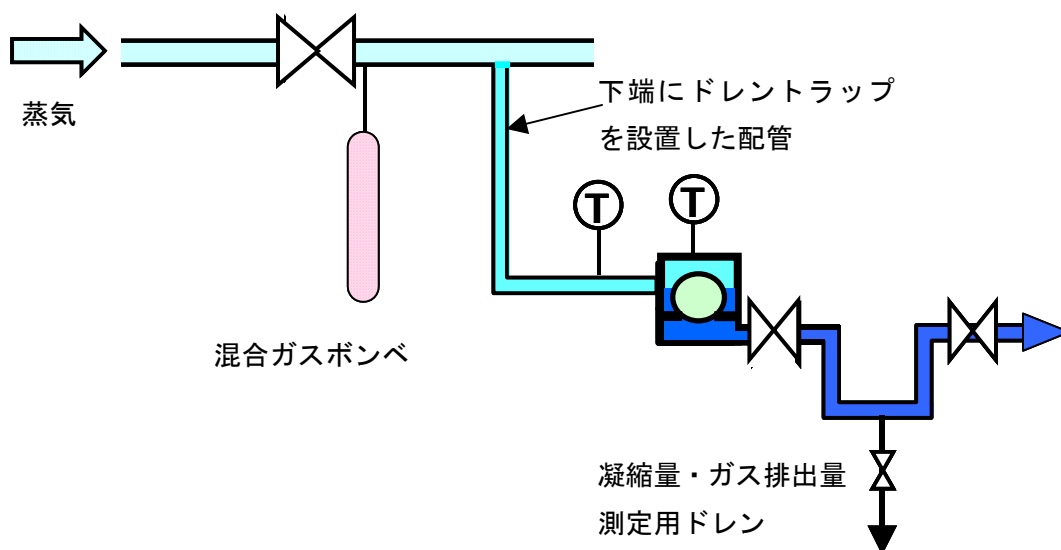
### (1) 試験方法および結果

付録図 2.4-1 のように下端にドレントラップが設置された枝管においては、混合ガスはヘンリーの法則に従い凝縮水に溶解して系外へ排出される。

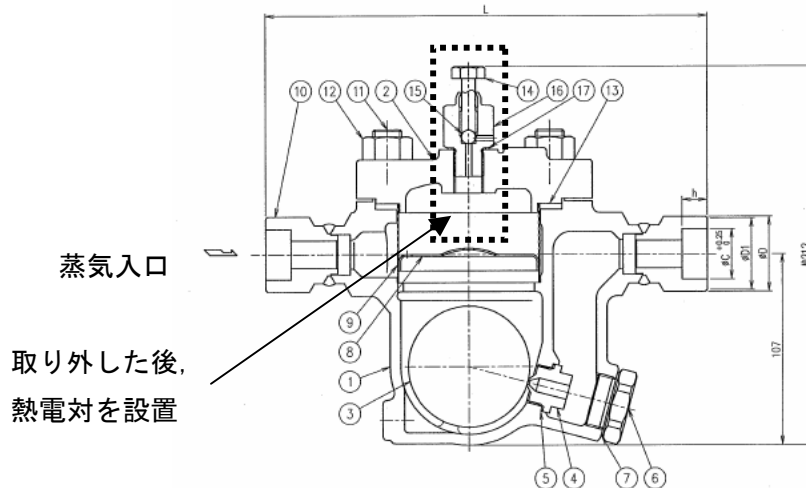
この状況を付録図 2.4-2 の試験装置を用いて確認した。試験装置には付録図 2.4-3 に示す実際に用いられているフリーフロート型ドレントラップを用いた。ドレントラップ上部には混合ガスの蓄積を評価するために熱電対を挿入してある。試験では過剰な混合ガスをドレントラップが設置された枝管へ導入した場合でも混合ガスが凝縮水へ溶解して排出されること、溶解にヘンリー則が成立していることを確認した。



付録図 2.4-1 下端にドレントラップが設置された枝管

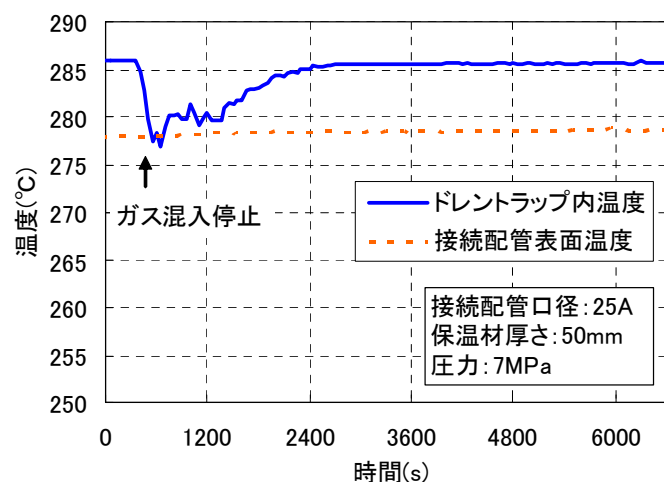


付録図 2.4-2 ドレントラップが設置された枝管のガス挙動試験装置

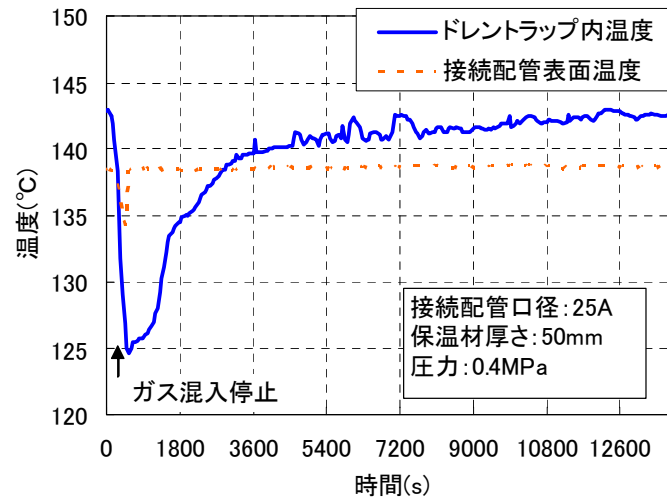


付録図 2.4-3 ドレントラップ供試体

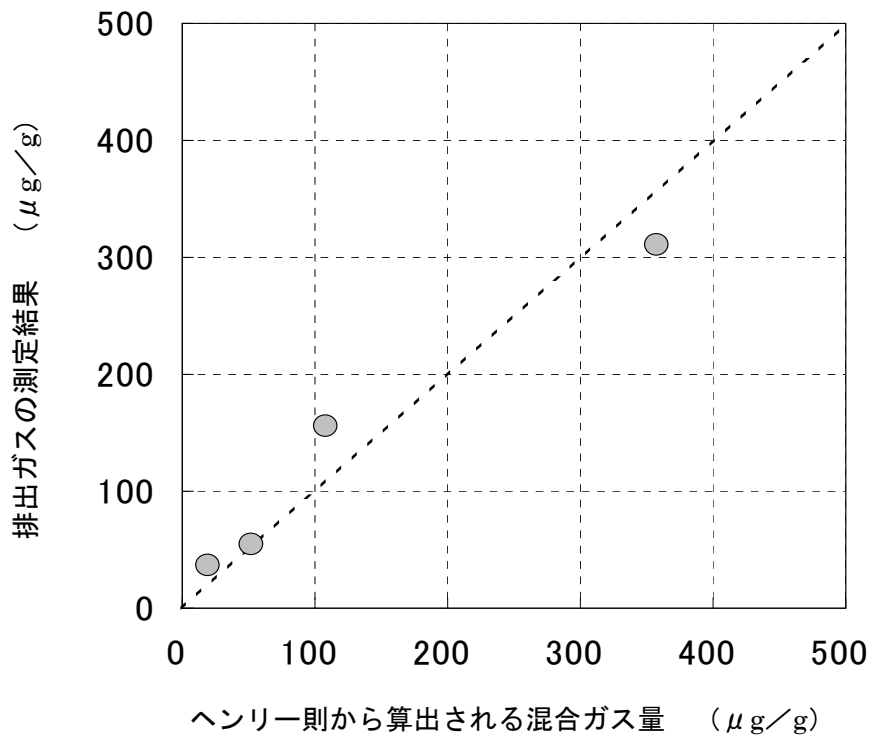
付録図 2.4-4 には 7MPa の試験におけるドレントラップが設置されている配管およびドレントラップ内の温度測定結果，付録図 2.4-5 には 0.4MPa の試験結果を示した。過剰な混合ガスの導入（BWR 蒸気中濃度の 100～200 倍程度）により温度は一旦低下するものの，混合ガスの導入停止後はその圧力の飽和温度まで回復しており，混合ガスがドレン水と共に排出されていることがわかる。付録図 2.4-6 には排出ドレン水中の混合ガス濃度測定結果と，ドレントラップの温度低下より求められる混合ガス分圧と溶解度から，ヘンリー則が成立するとして換算したドレン水中の混合ガス濃度の関係を示した。ドレン水中の測定結果とヘンリー則から換算される濃度は一致していることが分かる。これより，ドレントラップ内では，混合ガスは分圧に応じてヘンリー則に従いドレン水中に溶解し，ドレン水とともに排出されることが確認された。



付録図 2.4-4 配管表面およびドレントラップ内の温度の時間変化(7MPa)



付録図 2.4-5 配管表面およびドレトラップ内の温度の時間変化 (0.4MPa)

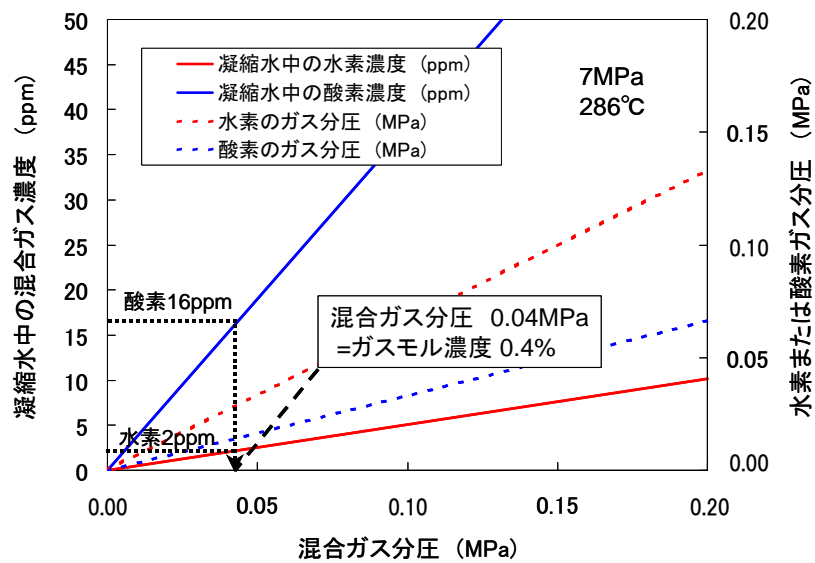


付録図 2.4-6 ヘンリー則から換算される混合ガス量と排出ガス量測定結果の比較

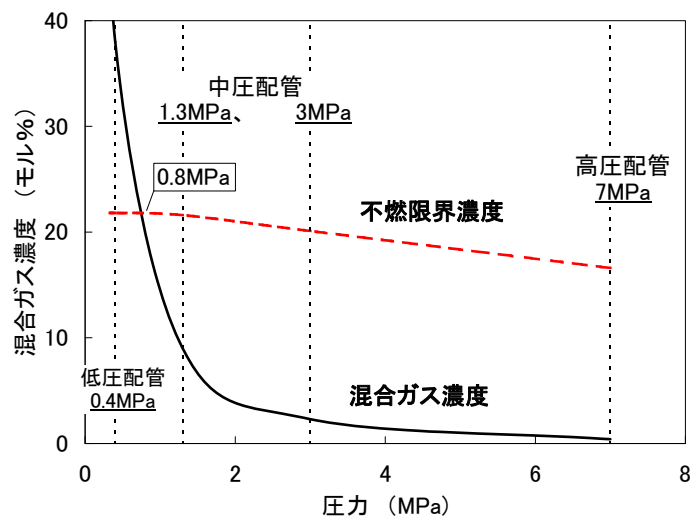
(2) 検討および考察

a. 中・高圧配管

ドレントラップ内に蒸気が流入し、且つ凝縮水が排出されない場合において、ドレントラップ内に蓄積し得る蒸気中の混合ガス濃度を、ヘンリー則により換算した。これは混合ガスが溶解した凝縮水が排出されない場合であり、混合ガスが最も蓄積される場合を仮定している。付録図2.4-7には7MPaにおける計算結果を示した。7MPaにおいては圧力が高いことおよび高温での混合ガスの溶解度が高いことから、蒸気中の混合ガス濃度は0.4%程度であり小さい。付録図2.4-8には本評価方法を用いて評価した混合ガス濃度と圧力の関係を示した。圧力が0.8MPa以上の配管では混合ガスの濃度は低く不燃限界を超えない。



付録図 2.4-7 ヘンリー則から換算した混合ガス濃度(7MPa)



付録図 2.4-8 凝縮水の排出が無い場合のヘンリー則から換算される混合ガス濃度と圧力の関係

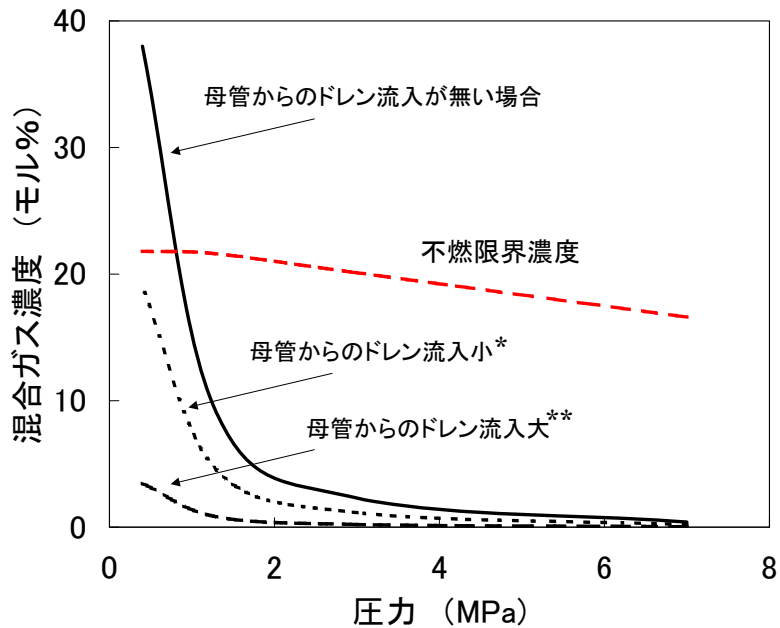
## b. 低圧配管

ドレントラップ内に蒸気が流入し、且つ凝縮水が排出されない場合において、付録図 2.4-8より0.4MPaの低圧配管部に設置されているドレントラップ部の混合ガス濃度は38%まで蓄積し、不燃限界濃度を超える可能性がある。ドレントラップでは通常、接続されている母管からのドレンが流入しドレントラップから排出される。ドレントラップからの凝縮水の排出がある場合は、凝縮水に溶け込んだ混合ガスが排出されるために、混合ガス濃度は低下する方向になる。ドレントラップに流入してくる凝縮水が、流れのある母管で発生した場合は、以下のように非常に低い濃度の混合ガスを含むことになる。これはBWRの低圧部に設置されるドレントラップの代表的な圧力である0.4MPaの飽和蒸気中に2ppm (Wt比) の水素と16ppm (Wt比) の酸素の混合ガスが存在する場合の濃度である。

0.4MPa 蒸気中の混合ガス濃度 = 0.0027 モル%

凝縮水中の混合ガス濃度 = 0.0013ppm (Wt比)

この凝縮水中の混合ガス濃度は溶解度に比較して非常に小さく、ドレントラップの設置されている配管やドレントラップに高濃度の混合ガスが蓄積した場合でも、そのガスを溶解し排出することが可能となる。ドレン流入量が増加し、溶解した混合ガスの排出が多くなるとドレントラップ、枝管内の混合ガス濃度が低下して不燃限界濃度を超えなくなる。この様子を付録図 2.4-9 に示した。なお母管からのドレン流入量小とは、母管からのドレン量：ドレントラップ、枝管内ドレン発生量=1：1であり、一方、母管からのドレン流入量大とは、母管からのドレン量：ドレントラップ、枝管内ドレン発生量=10：1の場合である。0.4MPa の評価では、ドレン流量がない場合は 38%まで混合ガスが蓄積する可能性がある。この濃度を不燃限界濃度である 21.8%以下にするためには、ドレントラップ、枝管内で混合ガスが溶解平衡にある場合は、ドレントラップ内の凝縮水中の混合ガス濃度を約 1/2 にすることにより混合ガスを凝縮水中へ溶解し不燃限界濃度以下にすることができる。前述したように、母管からの凝縮水は、混合ガスをほとんど含んでいないため、母管からの凝縮水量が、ドレントラップ、枝管から発生する凝縮水量と同じになれば、ドレントラップ内の凝縮水中の混合ガス濃度は 1/2 になり、その結果、蒸気中の混合ガスは溶解し不燃限界濃度を超えなくなる。試験結果においても混合ガスの導入を停止することにより温度が飽和蒸気温度に復帰しており混合ガスの排出が示されている。低圧部に設置したドレントラップの場合には、そこに流入する母管からの凝縮水量と、ドレントラップ設置配管とドレントラップで発生する凝縮水量を評価することにより不燃限界濃度以下になるかについて評価できる。



付録図 2.4-9 母管からの凝縮水の流入がある場合の  
混合ガス濃度と圧力の関係

( \* 母管からのドレン量：トラップ，枝管での発生ドレン量＝1：1 )

( \*\* 母管からのドレン量：トラップ，枝管での発生ドレン量＝10：1 )

なお、本評価は溶解平衡を仮定し、且つ、一種類のドレントラップの試験結果に基づき実施されたものであることを考慮し、不燃限界濃度を超えないためのドレン流量の算出については尤度を持った値を用いることが必要である。

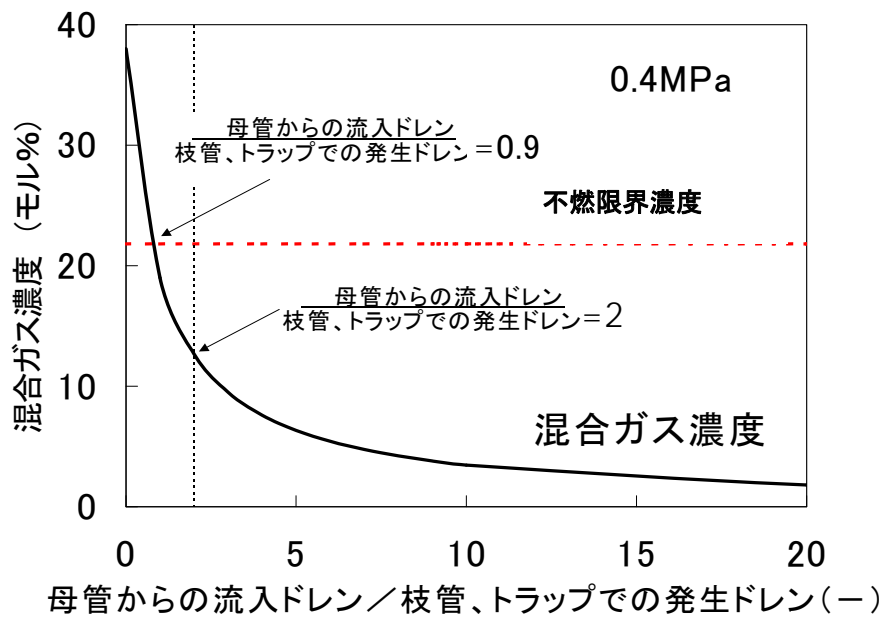
### (3) 評価方法

#### a. 中・高压配管

下端にドレントラップが設置された 0.8MPa 以上の配管では混合ガスは不燃限界濃度を超えて蓄積しない。

#### b. 低压配管

下端にドレントラップが設置された低压配管では混合ガスがドレンに溶解し系外へ排出されることにより不燃限界濃度以上に蓄積しなくなる。付録図 2.4-10 には 0.4MPa の配管においての母管からの流入ドレン量と枝管，トラップで発生するドレン量の比と混合ガスの濃度の関係を示した。不燃限界濃度以下になるためのドレン発生量比は 0.9 であり、ドレン発生量比が 2 になると混合ガス濃度は不燃限界濃度の 1/2 程度となる。このことから低压配管におけるドレン発生量による評価では母管からの流入ドレン量が枝管，トラップでの発生量の 2 倍以上となることを確認することとする。



付録図 2.4-10 母管からの流入ドレンと不燃限界濃度との関係

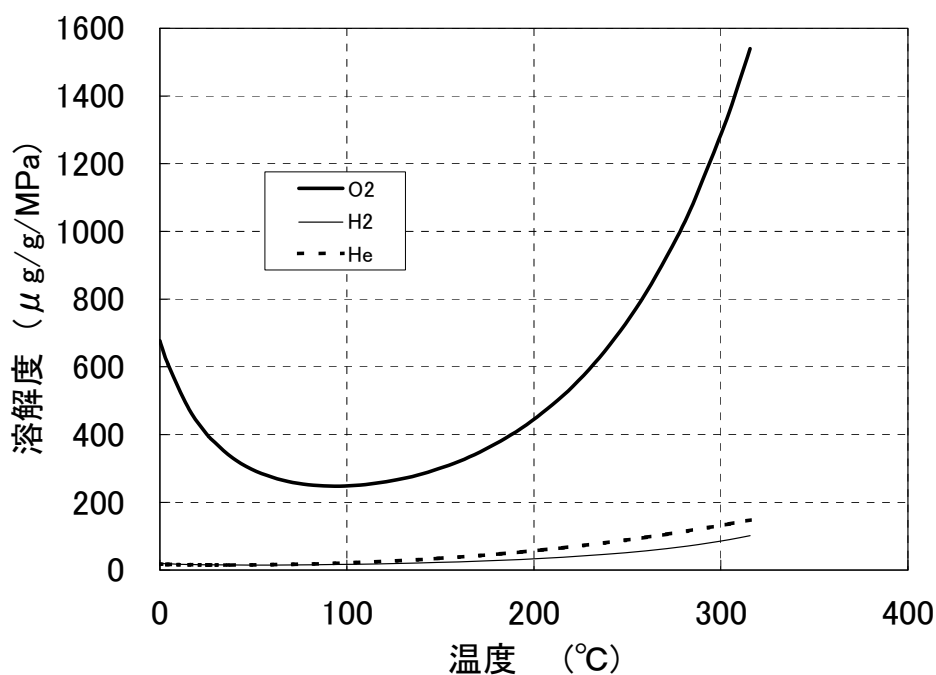
ここで、ドレン発生量は以下の式で算出することができる。

ドレン発生量＝

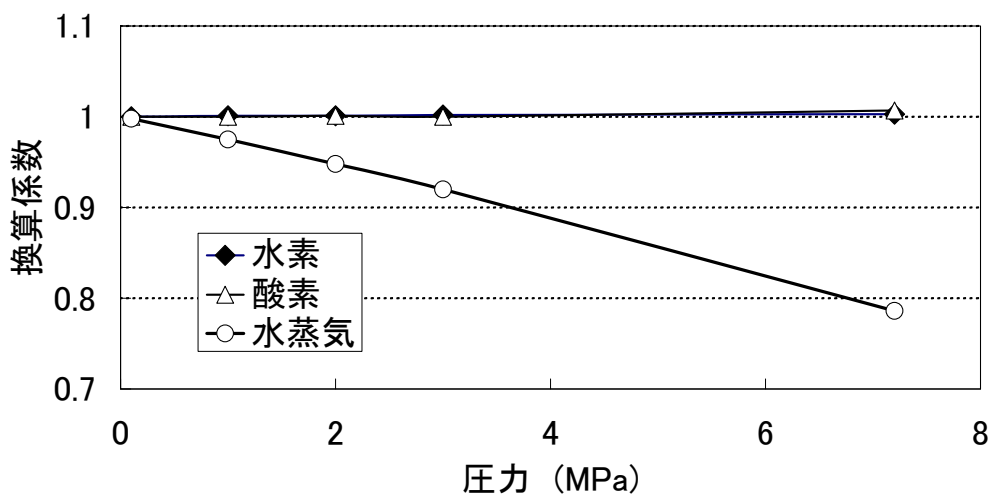
(配管長さ×配管からの放散熱量) / (晒される温度における蒸発潜熱の比エンタルピー)

いくつかの径の配管により構成される場合は、それぞれの配管径の長さ、放散熱量を用いて、母管からの発生量と枝管からの発生量を求める。

本付録の換算に用いたガス溶解度<sup>引用文献[7]</sup>および蒸気理想気体からのずれを補正する換算係数<sup>引用文献[8],[9]</sup>(分圧比をモル比に換算するとき用いる)を付録図 2.4-11 および付録図 2.4-12 に示した。



付録図 2.4-11 それぞれのガスの溶解度  
(各温度における 1g の水に溶解するガス量  $\mu\text{g}$ )



付録図 2.4-12 蒸気の理想気体からのずれを補正する換算係数  
(理想気体を仮定して計算される圧力に対して、実際に発生する圧力の比  
蒸気モル = 蒸気分圧 / 換算係数)

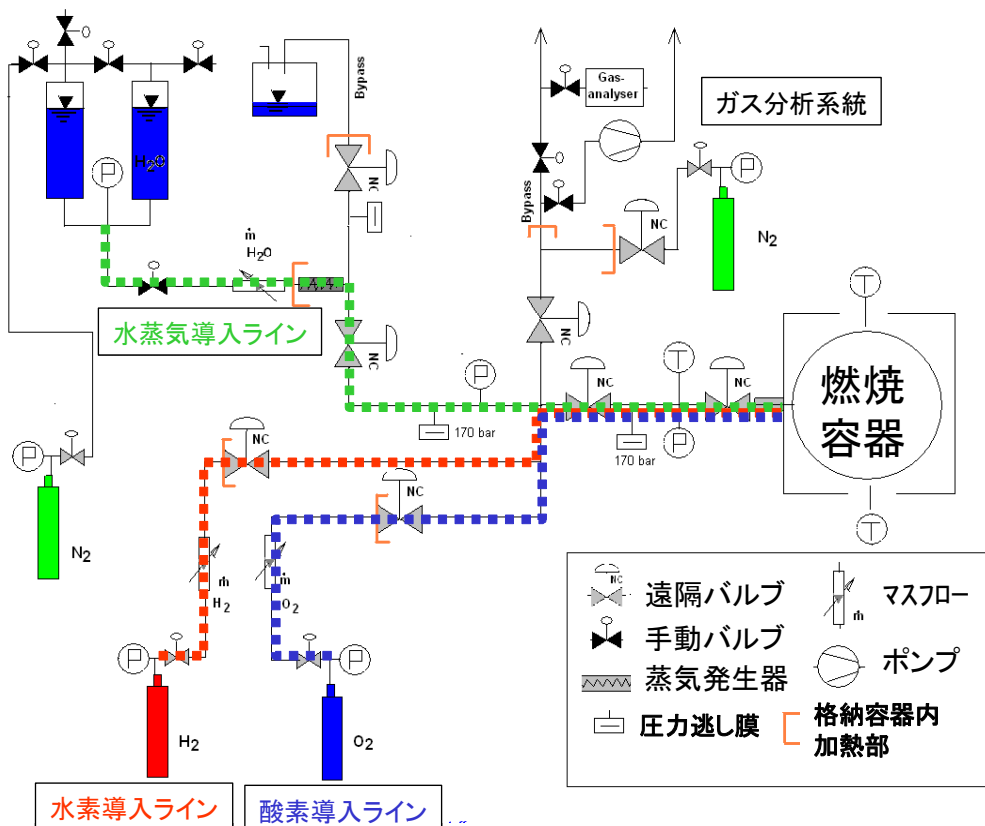
### 付録3 混合ガス燃焼現象

#### 3. 1 不燃限界濃度に関する知見

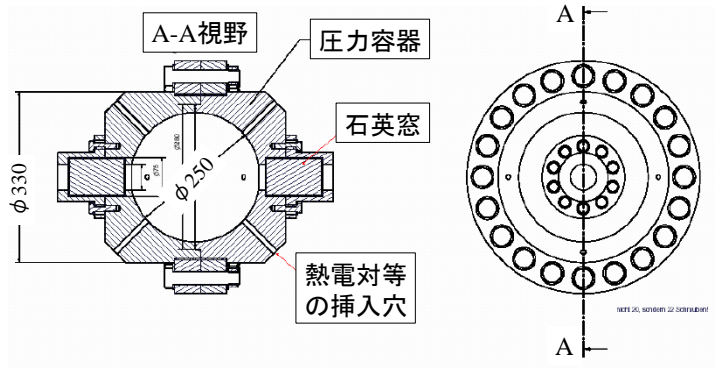
不燃限界は欧州規定 EN1839 参考文献<sup>[10]</sup>「気体および蒸気の爆発限界に関する規定」に準じて実施された試験結果を用いた。本規定によれば、外部より与えられたエネルギーにより着火し、初期圧力より 5%以上の圧力上昇が認められた場合を燃焼と判定している。本ガイドラインでは、燃焼が発生しなかった最大の混合ガス濃度の値を不燃限界として取り扱う。なお、不燃限界濃度を評価するための試験は水素：酸素=2：1 のモル比のガスの燃焼試験条件であり、この混合ガス以外は水蒸気である。

付録図 3.1-1 には試験装置の全体概要、付録図 3.1-2 には燃焼用圧力容器の概要を示した。本試験装置を用いて燃焼用圧力容器に水素、酸素、水蒸気が導入され、点火プラグ等によりエネルギーを付与し燃焼の発生の有無を、燃焼用圧力容器内の圧力測定により判断した。

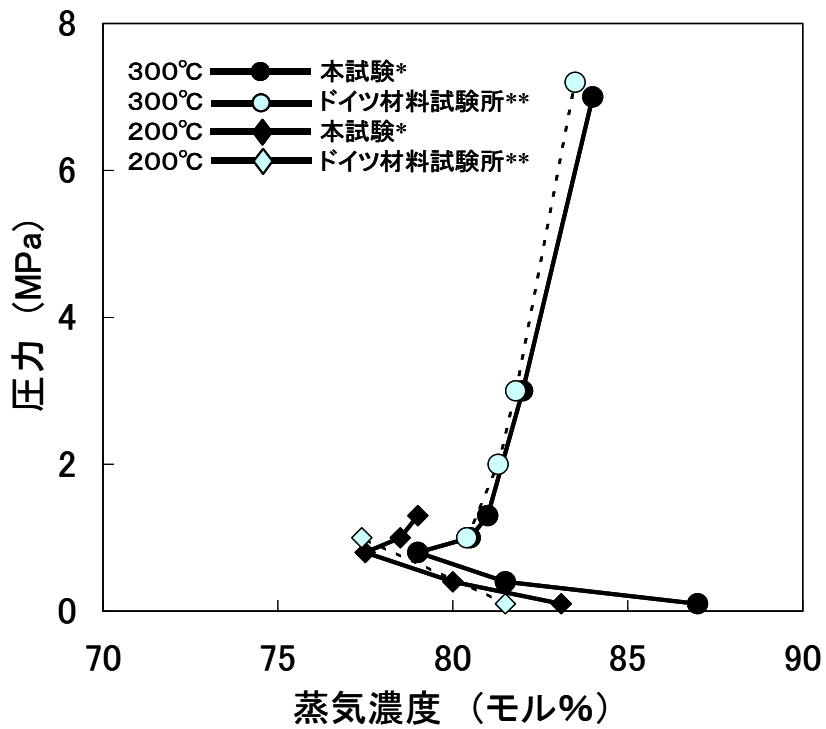
試験結果例を付録図 3.1-3 に示した参考文献<sup>[11]</sup>。この結果はドイツ材料研究試験所参考文献<sup>[12]</sup>のデータと良い一致を示した。付録表 3.1-1 には BWR の配管の代表的な条件における不燃限界濃度を示した。



付録図 3.1-1 試験装置の全体概要

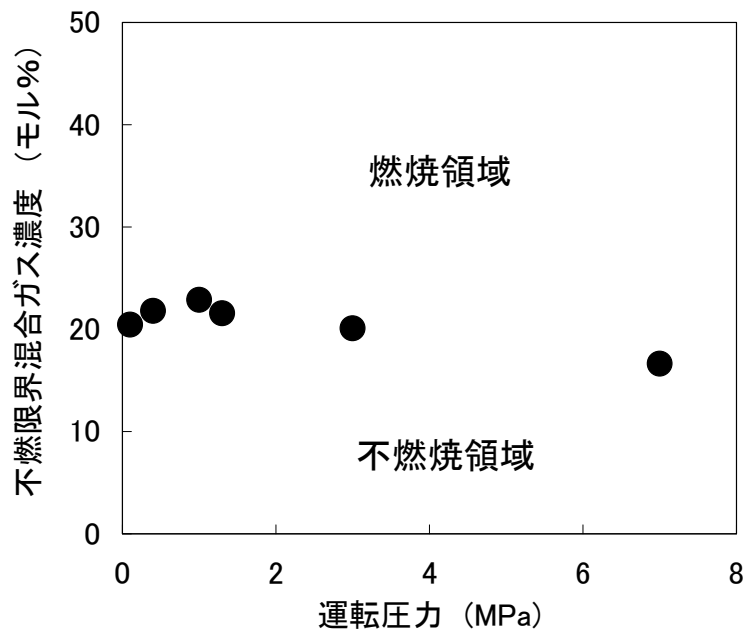


付録図 3.1-2 燃焼用圧力容器の概要



\*引用文献 [11]    \*\*引用文献 [12]

付録図 3.1-3 燃焼試験結果の例



付録図 3.1-4 不燃限界濃度

付録表 3.1-1 BWR 配管の代表圧力における不燃限界濃度

圧力 (MPa)	0.4	1.3	3.0	7.0
不燃限界濃度 (モル%)	21.8	21.6	20.1	16.6

なお、データの無い中間の圧力での不燃限界濃度を用いる場合は、低い方の不燃限界濃度を用いることとする。

### 3. 2 混合ガスの自己着火温度に関する試験

可燃性混合気を容器の中に満たし、容器内の温度や圧力を変化させると、ある条件で燃焼反応が起こる。

そこで、BWR 運転条件（温度、圧力）下で枝管内に蓄積した混合ガスを対象とし、自己着火温度を測定した結果を示す。本試験は、ドイツFZK（カールスルーエ研究センター）で実施されたものである。

#### (1) 試験装置の概要

試験システムの構成を付録図 3.2-1 に、試験体の例を付録図 3.2-2 に示す。試験体には、マルテンサイト鋼（試験体名 A1.1（内径 20.7 mm×長さ 500 mm））とオーステナイト鋼（試験体名：A1.2（内径 23 mm×長さ 500 mm）、試験体名：A2（内径 50 mm×長さ 1000 mm））の 2 種類を用いて、自己着火する温度と圧力および蒸気濃度の関係を探求めた。

試験条件は、化学量論比の水素／酸素と蒸気の混合気を用い、初期圧力 0.1～6MPa、初期温度 110～280℃から、0.1℃/s で加熱し、管内の温度・圧力を計測した。自己着火の判定は、加熱過程において、突然の温度上昇と関連した急激な圧力変化が生じたことで自己着火したと判定した。

#### (2) 試験結果の概要

各試験体の試験結果を付録図 3.2-3 に示す。全試験での最低自己着火温度は、マルテンサイト鋼試験体で、圧力 7.54MPa、蒸気濃度 60%の条件において、387.65℃であった。

試験で得られた自己着火温度は、既往の低圧条件での試験結果とほぼ一致することを確認した。

また、高圧条件での自己着火温度として、以下の結果が得られた。

- ・マルテンサイト鋼：387.65℃（蒸気濃度 60%，7.54MPa，口径 20 mm）
- ・オーステナイト鋼：424.95℃（蒸気濃度 0%，7.43MPa，口径 23 mm）  
413.77℃（蒸気濃度 0%，7.40MPa，口径 50 mm）

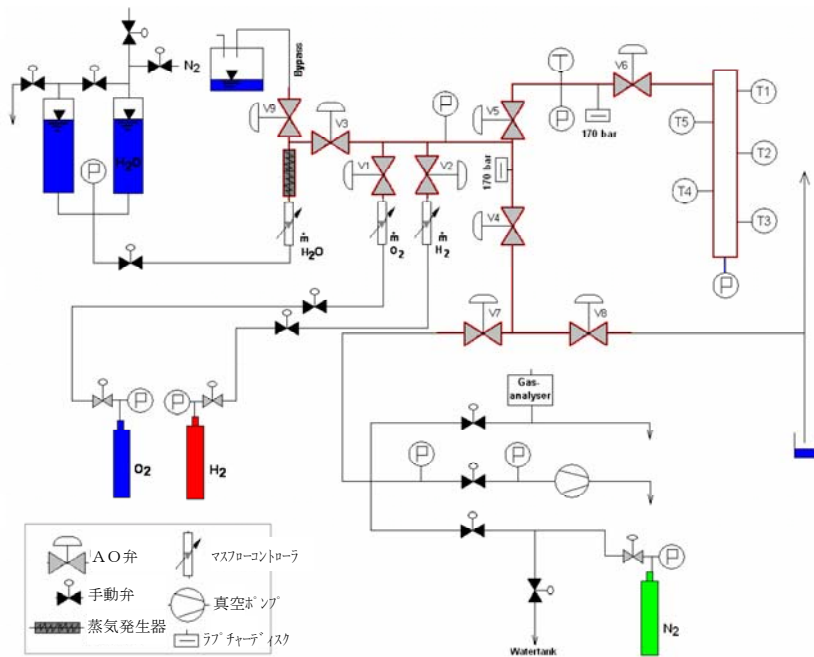
#### (3) まとめ

BWR 運転中の代表的な高圧系配管内条件（約 7MPa，約 286℃）は、試験で得られた高圧条件（約 7MPa）の自己着火温度（約 387℃以上）より、100℃以上低く、自己着火領域に無いことを確認した。中・低圧系配管内条件（約 3MPa 以下，約 235℃以下）は、試験で得られた中・低圧条件（約 3MPa 以下）の自己着火温度（約 420℃以上）より、180℃以上も低いことを確認した。

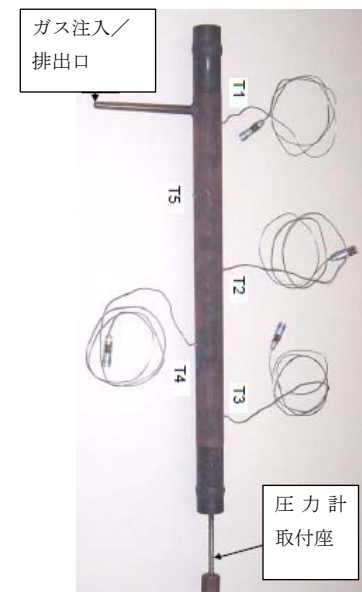
また、約 6～7MPa の混合ガスが約 350～360℃で自己着火することが確認された報告もある 引用文献[4],[5] が、この場合でも BWR 運転温度は自己着火温度に比べて約 60℃以上低く、自己着火領域に無い。

さらに、付録 1.3 および付録 1.4 に示すように、枝管内の混合ガス濃度が上昇した場合には、主蒸気分圧および温度は低下することから、不燃限界濃度を超える混合ガス蓄積層の温度と自己着火温度の差はさらに拡大する。

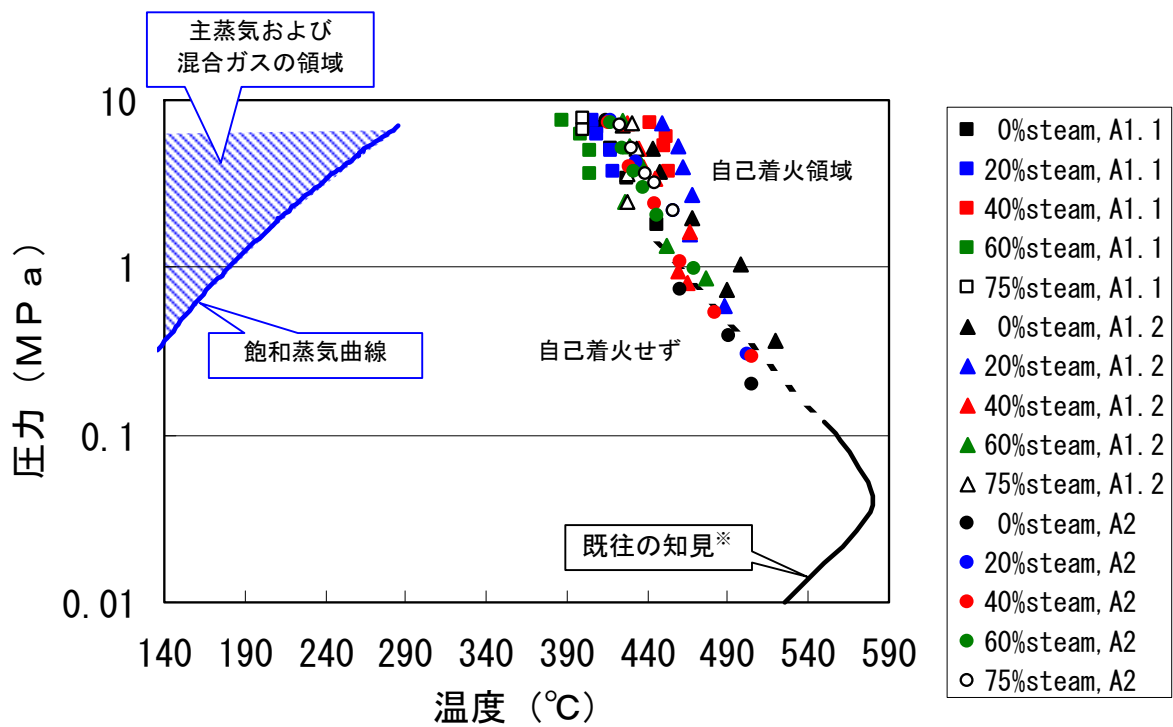
したがって、BWR 運転条件（圧力約 7MPa 以下、主蒸気温度約 286℃以下）では、混合ガスが不燃限界濃度を超えて蓄積した場合であっても、自己着火しない。



付録図 3.2-1 試験システムの構成



付録図 3.2-2 試験体構成例 (A1.1)



付録図 3.2-3 自己着火温度に関する試験結果

※ 直径 7.4 cm の KCl コーティングされた球状容器での試験結果 参考文献[13]

### 3. 3 着火要因

BWR 運転条件では、不燃限界濃度を超えて混合ガスが蓄積しても、自己着火することはないため、着火要因が無ければ、着火・燃焼に至ることはない。したがって、着火要因を排除することは、混合ガスの燃焼による配管の損傷を防止する有効な対策の一つである。

そこで、これまで実機で可能性が指摘された着火要因について、付録表 3.3-1 に整理した。

付録表 3.3-1 実機で可能性が指摘された着火要因

着火要因	事象の概要 <sup>1)</sup>
a. 触媒作用	<p><b>【余熱除去系配管破断事象】</b> 引用文献[4],[5]</p> <p>非凝縮性の混合ガスが蒸気の凝縮により枝管内に取り残され、不燃限界濃度を超えて蓄積し、微粉状の白金触媒が枝管内に付着した状態で、高温の蒸気が流入したために、着火に至ったと考えられる。</p> <p>試験の結果、25ng/cm<sup>2</sup>以上の微粉状の白金触媒が不燃限界濃度を超える混合ガスが蓄積した枝管内に付着した状態で、高温蒸気(約 288℃, 約 7.2MPa)が流入する場合に、着火する可能性があることが確認されている。</p>
b. 衝突	<p><b>【グラント・スチームコンバーター外・レンタンクレベルスイッチの部品破損事象】</b> 引用文献[14]</p> <p>非凝縮性の混合ガスが蒸気の凝縮により枝管内に取り残され高濃度に蓄積し、円盤状の白金等の触媒に接したために、着火に至ったと考えられる。</p> <p>この事例は、混合ガスの再結合を促進し、不燃限界濃度を超えて蓄積することを防止するために設置した白金触媒が適切に設置されていなかったために <sup>2)</sup>、白金触媒に高濃度の混合ガスが接触し、発生したものである。</p>
	<p><b>【気体廃棄物処理系活性炭式希ガースポルトアップ塔温度上昇事象】</b> 引用文献[15]</p> <p>気体廃棄物処理系排ガス再結合器における水素と酸素の再結合反応が安定に行われず、下流配管内の酸素/水素濃度が上昇し、配管内流れにより錆等が浮遊物となり、配管内壁面に衝突したため、その運動エネルギーが、混合ガスの最小着火エネルギーを上回り、着火に至ったと考えられる <sup>3)</sup>。</p> <p>評価の結果、運動エネルギーが全て着火エネルギーに変換されると仮定した場合、配管内平均流速が 5.3m/s の場合では、1.4mg 程度の粒子が配管内壁面に衝突すると、水素の最小着火エネルギーを上回り、着火源になる可能性があるとして評価されている。</p>

1) 計装系機器等の損傷のように発生当時は混合ガスによる急速燃焼とは認識していなかった事象については着火要因が推定されていない。

2) 触媒を枝管内の最頂部に設置することで、混合ガスを再結合させ水に戻すことができる。

3) 白金上での再結合反応熱により着火した可能性も否定できない。

その他に、着火要因となる可能性があると考えられるものとして、付録表 3.3-2 に整理した。

**付録表 3.3-2 着火要因となる可能性があると考えられる要因**

着火要因	着火の可能性
c.蒸気流入	<p>不燃限界濃度を超える混合ガス層に高温の蒸気が流入し、加熱された場合に着火に至る可能性がある。</p> <p>実機を模擬した混合ガス圧力約 7MPa の条件において、実機条件およびそれよりも高温（約 280～300℃）の蒸気を注入しても着火しないことが確認されている <small>引用文献[4],[5]</small>。</p>
d.断熱圧縮	<p>不燃限界濃度を超える混合ガスが蓄積する枝管が接続する母管に流れがある場合、枝管閉塞部での断熱圧縮により高温になり、混合ガスが着火する可能性がある。</p> <p>実機で母管から主蒸気が流入したときの断熱圧縮による温度上昇幅を評価した事例があり、枝管内の混合ガスの初期温度を 180℃としたとき、母管側の過渡変化時の断熱圧縮による枝管内の温度上昇幅は約 1℃であり、着火源となる可能性は低いと評価されている <small>引用文献[4],[5]</small>。</p>
e.静電気 (流動帯電)	<p>不燃限界濃度を超える混合ガスが蓄積する枝管内の蒸気流れと枝管内面との摩擦で発生する流動帯電により帯電した静電気の放電により火花着火する可能性があると考えられる。</p> <p>この場合、枝管の接地抵抗を小さくし放電を防止すること等により、着火を防ぐことができる。</p> <p>実機で配管の接地抵抗を測定した事例があり、接地抵抗は約 0.1Ω と小さく高電圧にならないことが確認されている <small>引用文献[4],[5]</small>。</p>
f.静電気 (不純物帯電)	<p>不燃限界濃度を超える混合ガスが蓄積する枝管内で鉄酸化物等の不純物が浮遊して帯電する不純物帯電により帯電した静電気の放電により火花着火する可能性があると考えられる。</p> <p>この場合、帯電した不純物が換気限界長さ、または、不燃限界長さを超えて、不燃限界濃度を超える混合ガス層に到達しないことを確認する等により、着火の可能性を評価できる。</p>
g.金属摩擦	<p>不燃限界濃度を超える混合ガス層にある機器の動作時の金属摩擦による温度上昇により、着火に至る可能性がある。</p> <p>この場合、金属摩擦による上昇温度と付録図 3.2-3 に示す自己着火温度を比較することで、着火の可能性を評価できる。</p>

## 参考 不燃限界濃度の判定方法

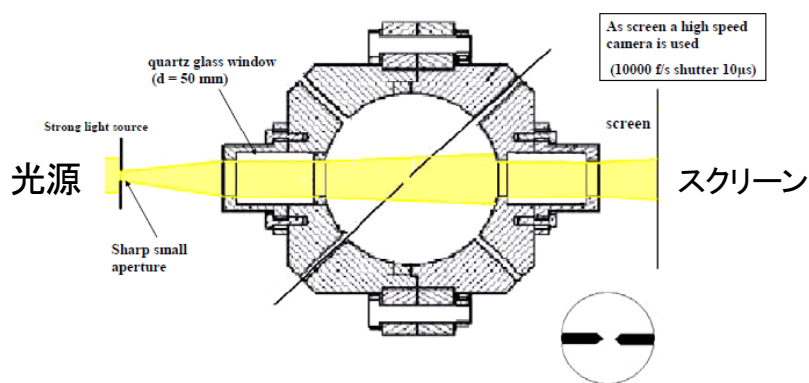
### 1. はじめに

高温・高圧の BWR 条件における混合ガスの不燃限界濃度については、欧州規定 EN1839 引参考文献<sup>[10]</sup>「気体および蒸気の爆発限界に関する規定」に準じて求められた。この規定では燃焼の判定に、密閉容器中での燃焼による圧力上昇（初期圧力に対して 5%以上の上昇があった場合）を用いている。なお、この規定では燃焼しなかった混合ガスの最大濃度を不燃限界濃度としている。

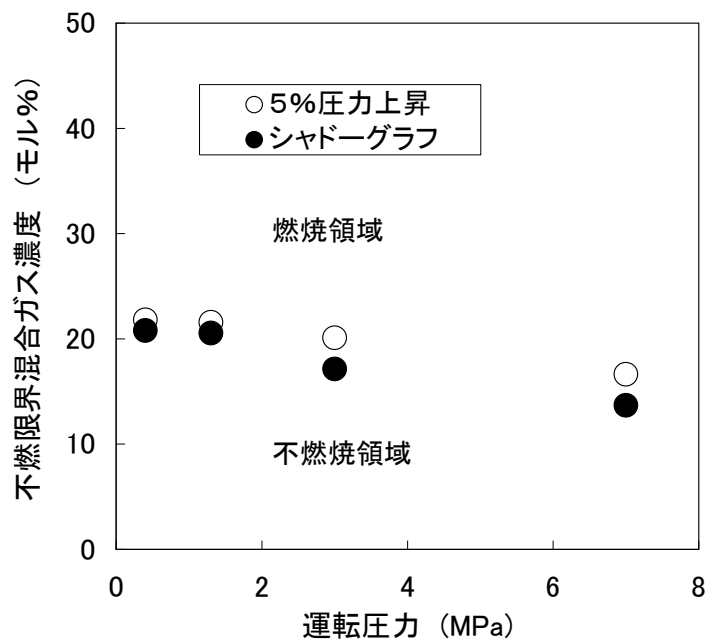
一方、大気圧下での燃焼実験ではガラス管を用いてその中に燃焼ガスを入れ、下端で点火させた後、火炎が上端まで伝ばすること等を目視により確認し燃焼と判断しており標準が定められている。引参考文献<sup>[16],[17],[18]</sup> この試験方法では発生した火炎が自力で伝ばする能力があることを確認している。本ガイドラインで不燃限界濃度の評価に用いた試験は圧力の測定とともに、密閉容器内を観察し燃焼（火炎の発生）の有無について検討が加えられている。その結果を以下に紹介する。

### 2. シャドーグラフ法による不燃限界濃度

密閉された燃焼容器の内部は参考図 A に示す装置によりのぞき窓から、シャドーグラフ法により観察された。点火プラグ等へのエネルギー付与後の火炎発生の確認により燃焼の確認がなされた。この方法では、火炎の発生しない混合ガスの最大濃度を不燃限界濃度としている。この方法により求められた不燃限界濃度と、圧力上昇により求められた不燃限界濃度を参考図 B に示す。シャドーグラフ法により求められた不燃限界濃度は圧力上昇による不燃限界濃度よりも低い濃度となっている。



参考図 A シャドーグラフ法による燃焼確認の容器



参考図 B 5%圧力上昇法とシャドーグラフ法による不燃限界濃度の比較

### 3. 実機枝管への影響

シャドーグラフ法で得られた不燃限界濃度の場合、混合ガスはまったく燃焼しないことから密閉試験容器内でも圧力は上昇しない。一方、欧州規定 EN1839 の圧力上昇法による不燃限界濃度の場合、密閉容器内で 5%未満の圧力上昇の可能性がある。しかし、点火装置周りの一部の混合ガスは燃焼するが、火炎が全体に伝ばしていないために圧力上昇は小さく 5%未満である。

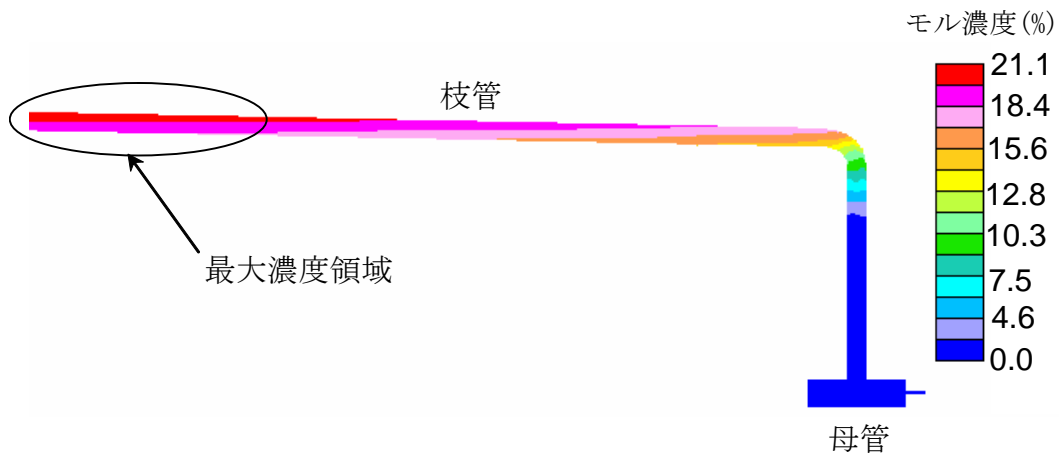
蓄積試験／解析の結果から混合ガスは、枝管内で均一濃度では蓄積していなく、参考図 C に示すようにある濃度分布を持っており最大濃度領域は局所に限定されている。不燃限界長さは、枝管内の最大濃度の領域が不燃限界濃度であるか否かの評価により決定されるものである。この最大濃度の領域は水平枝管の上部の極一部であり、燃焼したとしても、最大でも当該領域だけでその他の低い濃度の領域には火炎は伝ばしない。また、枝管は先端が弁等で閉止されているが他端は母管から分岐して開放空間であり、均一な混合ガスが充填されている試験容器のような密閉した条件でないこと、且つ燃焼範囲が枝管の一部に限られることから圧力上昇は非常に低いと考える。

なお、仮に配管内圧力が 5%未満で上昇したとしても、配管板厚は設計応力強さ ( $S_m$ )<sup>\*1</sup>あるいは許容引張り応力 ( $S$ )<sup>\*1</sup>により設計されていることおよび配管施工後に耐圧試験<sup>\*2</sup>を実施していることから、枝管の健全性には影響を与えない。

- \* 1 :  $S_m$  は  $S_u$ ,  $S_y$  値の 1/3, 2/3 基準,  $S$  は  $S_u$ ,  $S_y$  値に対して 1/4, 5/8 基準で算出されている。
- \* 2 : クラス 1 配管は運転圧力の 1.25 倍 (既に運転しているプラントに対しては 1.1 倍), その他の配管に対しては 1.5 倍の水圧を負荷して実施する。

#### 4. 本ガイドラインで採用する不燃限界濃度

5%の圧力上昇を燃焼の判断基準とした場合でも、実機枝管内での圧力上昇はほとんど無く配管の健全性に影響を与えない。欧州規定 EN1839 は高温・高圧環境における燃焼試験について検討されていること、規定の制定時においては放射線分解ガスの燃焼を考慮して検討されており、且つ 7MPa 以上の高圧での試験も実施されており<sup>引用文献[12]</sup> BWR 条件に適合することから、本ガイドラインでは欧州規定 EN1839「気体および蒸気の爆発限界に関する規定」に準拠し、不燃限界濃度を設定することとした。



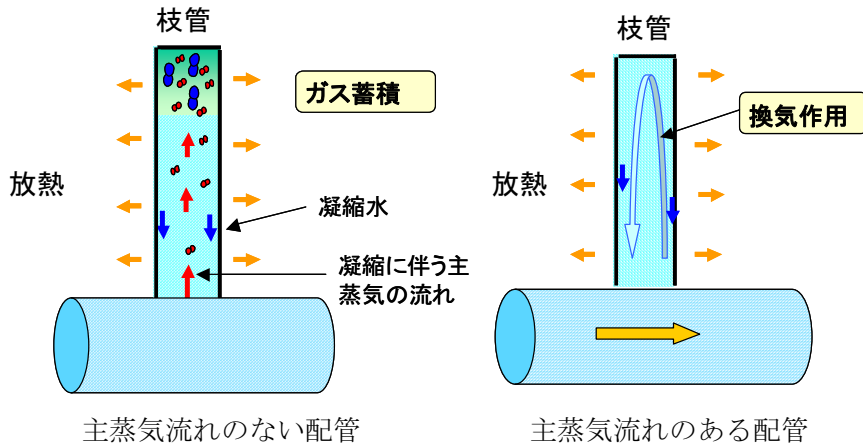
参考図 C 枝管内の濃度分布

## 付録4 枝管内の換気作用に関する知見

### 付録4.1 上向き枝管の混合ガス蓄積と換気作用について

主蒸気流れのない配管から分岐した上向き枝管の場合、①枝管放熱に伴う蒸気凝縮と混合ガスを含む蒸気のゆっくりとした流入により、混合ガスが配管頂部に移動し、②枝管頂部で混合ガス濃度の上昇が発生する。

一方、付録図 4.1-1 より主蒸気流れのある配管から分岐した枝管内には、主蒸気流れに伴い、枝管内に換気流れが発生し、混合ガスの蓄積が防止される。しかし、枝管が長くなると換気作用を持った渦が枝管頂部まで侵入できず、混合ガスの蓄積が発生する。



付録図 4.1-1 上向き枝管内の混合ガスの蓄積と主蒸気の流れに伴う換気作用

換気作用（主蒸気渦の侵入深さ）を評価するに当たり、付録 4.2 に概要を記載した、日本機械学会「配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針」JSME S 017-2003 の主管に接続された分岐管内への渦の侵入深さに関する評価手法および水流動試験データが使用できる。これは、蒸気の流れであっても流速が高々数 10m/s と蒸気流速が音速に比べて 1 桁以上低いので非圧縮流れ（水と同じ）として扱うことができるためである。そこで、主蒸気渦の侵入深さ、つまり侵入渦によって換気される長さを評価するため、汎用流動解析コードを既存の水流動試験データを用いて検証した。流動を支配する Navier-Stokes 方程式（運動方程式）は次式で表され、主要な係数がレイノルズ数  $Re$  である。

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (u_i u_j) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{1}{Re} \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j^2} \quad \text{付録式(4.1-1)}$$

枝管内の流動が主蒸気の流れにより駆動されることから、主蒸気流れのある配管の断面平均流速  $U$ 、代表長さは枝管の径  $d$  として、 $Re$  を定義することとし、これを枝管レイノルズ数と呼ぶこととする。

$$Re = \frac{U \cdot d}{\nu} \quad \text{付録式(4.1-2)}$$

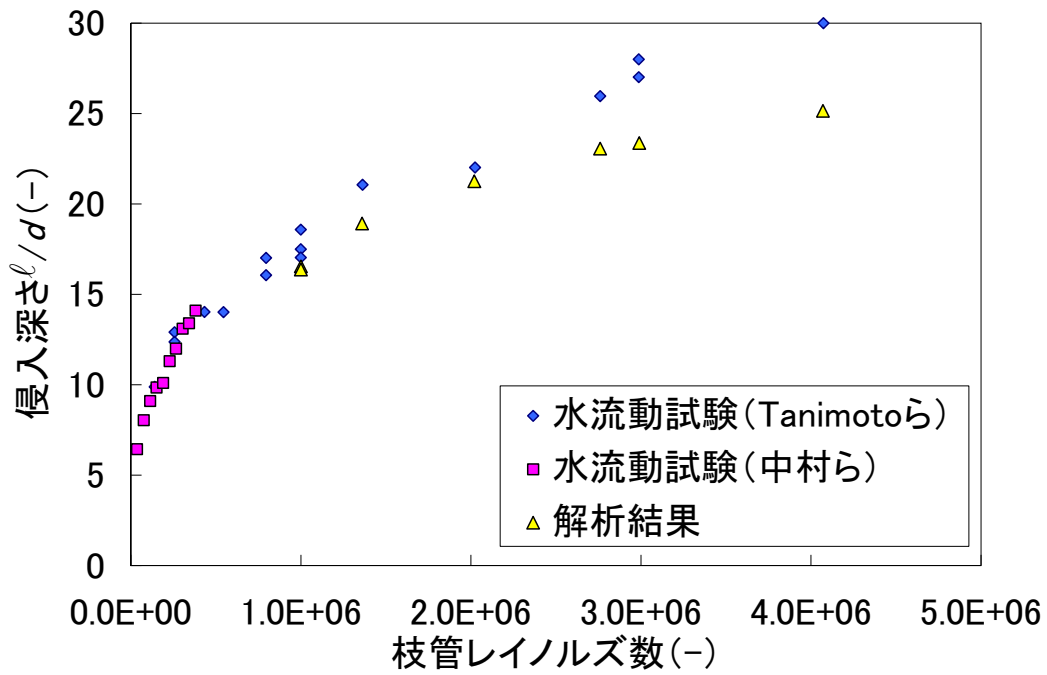
水流動試験による検証解析結果を付録図 4.1-2 に示す。Tanimoto<sup>引用文献[19]</sup>ら、および中村<sup>引用文献[20]</sup>らの水流動試験データに対して、解析結果は、渦の侵入深さを浅く評価するものの、良く一致している。なお、配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針の評価式によると、枝管内への渦の侵入深さは、付録 4.2 付録図 4.2-6 に示される通りで、概ね 20d 以上の侵入深さとなっている

一方、主蒸気を内包する配管に主蒸気流れがある場合の枝管内への流動渦は、付録図 4.1-3 に示す通り、水流動可視化試験で観察されたキャビティフロー（付録 4.2 日本機械学会「配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針」JSME S 017-2003 における主管に接続された分岐管内への渦の侵入深さに関する知見参照）と極めて良く似た渦パターンとなることが分かる。枝管レイノルズ数と枝管内への流動渦の侵入長さの関係を実機配管を代表する付録図 4.1-4 に示す解析体系により評価した。解析結果を付録図 4.1-5 に示すが、流体を蒸気に代えて解析した場合も枝管レイノルズ数が  $1.0 \times 10^6$  以上で渦の侵入長さは 10d に対して十分な余裕を有していることが分かる。また、口径比  $d/D$  や、枝管と上流の配管要素との距離により渦の侵入長さは変化し、 $d/D$  が 1 に近いほど侵入深さが深くなる結果となった。また、水流動試験データ、および本解析結果から、解説図 3.3-7（付録式(4.1-3)）に示すように、換気領域内であれば、混合ガスの蓄積は防止できるものと考えられる。

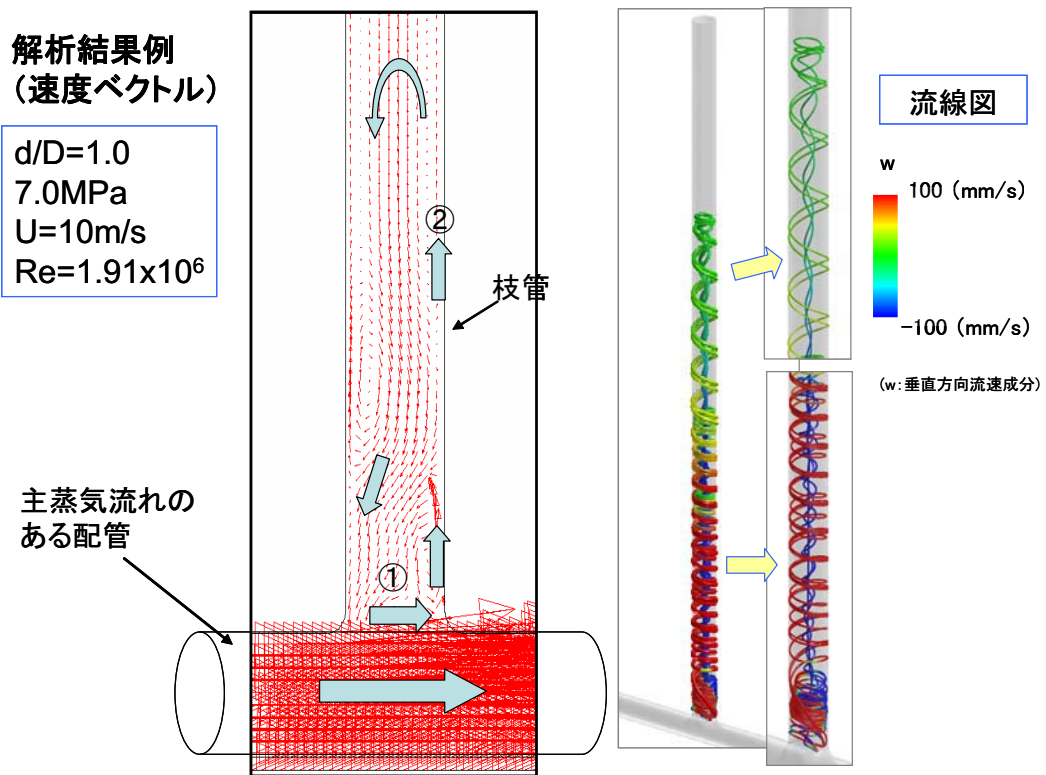
$$\begin{aligned} \ell/d &= 10 && (Re \geq 10^6) \\ \ell/d &= (0.556 \times 10^{-5}) \times Re + 4.44 && (4 \times 10^4 \leq Re < 10^6) \end{aligned} \quad \text{付録式(4.1-3)}$$

なお、付録図 4.1-5 は、換気侵入深さを枝管の放熱による凝縮を無いものとして、主管に向かう枝管断面内の下降流速最大値 1mm/s として侵入深さを判定しているが、実際の枝管では、放熱による蒸気の凝縮によって、枝管先端へ向かう蒸気の流れが生ずる。しかし、保温がなされていれば枝管の放熱は小さく、枝管先端へ向かう蒸気の流速も小さい。そこで、換気流の侵入深さを主管に向かう枝管断面内の下降流速最大値 1mm/s として最大枝管長さを決定し、その枝管長さにより、放熱を考慮した場合の換気解析を実施した。その結果、付録図 4.1-6 の流線図に示すように、放熱を考慮しても先端まで換気流が侵入することを確認した。

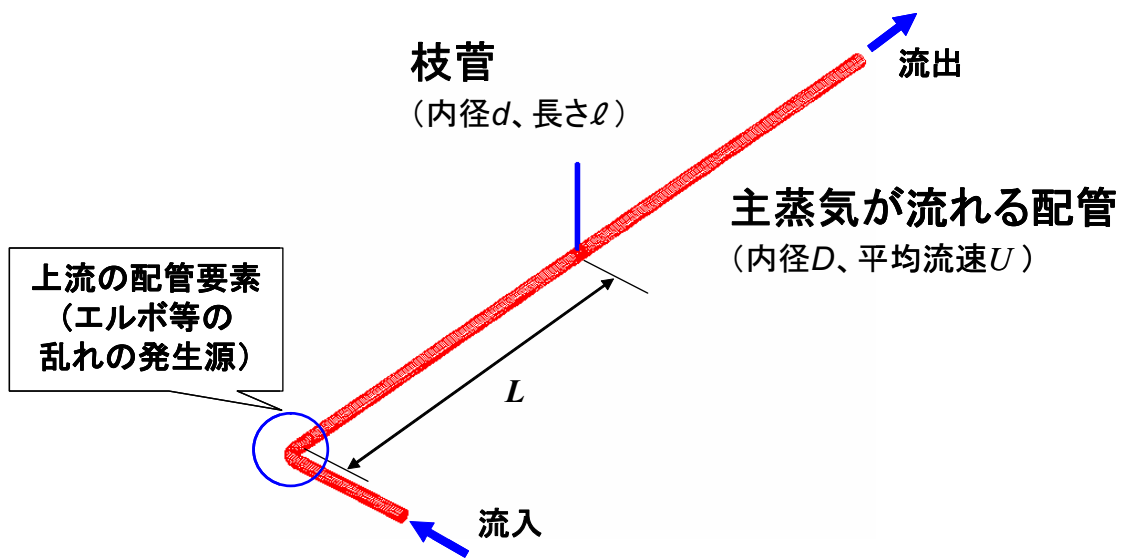
よって、下降流速最大値 1mm/s として換気領域を評価することは妥当と考えられる。



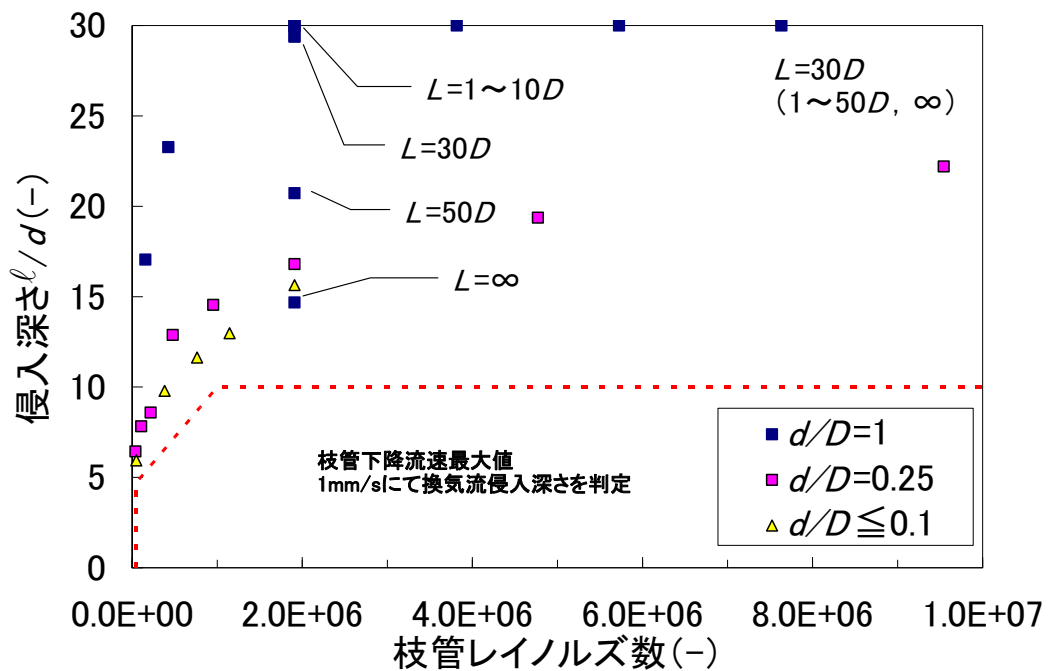
付録図 4.1-2 水流動試験による検証解析結果 参考文献[19][20]



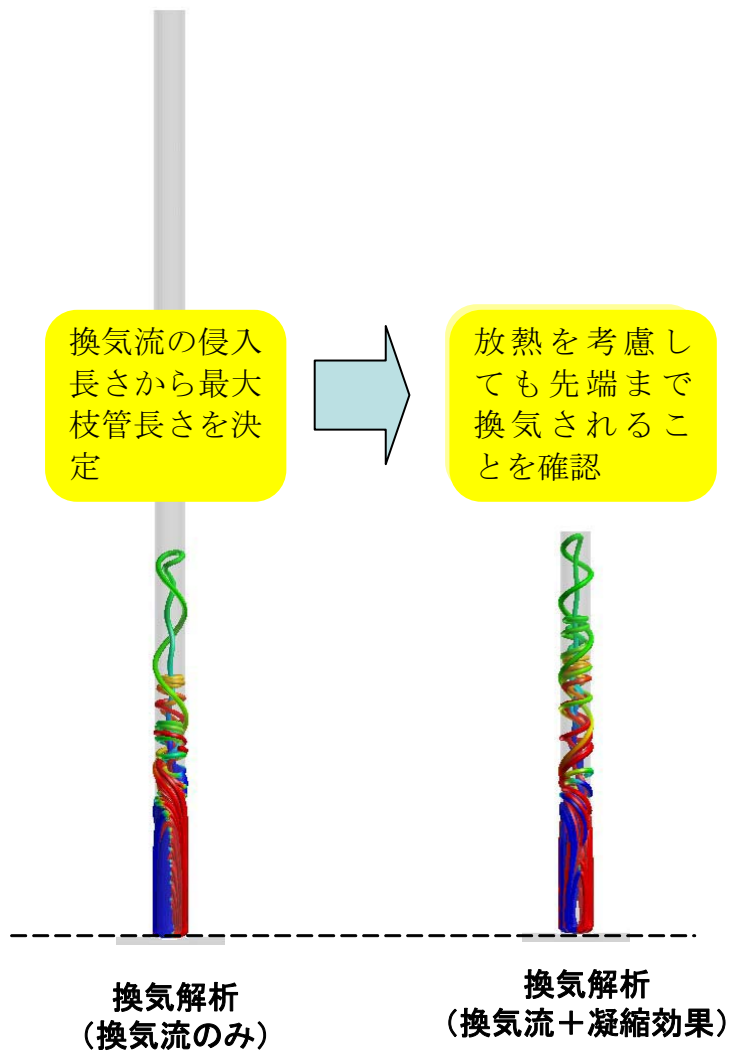
付録図 4.1-3 主蒸気を内包する配管に主蒸気流れがある場合の枝管内への流動渦の侵入長さ



付録図 4.1-4 流動渦の侵入長さ評価解析体系



付録図 4.1-5 枝管  $Re$  数と枝管内への流動渦の侵入長さの関係

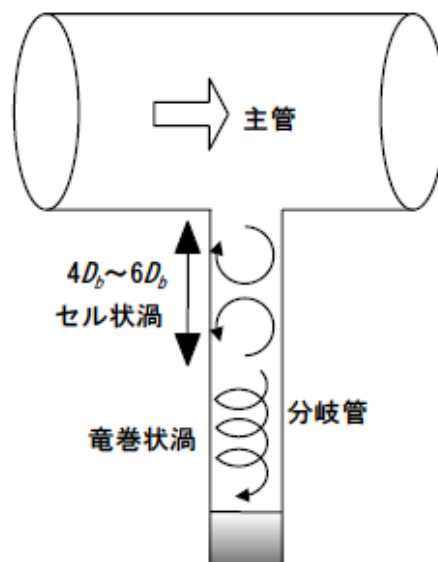


付録図 4.1-6 放熱の有無による流動解析結果の比較(流線図)

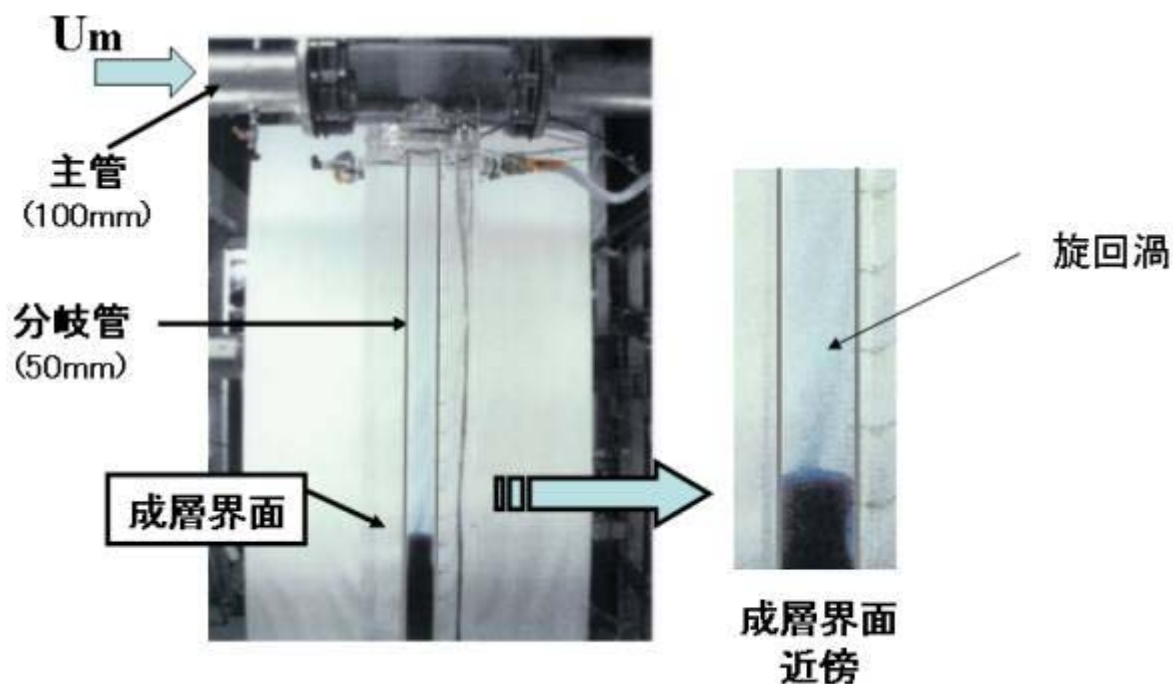
付録4. 2 日本機械学会「配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針」JSME S 017-2003  
 における主管に接続された分岐管内への渦の侵入深さに関する知見

日本機械学会から「配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針」JSME S 017-2003 が発行されている。この指針内のデータの流体是水であるが、非圧縮性流体として蒸気流れを取り扱える範囲であれば、流体の基礎方程式である Navier-Stokes 式上は  $Re$  数をパラメータとして整理でき、相似性の高い現象である。従って、本ガイドラインの換気長さを評価する上で、渦の侵入深さはほぼ同等になると考えられる。

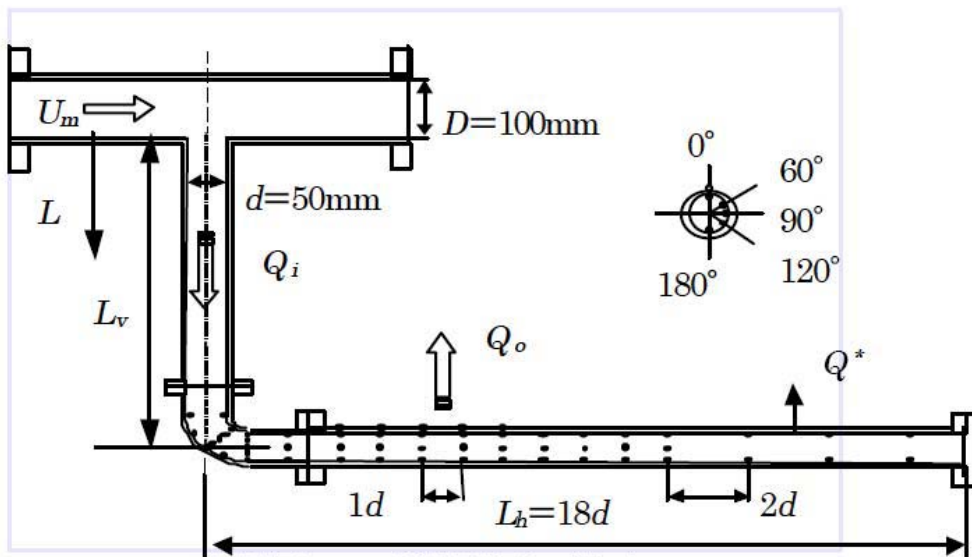
付録図 4.2-1 に分岐管内に侵入する渦の概略図を、付録図 4.2-2 に可視化試験結果を示す。また、付録図 4.2-3 に示す供試体を用いて温度変動が測定された。これらの試験は、付録図 4.2-4,5 に示すモデル化を経て、付録図 4.2-6 に示すグラフにまとめられている。



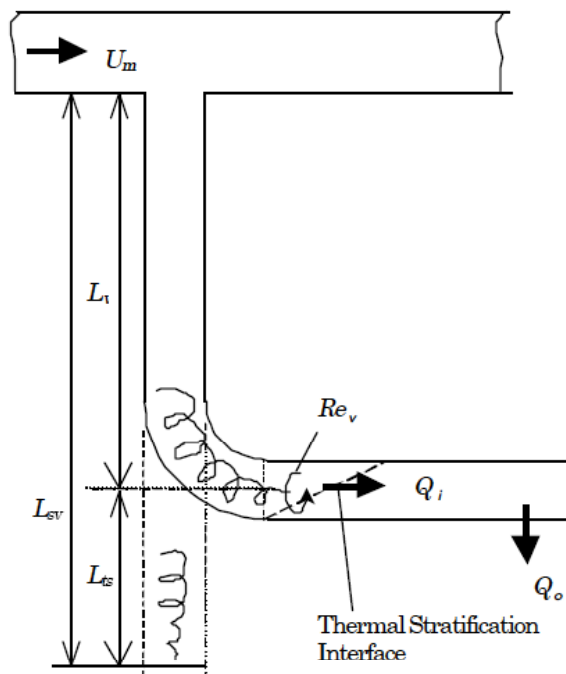
付録図 4.2-1 分岐管内に侵入する渦



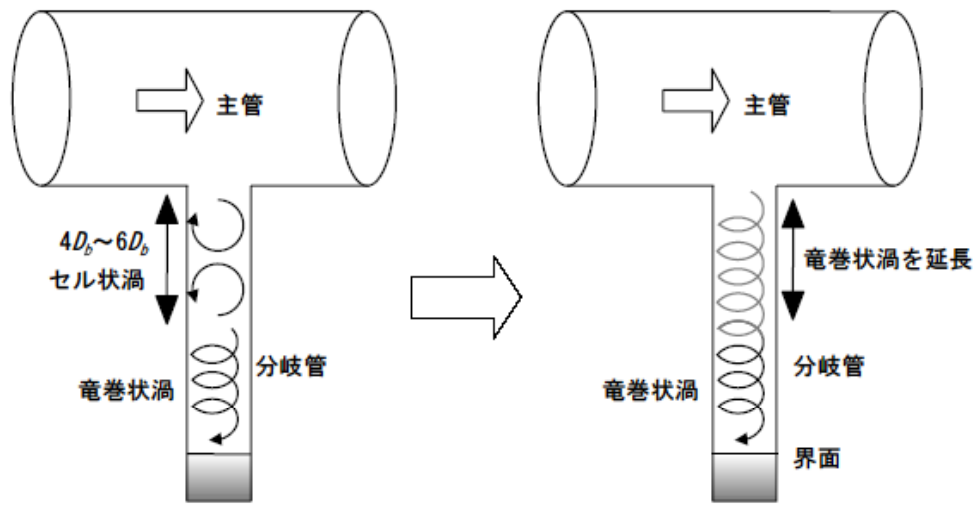
付録図 4.2-2 分岐管内流れの可視装置 参考文献[21]



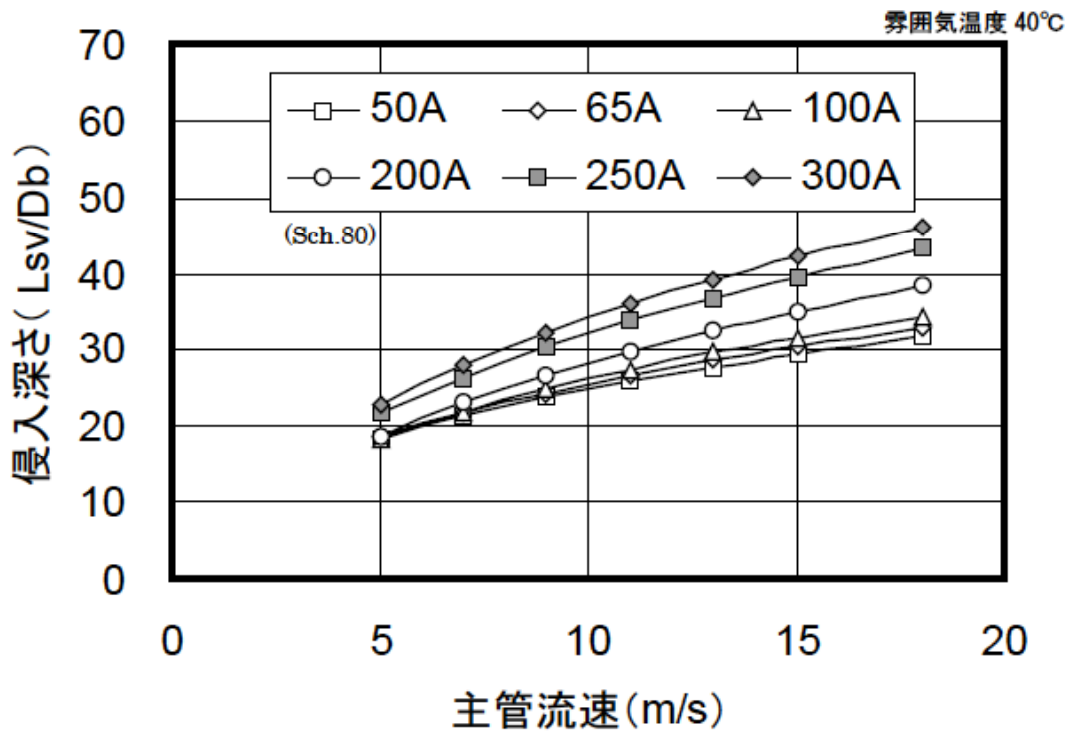
付録図 4.2-3 温度変動と水平管渦侵入深さを測定した試験装置 参考文献[22]



付録図 4.2-4 水平管内渦侵入評価モデル 参考文献[22]



付録図 4.2-5 キャビティフロー型熱成層に対するモデル化 引用文献[23]



付録図 4.2-6 キャビティフローの分岐管鉛直部侵入深さ 引用文献[24]

## 付録5 気体廃棄物処理系設計方法

気体廃棄物処理系の設計方法を以下に示す。

### (1) 希釈処理

主復水器より抽出される排ガスは水素・酸素ガスを含むため、空気抽出器 (SJAE: Steam Jet Air Ejector) 第2段の駆動蒸気により、排ガス中の水素濃度が可燃下限界 (4 モル%) 未満となるように希釈して気体廃棄物処理系へ導入する。

### (2) 再結合処理

気体廃棄物処理系に導かれた排ガスは排ガス再結合器により、可燃下限界に対して十分低くなるように水素-酸素を再結合して水蒸気とした後、排ガス復水器にて凝縮させ主復水器へ回収する。

### (3) ガス滞留防止

排ガス再結合器で処理した後の排ガス中にも微量ながら水素ガスが存在することから、通常運転中の気体廃棄物処理系空気流量低下によるプロセス内への水素ガス滞留を防止するため、気体廃棄物処理系入口部にブリード用の空気注入ラインを設け、最小空気流量を確保する。

### (4) プロセス状態の監視

- ・水素濃度の監視
- ・排ガス流量の監視
- ・排ガス再結合装置の性能監視

### (5) 強度設計

排ガス再結合器までは、万一系内で水素燃焼が発生した場合を考慮して、燃焼時のピーク圧力に耐えうる設計とする。燃焼時のピーク圧力については理論上の最大発生圧力として 1.8MPa が得られているため、これを加味し、最高使用圧力を 2.5MPa にて設計が行われている。

## 付録6 枝管の構造強度評価

### 付録6.1 強度評価における想定燃焼形態

燃焼とは、発光および発熱を伴う激しい化学反応の総称であり、火炎の伝ば速度によって、爆轟波と燃焼波の2つの燃焼形態に分けられる。

- ・爆轟波：衝撃波と化学反応とが組み合わさったもので、伝ば速度は音速を超える。
- ・燃焼波：高温の既燃ガスからの伝熱や活性種の拡散によって未燃ガスが反応を開始することによって、火炎面は音速以下で伝ばする。

本節では、爆轟と燃焼に関する既存試験結果等により、枝管の強度評価で想定する燃焼形態を検討した。

#### (1) 爆轟試験による爆轟遷移に関する知見

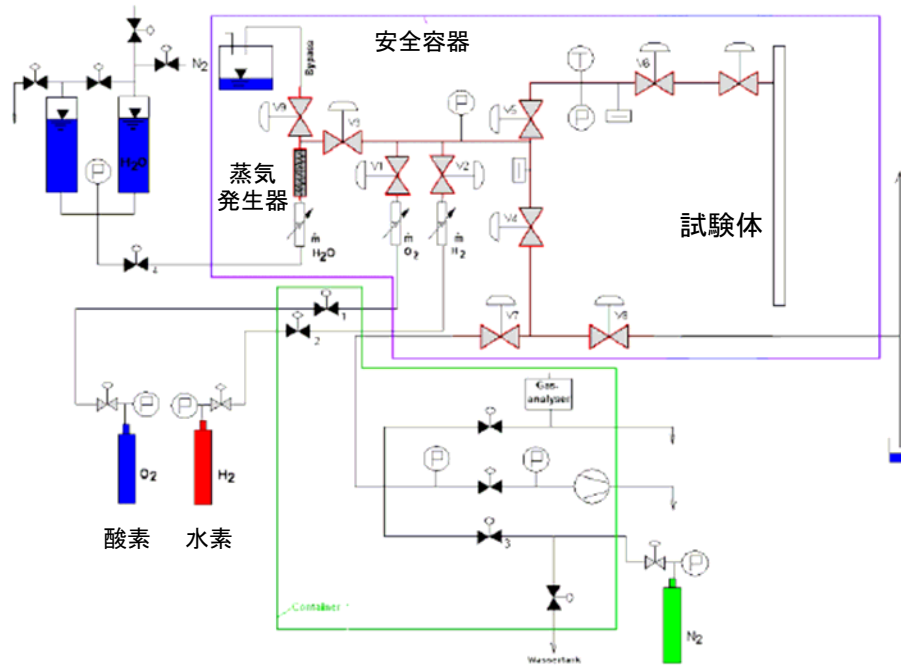
化学量論比の水素・酸素と蒸気の混合ガスを用いて、燃焼から爆轟に遷移する混合ガス濃度を調べる試験をドイツFZK（カールスルーエ研究センター）で実施した。

試験ループの構成を付録図 6.1-1 に、試験体の一例を付録図 6.1-2 に示す。試験体は、ステンレス鋼の直管で構成されており、2種類の形状（小口径：内径 24mm，長さ 4m，大口径：内径 50mm，長さ 8m）の試験体を用いた。

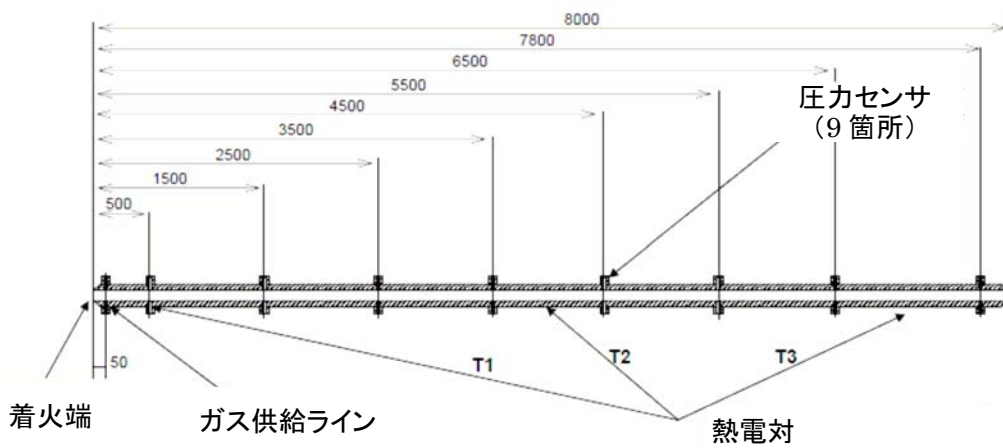
試験では、配管口径、管内の閉塞率（障害物を挿入）、混合ガス／蒸気の濃度、初期圧力（0.1～7MPa）、初期温度（110℃，200℃，300℃）をパラメータとして、着火後の試験体各部の圧力変化を測定し、爆轟に遷移する条件を調べた。

付録図 6.1-3 に、配管口径、初期圧力、蒸気濃度を変えた場合における爆轟と燃焼の発生領域を示す。燃焼から爆轟に遷移する混合ガス濃度は、約 45～60 モル%と燃焼の開始条件となる不燃限界濃度（約 16～21 モル%）を大きく上回っており、初期圧力・初期温度に加え、配管口径によっても変化する結果が得られた。

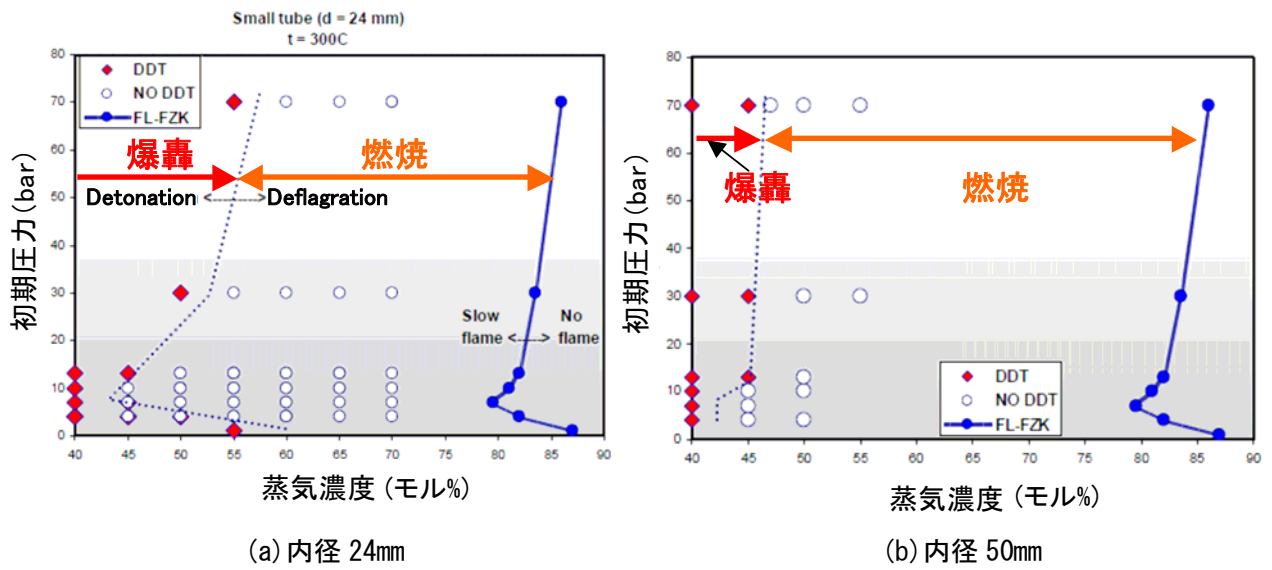
また、爆轟遷移前後の圧力計測結果の一例（内径 24mm，長さ 4m の平滑管であり、初期圧力 1MPa，初期温度 300℃，混合ガス濃度 60 モル%，蒸気濃度 40 モル%）を付録図 6.1-4 に示す。付録図 6.1-4 は、圧力波が光センサに到達した時間を基準に圧力波形を比較した。爆轟遷移後の圧力波（X=2m 位置）は、爆轟遷移前（燃焼波：X=1m 位置）の圧力波を包含することを確認した。



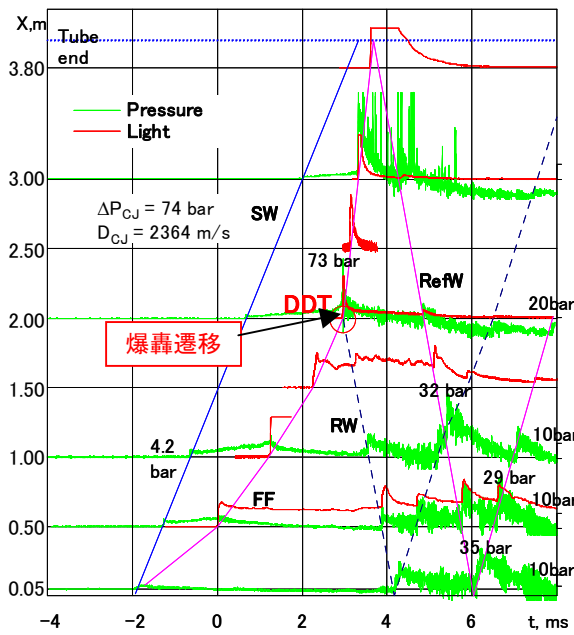
付録図 6.1-1 FZK 爆轟試験 試験ループの構成



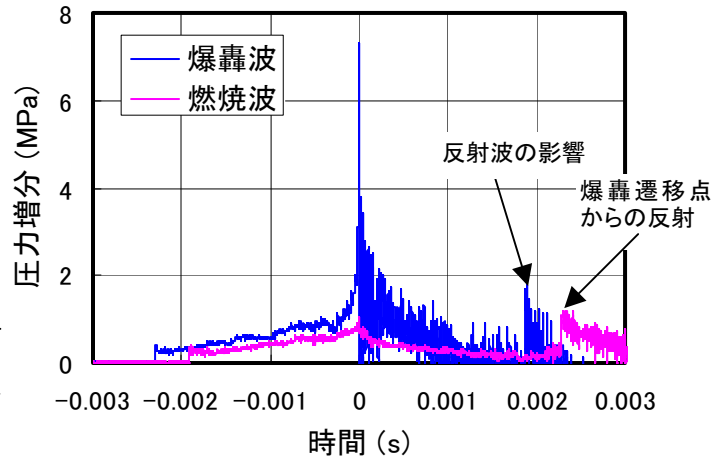
付録図 6.1-2 FZK 爆轟試験 試験体形状 (口径 50mm)



付録図 6.1-3 爆轟, 燃焼の発生領域



(a) 燃焼波, 爆轟波の伝ば挙動

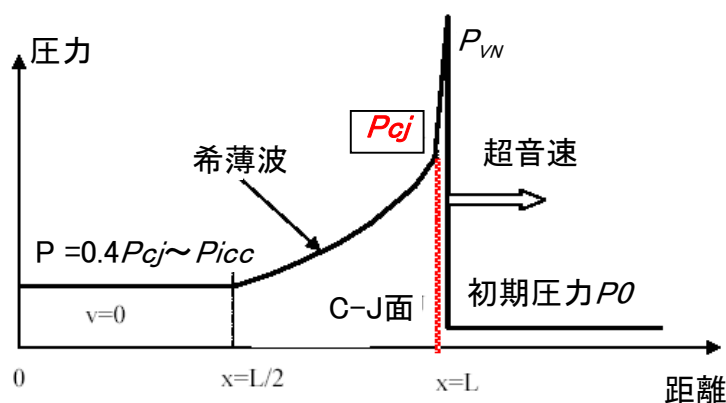


(b) 燃焼波と爆轟波の比較

付録図 6.1-4 爆轟遷移前後の圧力波の比較

## (2) 燃焼と爆轟のピーク圧力の比較

爆轟波のモデル図を付録図 6.1-5 に示す。爆轟波が到達すると、まず von Neumann スパイク ( $P_{vN}$ ) と呼ばれる鋭いピーク圧力が生じ、その直後に C-J (Chapman-Jouguet) 理論に基づくピーク圧力 ( $P_{cJ}$ ) が生じる。圧力は、ピーク圧力  $P_{cJ}$  から減衰 (希薄波領域) し、配管からの放熱がなければほぼ一定値となる。なお、von Neumann スパイクは、ごく短時間のピークであり、配管の構造応答には影響しないため、通常は爆轟波のピーク圧力として  $P_{cJ}$  が想定される。



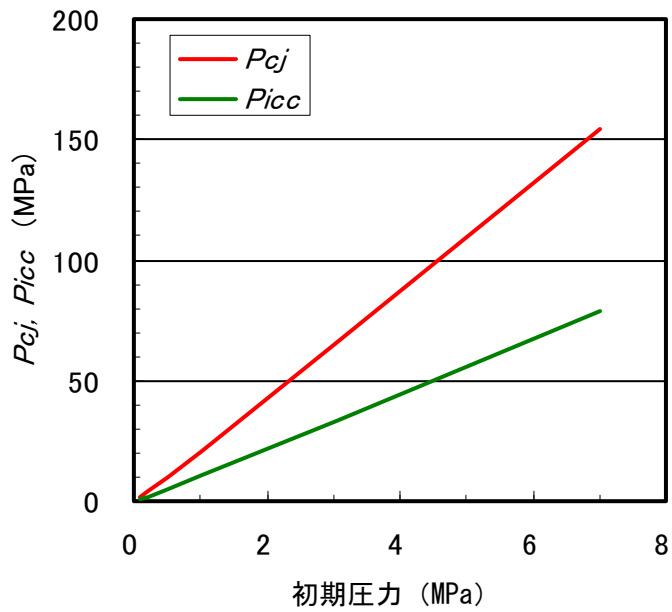
付録図 6.1-5 爆轟波のモデル

一方、燃焼時の最大圧力は、断熱等容燃焼圧力 ( $P_{icc}$ ) として評価される。

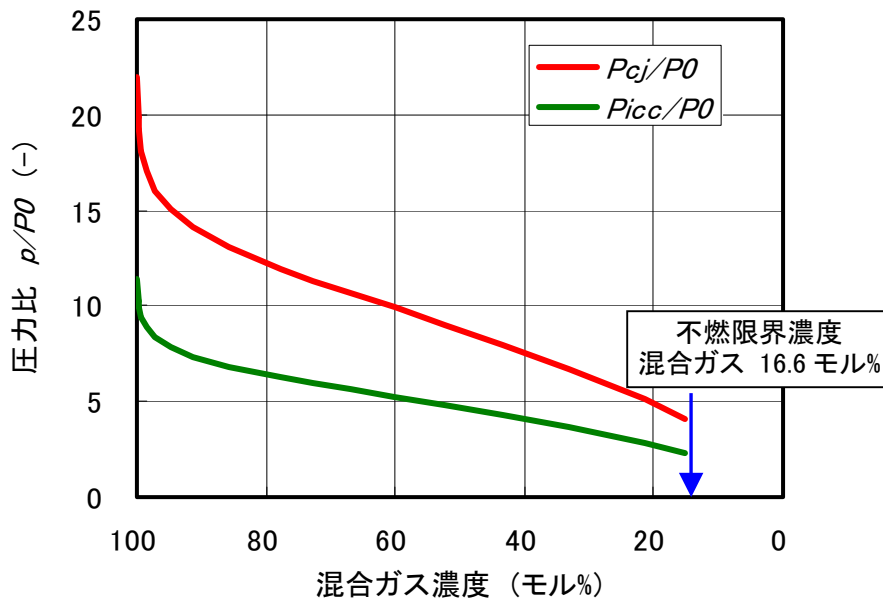
混合ガス濃度 100 モル%、常温 (293K) の場合について、初期圧力に対する  $P_{cJ}$  と  $P_{icc}$  の計算結果を付録図 6.1-6 に示す。 $P_{cJ}$  および  $P_{icc}$  は、Stanford 大学で開発された STANJAN コード<sup>引用文献[3]</sup>により評価した。同一圧力条件では、常に  $P_{cJ}$  は  $P_{icc}$  を上回る。

また、初期圧力 7MPa の蒸気枝管を対象として、混合ガスの蓄積によるガス濃度変化を考慮した場合の  $P_{cJ}$  と  $P_{icc}$  の計算結果 (初期圧力で規格化) を付録図 6.1-7 に示す。同一ガス濃度条件では常に  $P_{cJ}$  は  $P_{icc}$  を上回る。

さらに、付録図 6.1-5 に示したように、爆轟波は、ピーク圧力  $P_{cJ}$  から減衰し、 $0.4P_{cJ} \sim P_{icc}$  程度で静定する<sup>引用文献[25]</sup>ことが知られている。



付録図 6.1-6  $P_{cj}$ ,  $P_{icc}$ の初期圧力依存性 (混合ガス濃度 100 モル%, 初期温度 293 K)



付録図 6.1-7  $P_{cj}$ ,  $P_{icc}$ のガス濃度依存性 (初期圧力 7MPa)

## 参考 混合ガス燃焼時の圧力荷重の設定

直管形状の試験体を用いた FZK の爆轟試験では、爆轟に遷移する混合ガス濃度は約 45～60 モル%と高く、また爆轟波の圧力波形が燃焼波を包含する結果が得られた。さらに、枝管内の混合ガス条件が同等であれば、計算による爆轟ピーク圧力  $P_{ej}$  は、燃焼のピーク圧力  $P_{icc}$  を常に上回る結果となる。以上より、配管強度評価の観点では、爆轟事象での圧力荷重が燃焼事象より厳しい条件となることを確認した。

なお、燃焼の判定に用いる不燃限界濃度は、燃焼、すなわち化学反応が維持できるガス組成が主な支配因子である。一方、爆轟は衝撃波の伝ばを伴うものであり、その伝ば挙動は配管口径や各種の継手等を含む配管引回し形状に影響されると考えられる。

実機 BWR での蒸気枝管は、配管口径だけでなく配管引回し形状が多岐にわたるが、各種の配管引回しを模擬した体系での爆轟遷移条件に関する知見はなく、対象とする枝管で爆轟に遷移するかの判定には不確定さが残る。このため、本ガイドラインでは、現状の知見だけで爆轟遷移条件を設定することは相応しくないと判断した。

したがって、不燃限界濃度を越えて混合ガスが蓄積すると判定され何らかの着火要因により着火した場合には、混合ガスの燃焼形態として全て爆轟に遷移するという保守側の条件を仮定し、爆轟圧力を基準として配管強度を評価することにした。

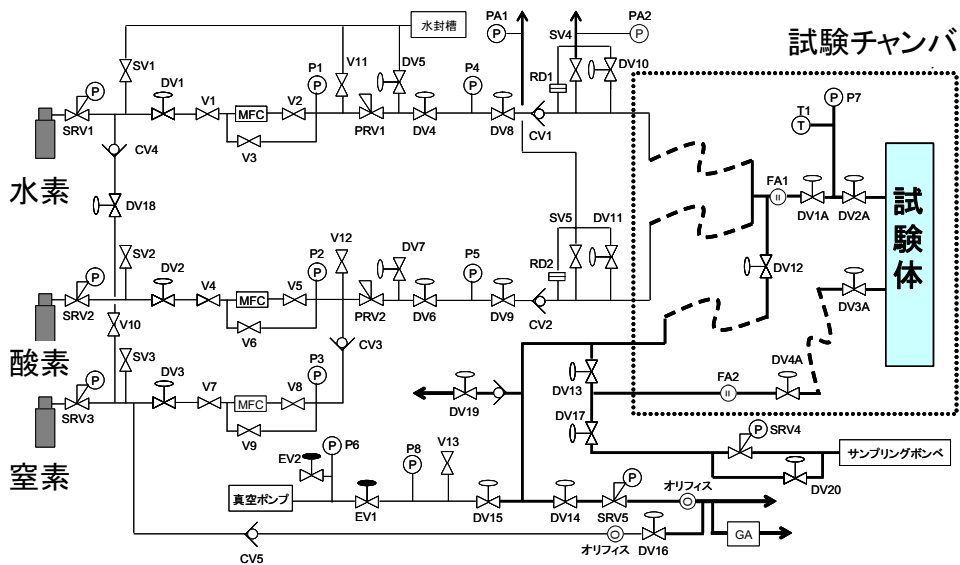
今後、各種の配管口径／引回し形状を考慮した体系において爆轟遷移条件が明確化されれば、爆轟と燃焼を区分した条件で、枝管の強度評価が可能になると考える。

## 付録6.2 爆轟試験

実機の蒸気枝管では、直管が各種の継手（エルボ、ティー、レギュレーサ等）によって接続された構成であり、枝管の端部は弁や水封部で閉止されている。このため、実機で想定される配管継手、閉止端形状が爆轟特性に及ぼす影響および初期圧力に対する依存性を把握するため、代表的な配管形状を模擬した試験体を用いて、爆轟試験を実施し、圧力波データを取得した。

### (1) 試験装置の構成

試験装置は、実機の枝管形状を模擬した試験体、ガス供給系、着火系、計測系で構成した。試験装置の概略系統図、試験体の設置状況を付録図 6.2-1、付録図 6.2-2 に示す。



付録図 6.2-1 爆轟試験装置概略系統図



付録図 6.2-2 爆轟試験体設置状況

## (2) 試験条件

### a. 実機条件の模擬方法

付録 6.1 で述べた爆轟波のピーク圧力  $P_{cj}$  および伝ば速度 (爆速)  $D_{cj}$  は次式で評価<sup>引用文献[26]</sup>される。

$$P_{cj} = 2 \cdot (\gamma - 1) \cdot Q/V = 2 \cdot Q \cdot \left( \frac{P_0}{T_0} \right) / C_v \quad \text{付録式(6.2-1)}$$

$$D_{cj} = \sqrt{2 \cdot (\gamma^2 - 1) \cdot Q} \quad \text{付録式(6.2-2)}$$

ここで、 $\gamma$  : 比熱比 ( $=C_p/C_v$ )、 $C_p$  : 定圧比熱、 $C_v$  : 定容比熱、 $Q$  : 混合ガス単位質量あたりの発生熱、 $V_0$  : 比容積 ( $=1/\rho$ ,  $\rho$  : 密度)、 $P_0$  : 初期圧力、 $T_0$  : 初期温度である。

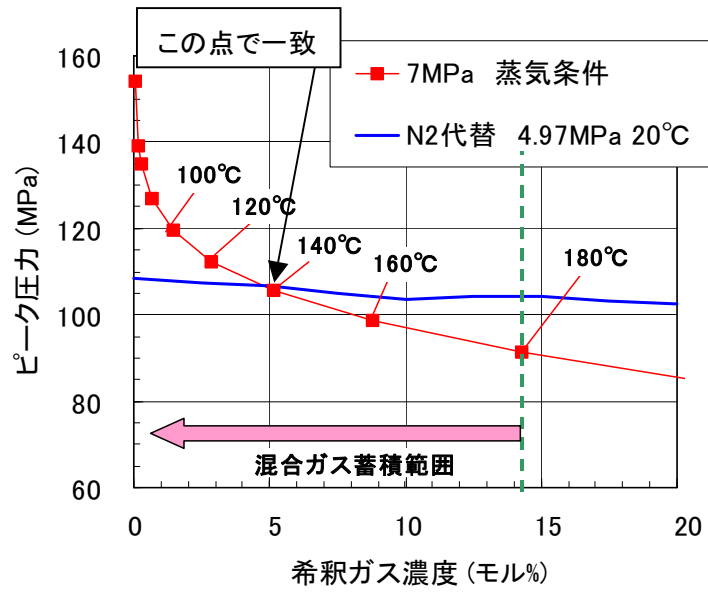
付録式(6.2-1)に示すピーク圧力  $P_{cj}$  はガス密度に比例、言い換えれば、初期圧力に比例し初期温度に逆比例する。一方、付録式(6.2-2)に示す爆速  $D_{cj}$  は、初期圧力や初期温度の依存性が小さいことがわかる。

今回の爆轟試験では、上記の関係に基づき、蒸気の代替として窒素ガスを希釈ガスとして用い、さらに常温で初期圧力を調整することにより、実機枝管での高温・蒸気雰囲気中の爆轟圧力と一致させるような試験条件<sup>引用文献[27]</sup>を検討した。

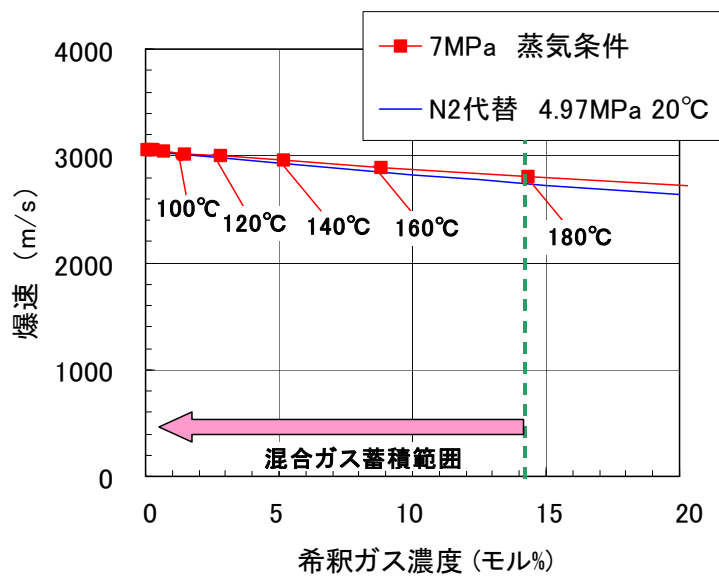
付録図 6.2-3 は、一例として、初期圧力 7MPa の蒸気枝管内に混合ガスが高濃度に蓄積した条件で爆轟が発生した場合を想定し、希釈ガス濃度 ( $=1 - \text{混合ガス濃度}$ ) に対するピーク圧力と爆速の計算結果を示したものである。計算には、STANJAN コード<sup>引用文献[3]</sup>を用いた。混合ガスが蓄積して 140℃ (蒸気濃度約 5 モル%) の雰囲気条件において爆轟が生じた場合のピーク圧力は、約 110MPa となる。このピーク圧力を常温 (20℃) の窒素ガス (濃度 5 モル%) で模擬する場合には、式(6.2-1)より、初期温度 (絶対温度) の変化分 (293.15/413.15) だけ初期圧力を低下させた約 5MPa の条件で模擬可能であることがわかった。また、爆速については、蒸気と窒素ガスの場合、ほぼ一致する。

実機の中・低圧条件 (3MPa, 1.3MPa, 0.4MPa) での枝管を想定した場合でも、7MPa の場合と同様、初期温度の変化分を考慮して初期圧力を調整することで、高温・蒸気条件での爆轟特性を常温・窒素ガスで模擬できる。

この常温・窒素ガスによる模擬性を確認するため、内径 43mm、長さ 6m の直管体系の試験装置を用いて、高温・蒸気条件と常温・窒素ガス条件での爆轟特性を比較した。付録図 6.2-4 に、模擬性確認試験結果の一例を示すが、常温・窒素ガス条件と高温・蒸気条件での圧力波形 (ピーク値, 減衰特性) がほぼ一致することを確認した。

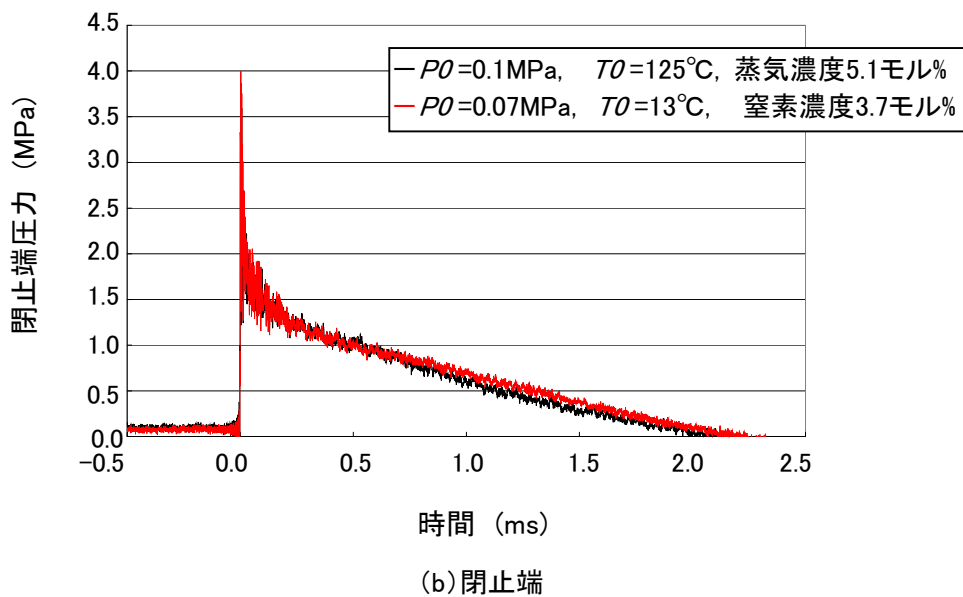
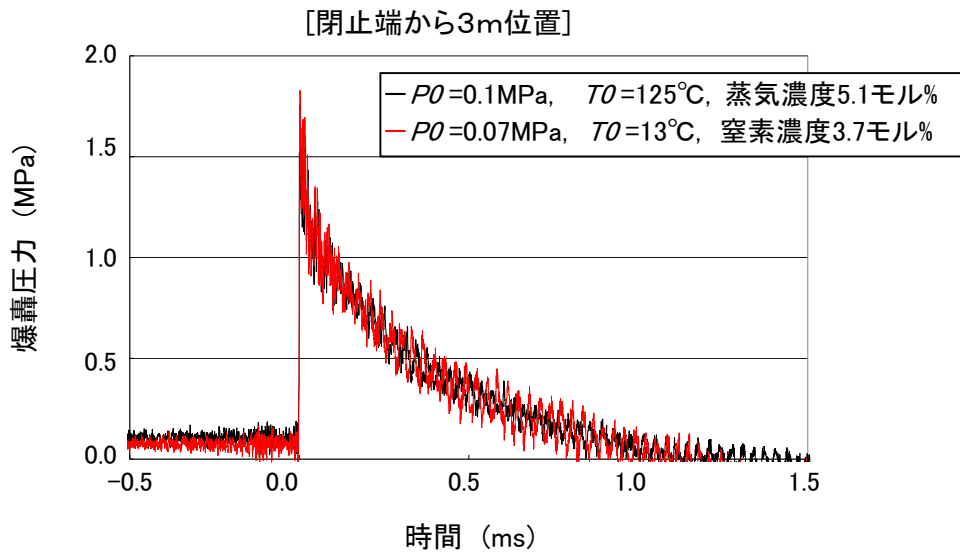


(a)ピーク圧力の比較



(b)爆速の比較

付録図 6.2-3 常温・窒素ガス条件での模擬性



付録図 6.2-4 常温・窒素ガス模擬性確認試験で取得した圧力波形の比較

b. 試験パラメータ

爆轟試験の試験条件を付録表 6.2-1 に示す。試験パラメータは、試験体形状（継手，閉止端）と初期圧力である。初期温度は常温レベルであり，ガス組成は付録 1.2 に示した混合ガス蓄積試験結果に基づき，高濃度に混合ガスが蓄積している条件を想定し，混合ガス 95 モル%，窒素ガス 5 モル%を基準に設定した。

付録表 6.2-1 試験条件

継手形状 閉止端形状	ケース 番号	初期圧力* (MPa)	初期温度 (°C)	水素濃度 (モル%)	酸素濃度 (モル%)	窒素濃度 (モル%)
直管 (D-1 試験体)	D-1-1	1.0	7	64.7	30.2	5.0
	D-1-2	2.3	5	62.7	32.3	4.9
	D-1-3	5.0	9	62.6	30.3	7.2
エルボ (D-2 試験体)	D-2-1	1.0	9	63.0	30.1	6.9
	D-2-2	2.3	7	63.8	30.3	5.9
	D-2-3	5.0	7	67.6	28.9	3.5
ティー (D-3 試験体)	D-3-1	0.3	12	59.7	35.4	4.9
	D-3-2	0.8	14	60.3	34.6	5.1
レギュレーサ (D-4 試験体)	D-4-1	0.3	10	59.6	35.6	4.8
	D-4-2	0.8	11	59.7	35.6	4.7
弁 (D-5 試験体)	D-5-1	0.3	11	60.2	35.0	4.8
水封 (D-6 試験体)	D-6-1	0.3	12	60.1	34.4	5.5
	D-6-2	0.8	13	61.9	33.2	4.9

\*：実機蒸気枝管での代表圧力を、常温・窒素ガス条件で模擬するため初期圧力を調整  
 初期圧力 5MPa（実機 7MPa 相当）、 初期圧力 2.3MPa（実機 3MPa 相当）、  
 初期圧力 1MPa（実機 1.3MPa 相当）、 初期圧力 0.3MPa（実機 0.4MPa 相当）

### (3) 試験手順

試験準備として、圧力センサの熱衝撃防止用に、受圧面（φ6.22mm）にシリコングリスを塗布した。また、ガス供給配管内をパージして、試験体も含めて真空引き後、各ボンベからのガスを混合しながら試験体に充填し、所定の圧力・濃度条件で一定時間保持した。試験体内の混合ガスは、サンプリングして最終的なガス濃度を確認した。

試験は、試験体端部に設置したグロープラグに通電して混合ガスを着火させ、着火端に最も近接した圧力センサからの信号をトリガーとして、トータル 1 秒間圧力を計測（サンプリング周期：2MHz）した。試験終了後は、試験体内部の既燃ガスを排気した。

### (4) 圧力データの信号処理

試験で計測した圧力波（生データ）は、試験体内部を伝ばする際の振動の影響等も含まれるため、時間的な変動成分を含む波形となった。このため、ノイズ成分と考えられる高周波数領域（150kHz 以上）をカットするローパスフィルタ処理を採用した。

生データとフィルタ処理後の圧力波形における力積を比較すると、両者の差がないことを確認した。また、生データとフィルタ処理後の圧力波形を境界条件として、直管体系での予備的な強度評価を実施した結果、ひずみの発生量はほぼ一致し、データ処理による相違が強度評価に及ぼす影響は小さいことを確認した。

### (5) 試験体

試験体は、口径 50A, Sch160 (内径 43.1mm, 厚さ 8.7mm) のステンレス鋼管で構成した。試験体の長さ方向には、圧力センサを設置する座を設け、着火端から伝ばしてくる爆轟波や閉止端からの反射波による圧力変化を計測した。

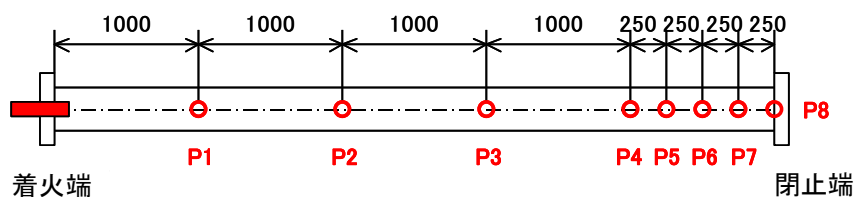
各試験体に圧力センサを配置するにあたっては予備解析 (実機配管を想定した初期圧力 7MPa, 初期温度 140°C, 混合ガス濃度 95 モル%条件) を実施し、各配管形状における圧力特性を把握できる位置を設定した。

#### a. D-1 試験体 (直管形状)

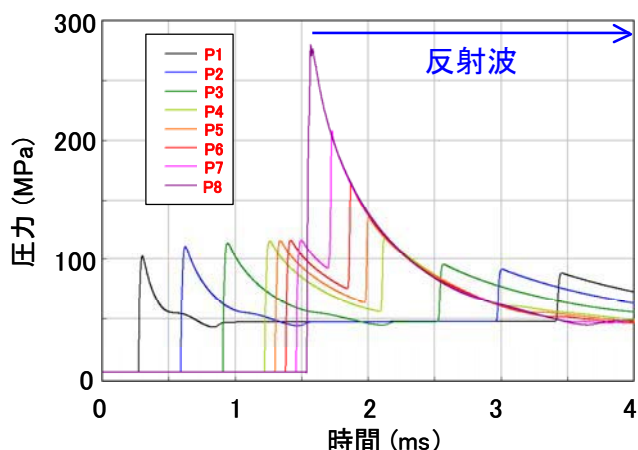
試験体は、付録図 6.2-5(a)に示すように、基本形状である直管体系 (長さ 5m) である。着火端側にグロープラグを、閉止端には鉛直平板を設けた。

付録図 6.2-5(b)に示す試験前の予備解析では、反射波による圧力が、閉止端上流 1m の範囲では、爆轟波 (進行波) のピーク圧力を上回る結果となった。

このため、反射波の影響範囲を確認するため、閉止端近傍 1m 以内では付録図 6.2-5(a)に示すように計測点 (○印) を設定した。



(a) D-1 試験体概略図



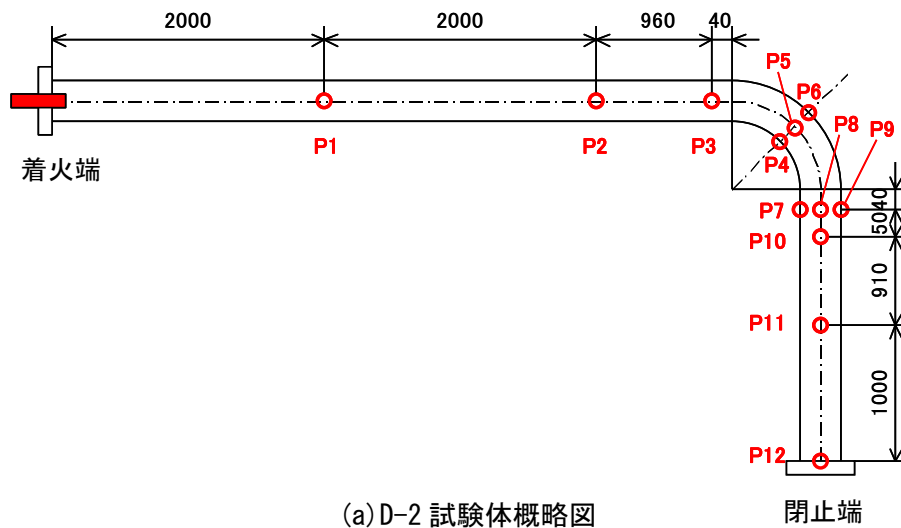
(b) 予備解析結果

付録図 6.2-5 D-1 試験体概略図と予備解析結果

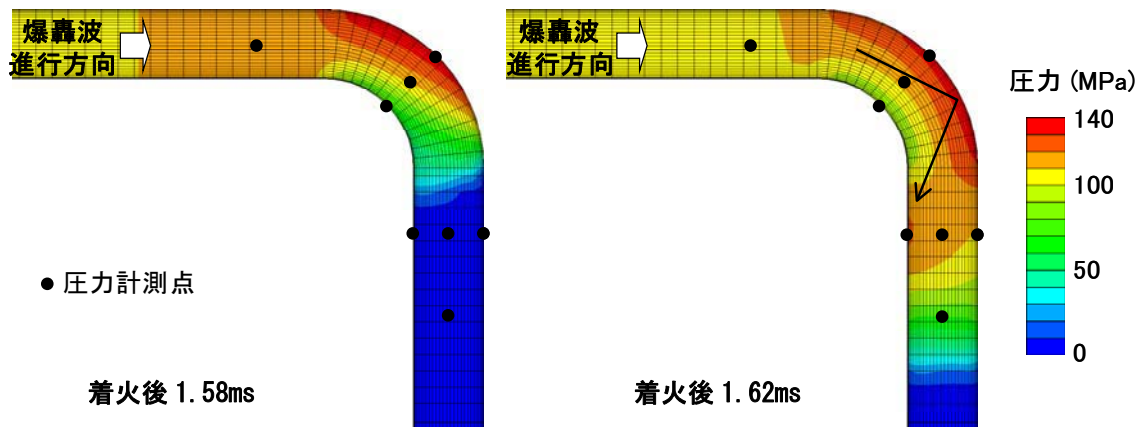
b. D-2 試験体 (エルボ形状)

試験体は、付録図 6.2-6(a)に示すように、ロングエルボを介して 2 本の直管を接続した構成である。付録図 6.2-6(b)に示す予備解析では、エルボ 45° 位置において、エルボ背側のピーク圧力 (P6 位置) がエルボ上流直管部でのピーク圧力を上回る結果となった。また、エルボ出口腹側 (P7 位置) では、爆轟波が到達した後、エルボ 45° 位置の背側からの反射の影響と考えられる圧力上昇が見られた。

このため、エルボ 45° 位置、エルボ出口、エルボ下流側の圧力挙動に着目して、付録図 6.2-6(a)に示すように計測点を設定した。



(a) D-2 試験体概略図



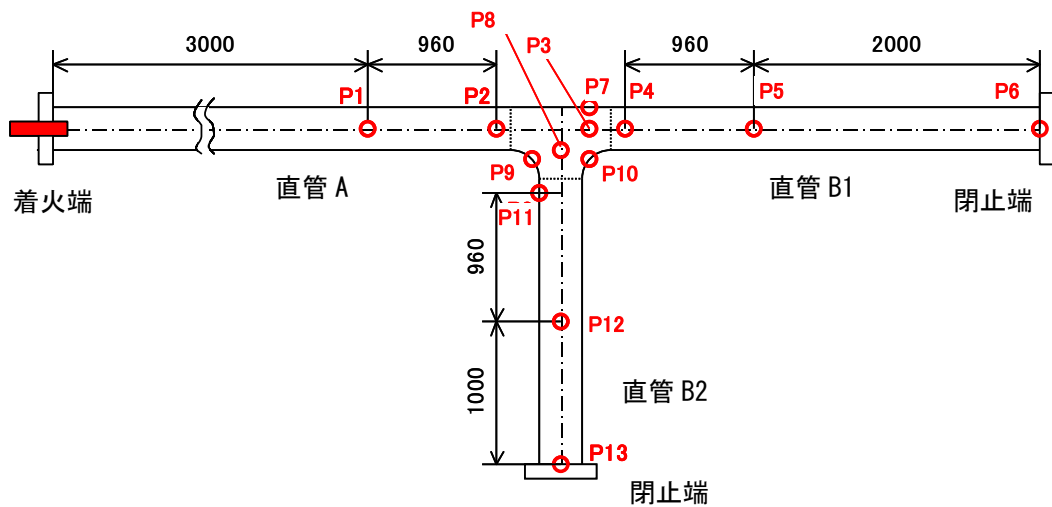
(b) 予備解析結果

付録図 6.2-6 D-2 試験体概略図と予備解析結果

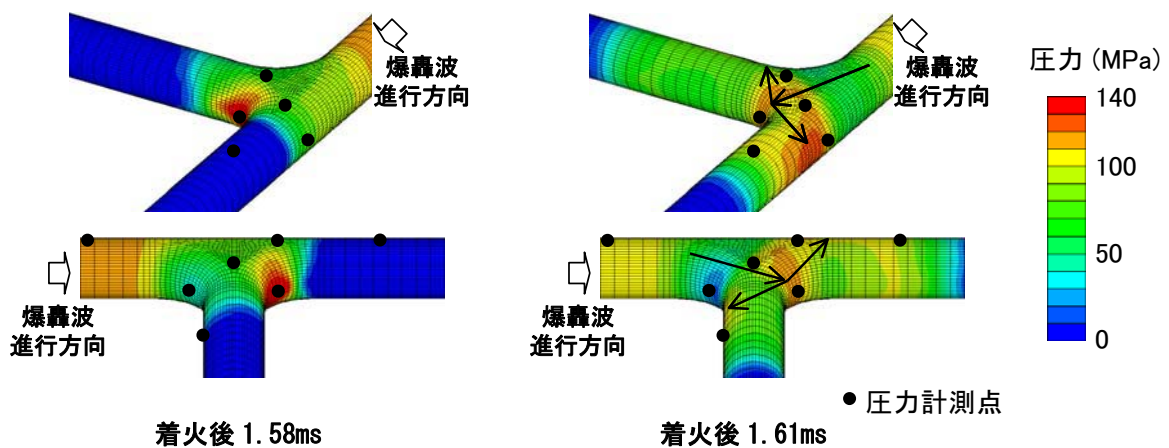
c. D-3 試験体 (ティー形状)

試験体は、付録図 6.2-7(a)に示すように、同径ティーを介して、上流側の直管 A と 2本の直管 (B1, B2) を接続した構成である。付録図 6.2-7(b)に示す予備解析では、ティー下流側の腹側 (P10 位置) において、ティー上流直管部でのピーク圧力を上回る結果となった。その後、P10 位置から、各直管の下流側に反射する傾向が見られた。

このため、ティー内部と下流側での圧力挙動に着目して、付録図 6.2-7(a)に示すように計測点を設定した。



(a) D-3 試験体概略図



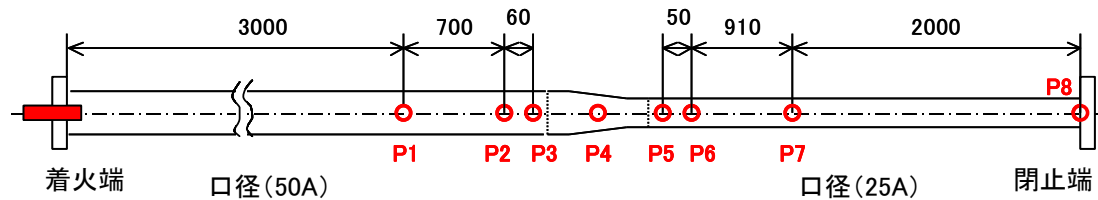
(b) 予備解析結果

付録図 6.2-7 D-3 試験体概略図と予備解析結果

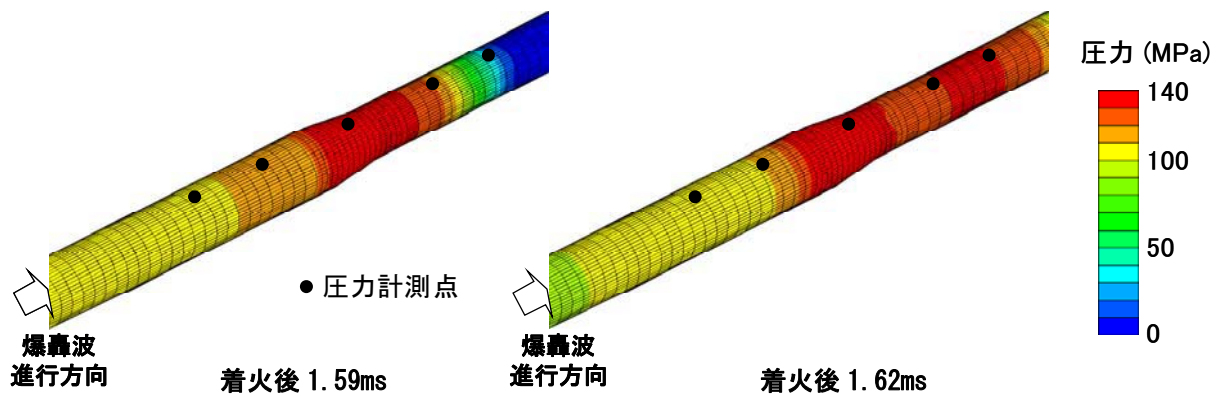
d. D-4 試験体（レジューサ形状）

試験体は、付録図 6.2-8(a)に示すように、50A の直管下流に同心レジューサを設け、25A の直管を接続した構成である。付録図 6.2-8(b)に示す予備解析では、レジューサ中央部（P4 位置）において、レジューサ上流直管部でのピーク圧力を上回る結果となった。また、レジューサ内部は傾斜面となっており、傾斜面からレジューサ上流側への反射と見られる圧力上昇が見られた。

このため、ピーク圧力の高いレジューサ中央と、レジューサ上流／下流側の圧力挙動に着目して、付録図 6.2-8(a)に示すように計測点を設定した。



(a) D-4 試験体概略図



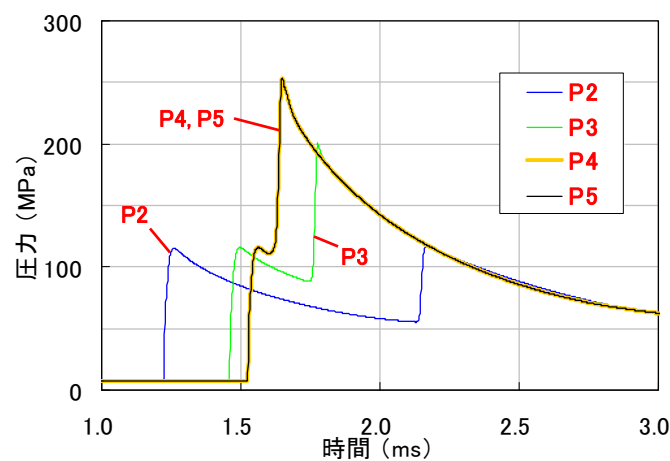
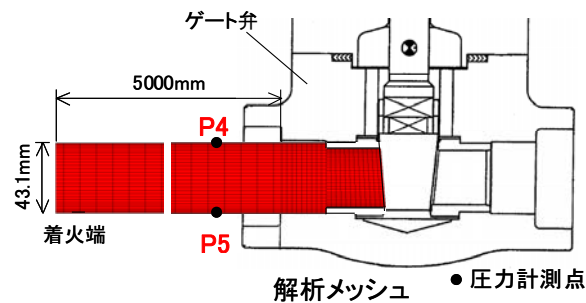
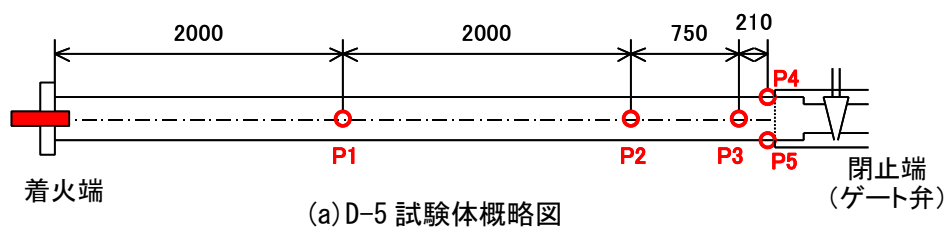
(b) 予備解析結果

付録図 6.2-8 D-4 試験体概略図と予備解析結果

e. D-5 試験体（閉止端模擬（弁））

試験体は、付録図 6.2-9(a)に示すように、閉止端として実機で多く採用されているゲート弁を設けた構成である。ゲート弁の場合、反射面（弁体）は一般的に上下方向で傾斜を有することから、閉止端に鉛直平板を用いた場合と反射波の挙動が変化する可能性がある。付録図 6.2-9(b)に示す予備解析では、弁入口部の上下 2 点（P4, P5 位置）における反射波の挙動はほぼ一致し、弁体の傾斜の影響は小さいことが想定された。

このため、弁体の上下方向の傾斜が反射波に及ぼす影響を確認するため、付録図 6.2-9(a)に示すように弁入口部上下に計測点を設定した。



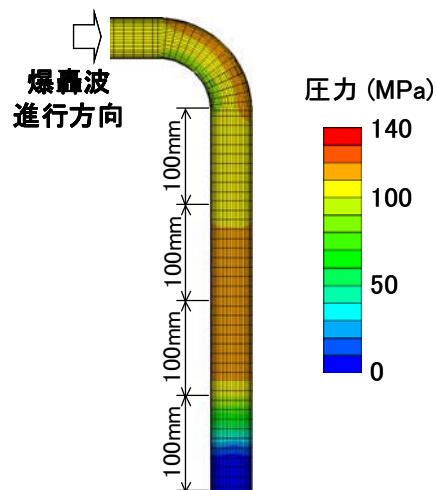
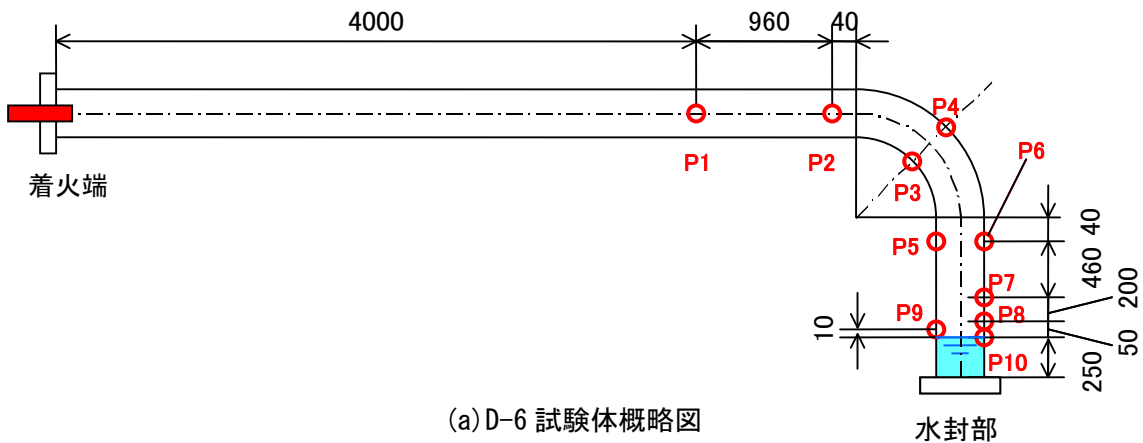
(b) 予備解析結果

付録図 6.2-9 D-5 試験体概略図と予備解析結果

f. D-6 試験体（閉止端模擬（水封））

試験体は、付録図 6.2-10(a)に示すように、水平管とエルボを介して鉛直管を立ち下げて接続し、閉止端として、鉛直管の底部に水封部を設けた構成である。水封の場合には、剛体である閉止板とは反射特性が変化することが想定され、水封部における反射波の挙動に着目して水面近傍に計測点を配置した。

なお、本試験体では、鉛直部分に水封部を形成するため、その上流側にはエルボを配置した。付録図 6.2-10(b)に示す予備解析の結果より、エルボ出口から 300mm 離れた位置では、エルボによる影響は見られず、断面内での圧力差が解消されることを確認した。このため、付録図 6.2-10(a)に示すようにエルボ出口と水面の距離を 300mm 以上確保した鉛直管を設置した。



付録図 6.2-10 D-6 試験体概略図と予備解析結果

## (6) 試験結果

### a. D-1 試験体

付録図 6.2-11 に、初期圧力 5MPa 条件（実機 7MPa 相当）における各計測点での圧力変化を示す。なお、圧力変化のグラフでは、着火端に最も近接した圧力センサで検出した圧力波の到達時間を 1ms とした基準で、時間軸を設定している。

着火端側の P1 計測点から爆轟波が閉止端側に向かって進行し、閉止端に達すると、爆轟波のピーク圧力を大きく上回るピークを示す。その後、反射波が着火端側に伝ばする。

この反射波によるピーク圧力が、理論値である  $P_{ej}$  を上回る範囲は P5, P6 計測点（閉止端から 500～750mm）付近までであり、爆轟波のピーク圧力と反射波による圧力が重畳する領域を確認した。また、圧力センサ間の距離を圧力波の到達時間差で除した進行波の伝ば速度は、理論値  $D_{ej}$  とほぼ一致しており、伝ば速度が音速を超えた爆轟状態になっていることを確認した。

代表点での圧力変化を各ケースの初期圧力で規格化し、付録図 6.2-12 に比較して示す。初期圧力を 1～5MPa（実機 1.3～7MPa 相当）まで変化させても、初期圧力で規格化した爆轟波、反射波のピーク圧力および減衰特性はほぼ一致しており、ガス組成が同一であれば爆轟特性は初期圧力に比例することを確認した。

### b. D-2 試験体

付録図 6.2-13 に、初期圧力 5MPa 条件（実機 7MPa 相当）における各計測点（着火端側からエルボ中央）における圧力変化を示す。特に、エルボ 45° 位置では、背側の P6 計測点において、短時間であるが、エルボ入口 (P3)、腹側 (P4)、中央 (P5) での圧力を大きく上回るピーク圧力が生じた。なお、進行波の伝ば速度は、エルボを通過した後も、音速を上回っており、爆轟条件となっていることを確認した。

また、付録図 6.2-14 に、エルボ出口から閉止端までの圧力変化を示す。エルボ出口部に着目すると、爆轟波が到達した直後は、背側 (P9) > 中央 (P8) > 腹側 (P7) の順でピーク圧力を示す。その後、圧力が再度上昇し、ピーク圧力は腹側 (P7) > 中央 (P8) > 背側 (P9) のように逆転している。したがって、予備解析で見られたように、エルボ出口部では、進行波通過後にエルボ背側からの反射によって、圧力が再上昇することを確認した。

代表点での圧力変化を各ケースの初期圧力で規格化し、付録図 6.2-15 に示す。エルボ形状においても、初期圧力で規格化した爆轟波および反射波の特性はほぼ一致した。

### c. D-3 試験体

付録図 6.2-16, 付録図 6.2-17 に、初期圧力 0.3MPa 条件（実機 0.4MPa 相当）における各計測点での圧力変化を示す。まず、ティー上流の直管 A から直管 B1 の中心軸上での計測点に着目すると、ティー上流側 (P1, P2) と、ティー内部 (P3)、ティー下流側 (P4, P5) での爆轟波のピーク圧力はほぼ同等であった。また、直管 B2 側の爆轟波のピーク圧力も、ティー上

流側(P1, P2)と同等であった。なお、進行波の伝ば速度は、ティー部を通過した後も音速を上回っており、爆轟条件となっていることを確認した。

付録図 6.2-17 に示すティー内部の圧力変化に着目すると、予備解析での予測と同様、直管 B1 側の付根位置である P10 計測点において、ティー上流側よりも大きなピーク圧力を示すが、ティー下流への影響は小さいことを確認した。

代表点（ティー付根、直管 B2）での圧力変化を各ケースの初期圧力で規格化し、付録図 6.2-18 に示す。ティー形状についても、初期圧力で規格化した爆轟波および反射波のピーク圧力や減衰特性はほぼ一致した。

#### d. D-4 試験体

付録図 6.2-19 に、初期圧力 0.3MPa 条件（実機 0.4MPa 相当）における各計測点での圧力変化を示す。レジューサ中央の P4 計測点では、レジューサ上流部の直管部のピーク圧力を上回り、閉止端と同程度のピーク圧力を示すことを確認した。なお、進行波の伝ば速度は、レジューサを通過した後も音速を上回っており、爆轟条件となっていることを確認した。

また、レジューサ前後の圧力変化を付録図 6.2-20 に示す。レジューサ上流側の P2 計測点、P3 計測点では、爆轟波によるピーク圧力を示した後、P3, P2 の順で圧力の再上昇が確認できた。したがって、予備解析での予測と同様、レジューサ上流側では、レジューサ傾斜面からの反射の影響と考えられる圧力の再上昇が生じることを確認した。

レジューサ前後の代表点での圧力変化を各ケースの初期圧力で規格化し、付録図 6.2-21 に示す。レジューサ形状についても、初期圧力で規格化した爆轟波の特性はほぼ一致した。

#### e. D-5 試験体

付録図 6.2-22 に、初期圧力 0.3MPa 条件（実機 0.4MPa 相当）における各計測点での圧力変化を示す。進行波の伝ば速度は音速を上回っており、爆轟条件となっていることを確認した。

着目したゲート弁取付部近傍の上下位置（P4 計測点、P5 計測点）では、爆轟波および反射波のピーク圧力や到達時間がほぼ一致している。反射波の圧力減衰に関しても顕著な差はないため、弁体の傾斜が反射波に及ぼす影響は小さく、平板の閉止板と同等の反射特性を示すことを確認した。また、弁取付部近傍の計測位置（P4, P5）は、閉止端である弁体から約 100mm 離れており、付録図 6.7-13 に示すように初期圧力で規格化した反射圧力は、直管試験体での閉止板の場合より約 10%低下することを確認した。

#### f. D-6 試験体

付録図 6.2-23 に、初期圧力 0.3MPa 条件（実機 0.4MPa 相当）における各計測点での圧力変化を示す。進行波の伝ば速度は、エルボを通過した後も音速を上回っており、爆轟条件となっていることを確認した。

付録図 6.2-23(c)に示す水面近傍では、水面位置（P9 計測点）での反射圧力が、同じ初期圧力条件で閉止板を用いた試験（D-3 試験, D-4 試験）における閉止端圧力よりも小さく、閉止板よりも反射波の影響が緩和されることを確認した。

水面近傍での代表点の圧力を初期圧力で規格化し、付録図 6.2-24 に示す。初期圧力で規格化した爆轟波および反射波の特性は、両者でほぼ一致した。

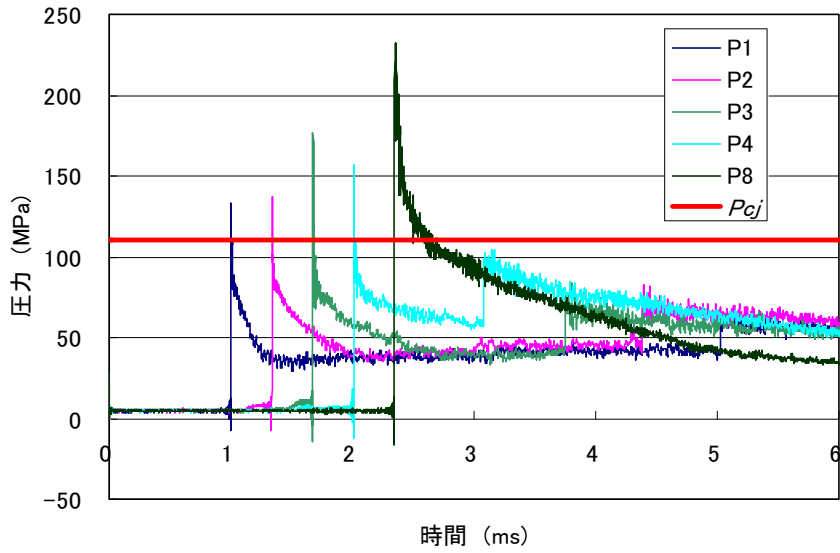
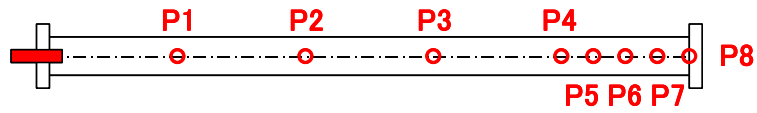
なお、b 項の D-2 試験体はロングエルボであり、f 項の D-6 試験体ではショートエルボを採用したが、エルボ部（45° 位置 背側）やエルボ出口部の圧力挙動に顕著な差はなく、エルボの曲率の影響は小さいと考えられる。

#### (7) まとめ

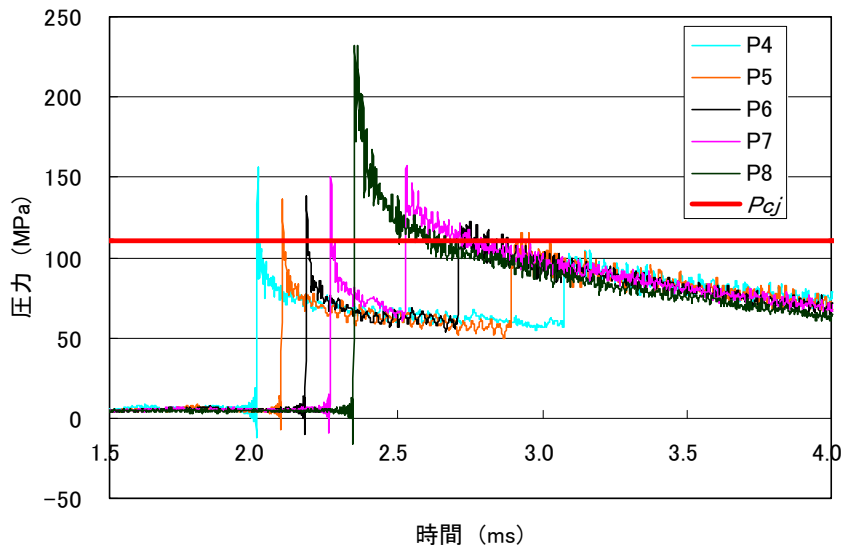
実機の蒸気枝管で想定される配管継手や閉止端形状を模擬した 6 種類の試験体を用いて、各形状で特徴的な爆轟波、反射波の圧力波形を取得し、以下の知見が得られた。

- ・ 閉止端近傍での反射による圧力は、爆轟波による圧力を大きく上回る。
- ・ エルボ、ティー、レジューサでは、爆轟波のピーク圧力を上回る箇所が見られた。
- ・ 閉止端にゲート弁を用いても、弁体の傾斜に影響はない。
- ・ 閉止端に水封部を用いた場合、剛体の閉止板の場合よりも反射圧力は小さい。

また、同一試験体において初期圧力を変更しても、ほぼ同等の圧力波形となることから、圧力波形は初期圧力で規格化して整理できることを確認した。

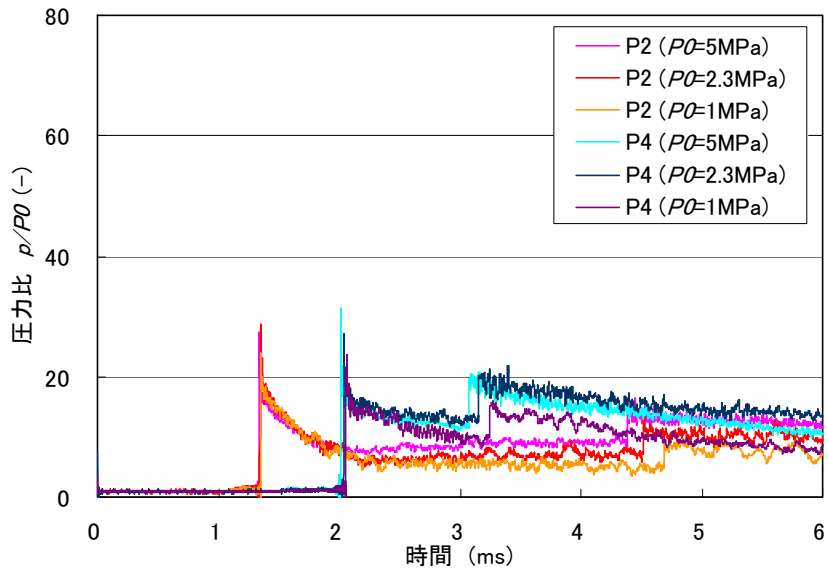
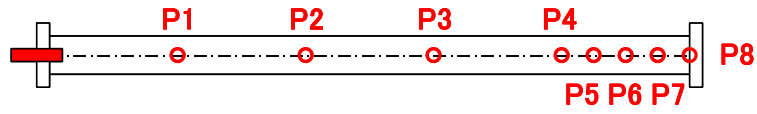


(a) P1~P4, P8 の圧力波形 (着火端から 1m 間隔)

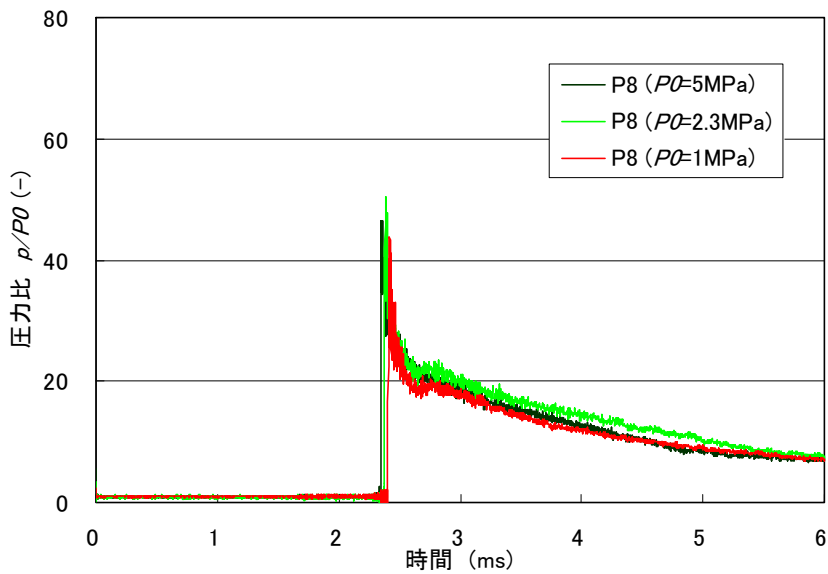


(b) P4~P8 の圧力波形 (閉止端から 1m 以内)

付録図 6.2-11 各計測点での圧力変化 (直管形状, 初期圧力 5MPa)

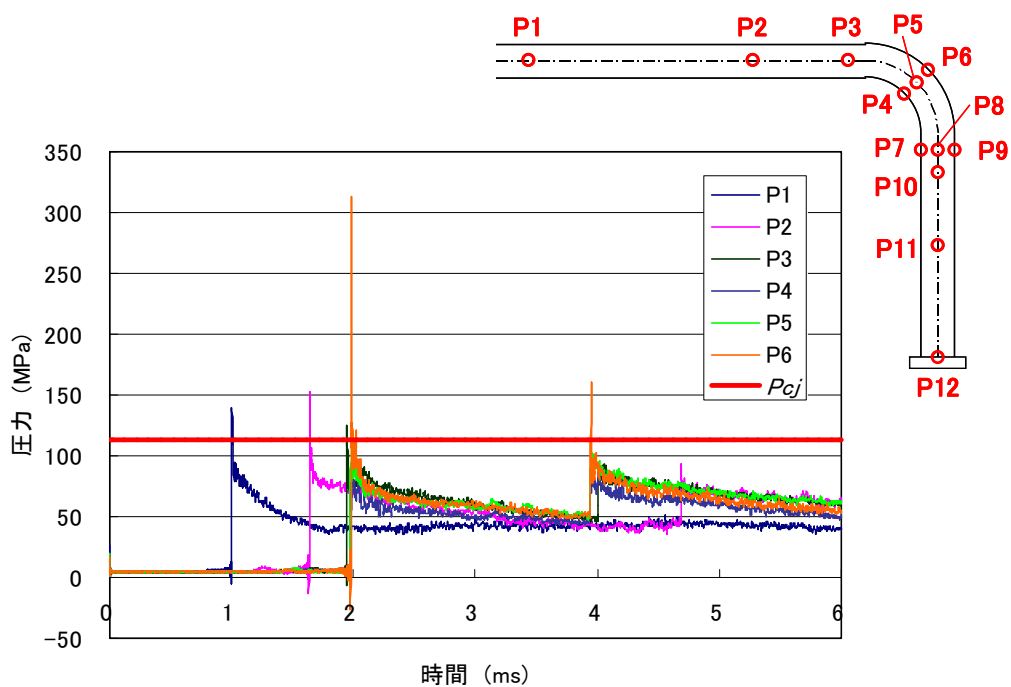


(a) 着火端から 2m 位置, 4m 位置

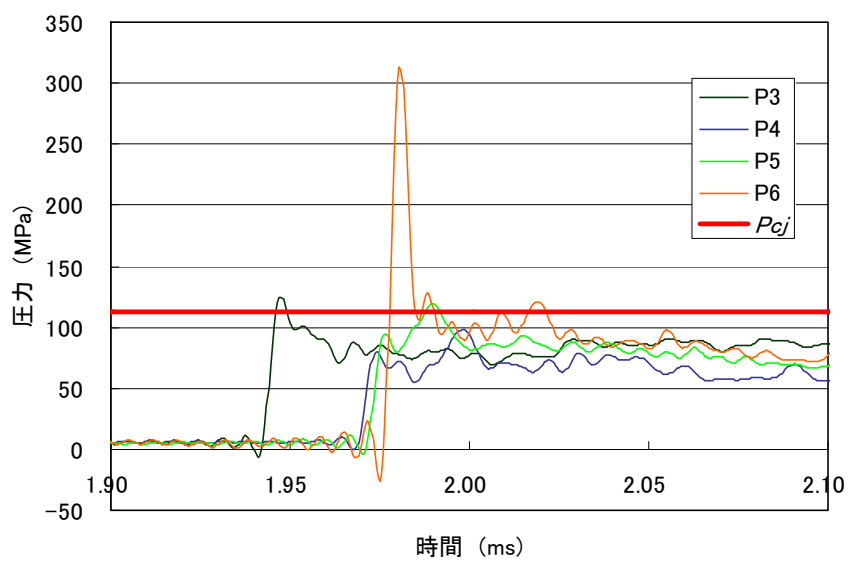


(b) 閉止端

付録図 6.2-12 代表点での圧力変化の比較 (直管形状, 初期圧力で規格化)

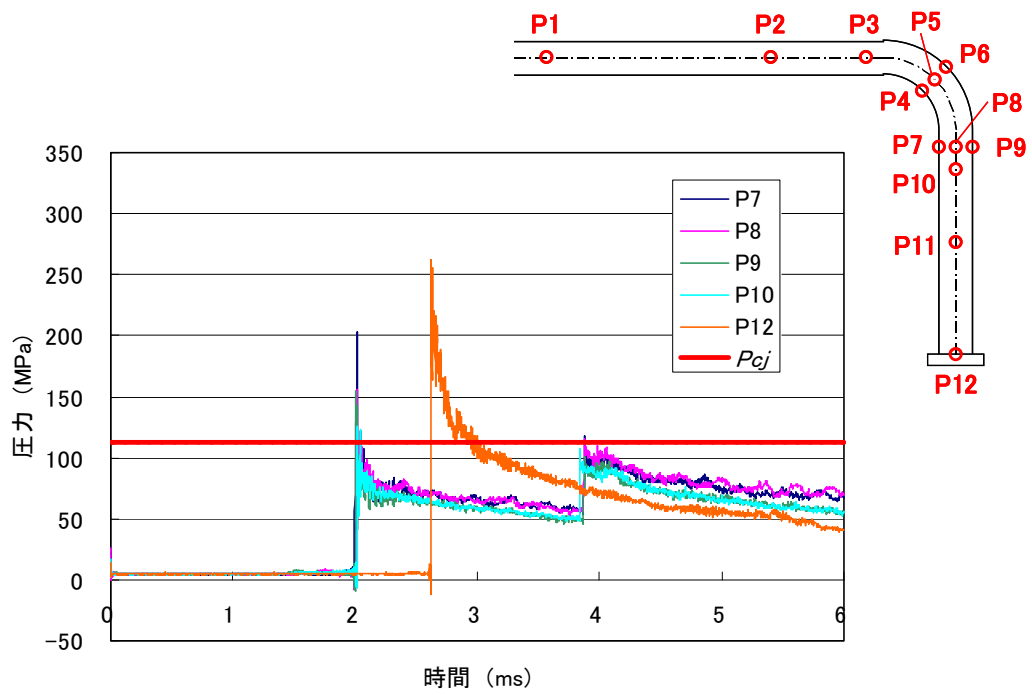


(a) 着火端側からエルボ中央まで

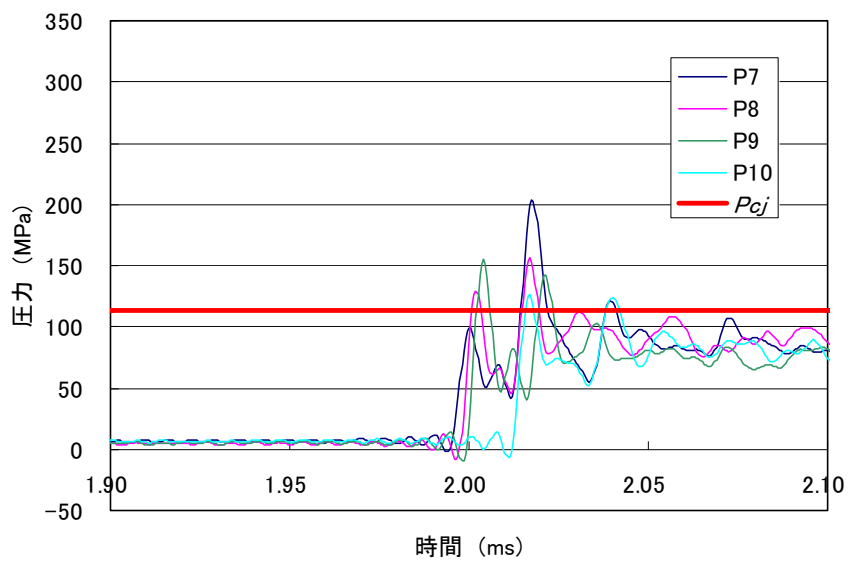


(b) エルボ中央部 時間軸拡大

付録図 6.2-13 各計測点での圧力変化 (エルボ形状, 初期圧力 5MPa)

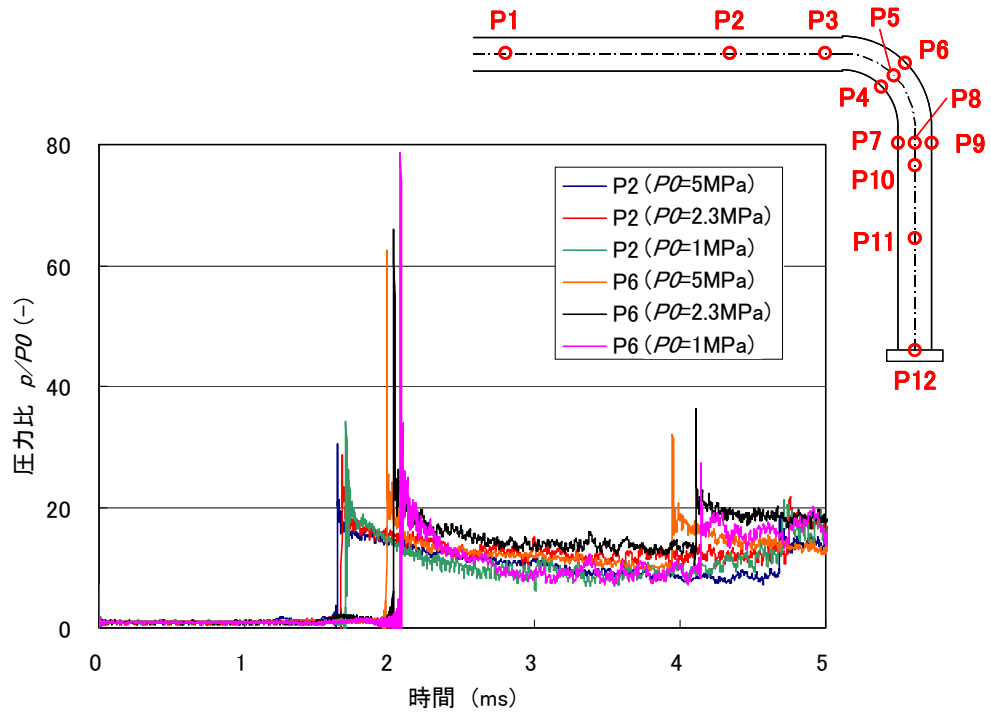


(a) エルボ出口から閉止端まで

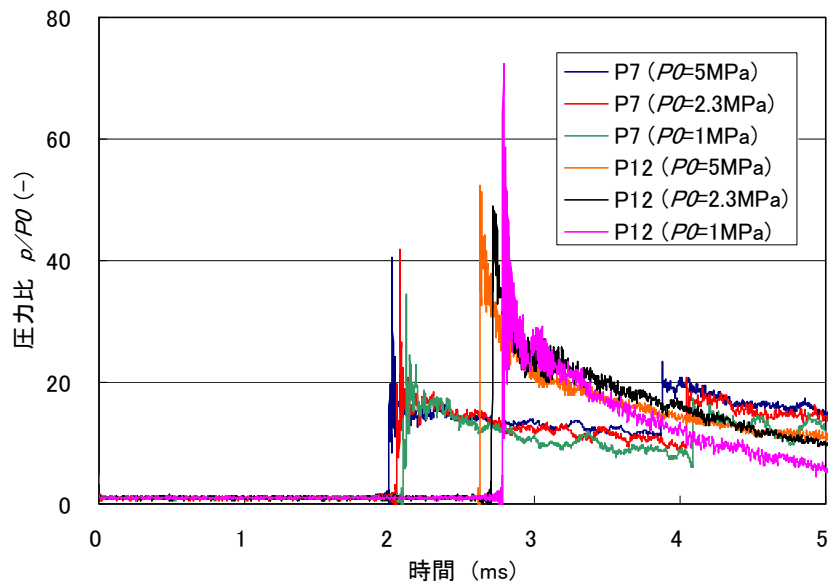


(b) エルボ出口部 時間軸拡大

付録図 6.2-14 各計測点での圧力変化（エルボ形状，初期圧力 5MPa）

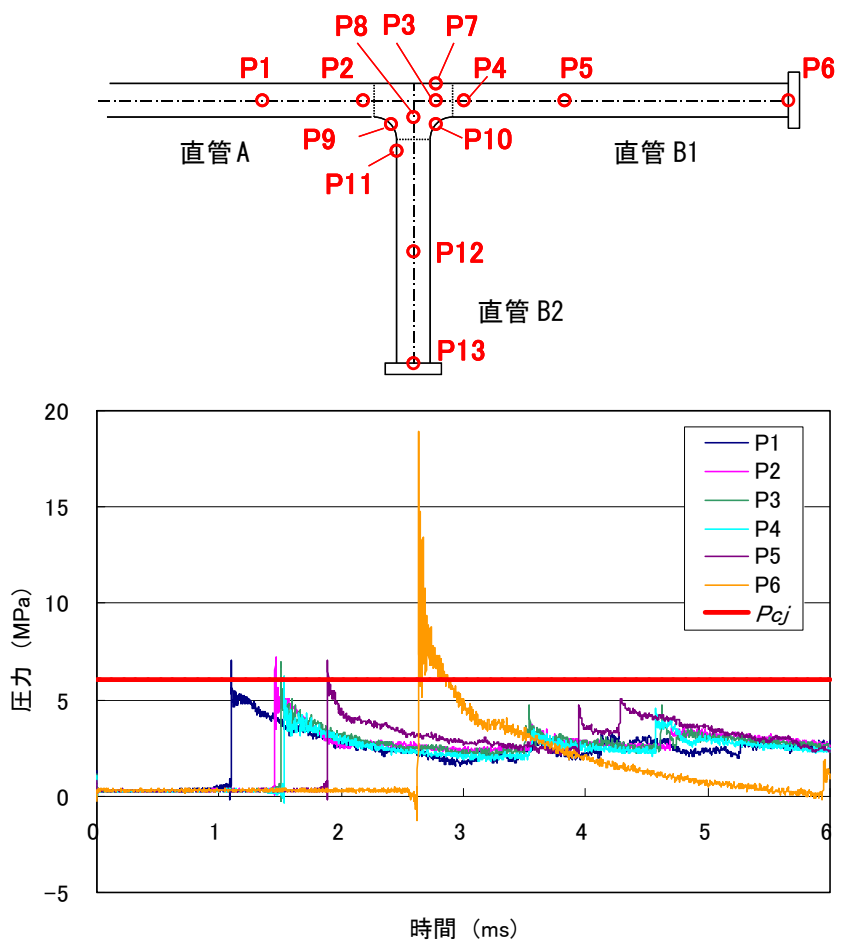


(a) エルボ上流, エルボ背側

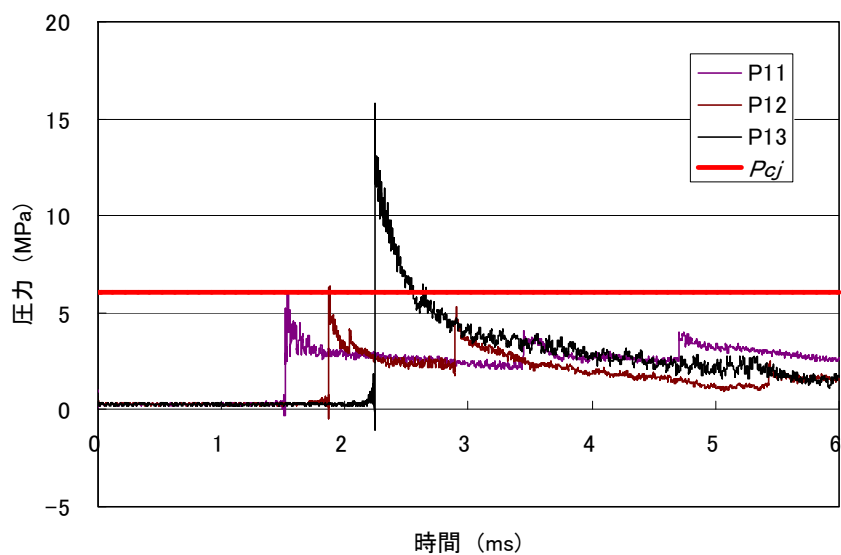


(b) エルボ出口, 閉止端

付録図 6.2-15 代表点での圧力変化の比較 (エルボ形状, 初期圧力で規格化)

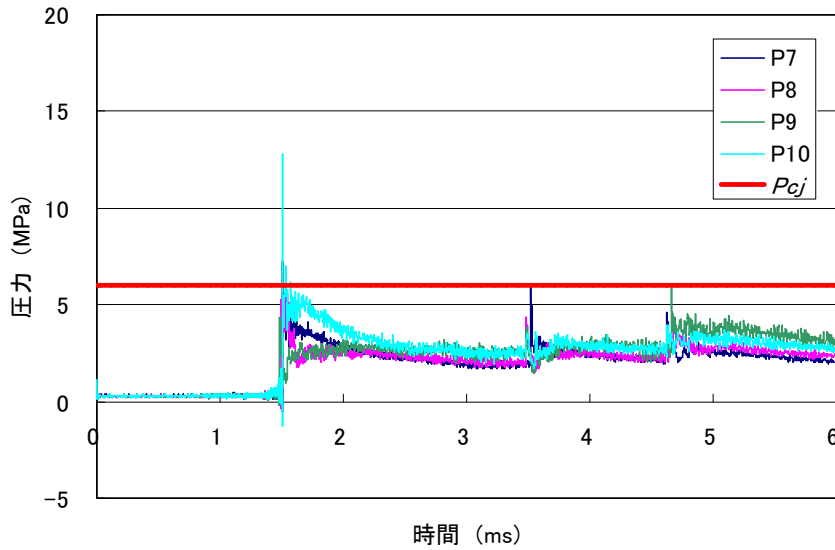
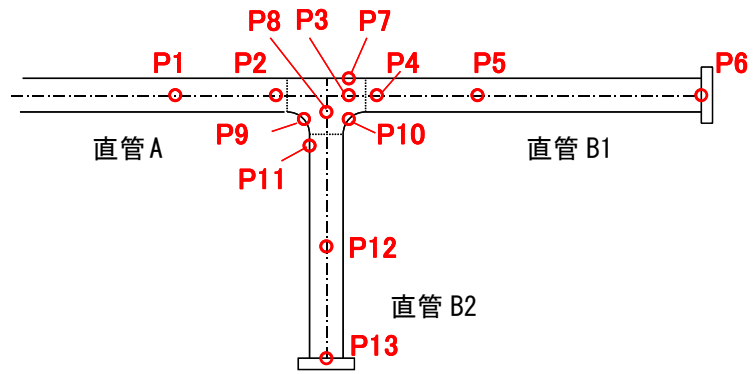


(a) ティー上流, 直管 B1

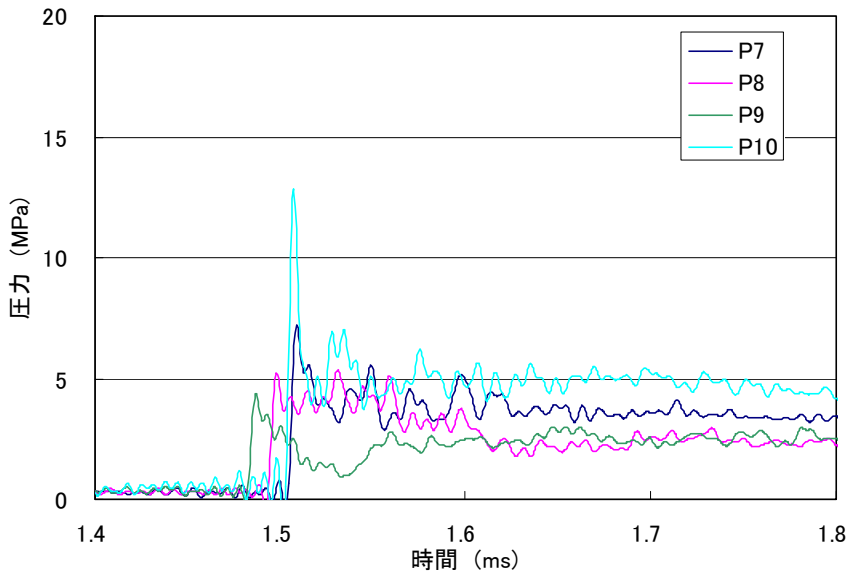


(b) 直管 B2

付録図 6.2-16 各計測点での圧力変化 (ティー形状, 初期圧力 0.3MPa)

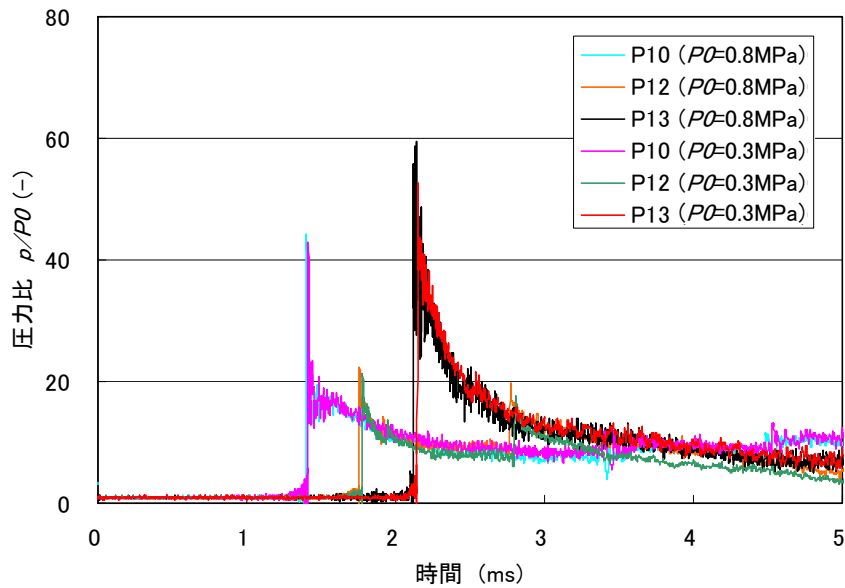
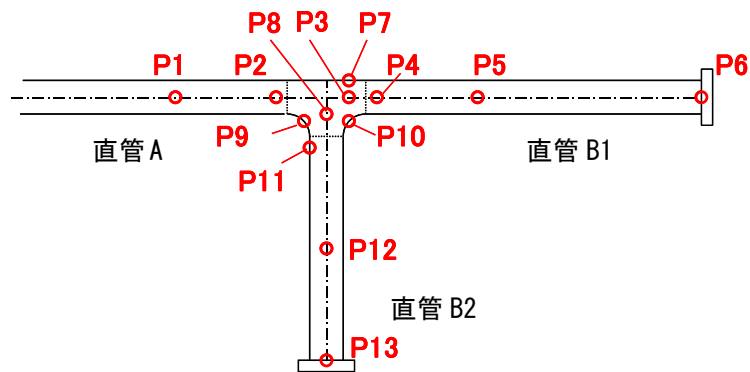


(a) ティー内部

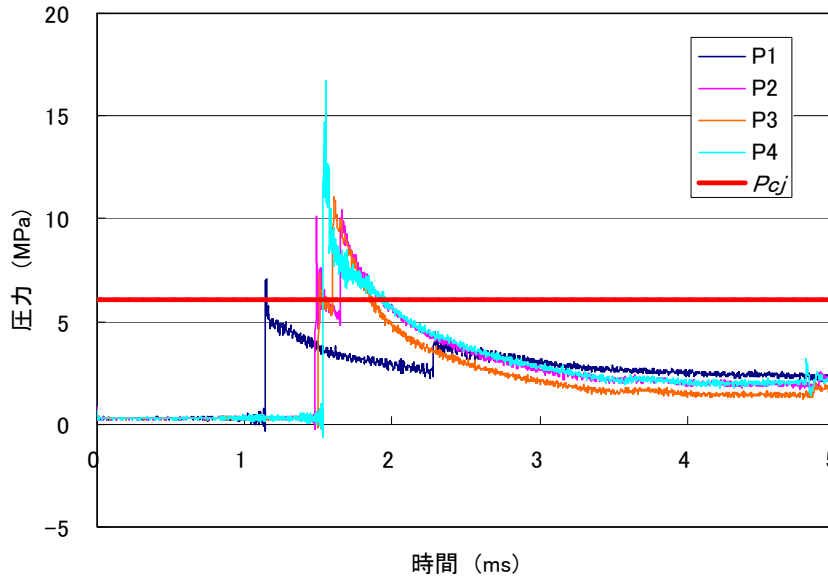
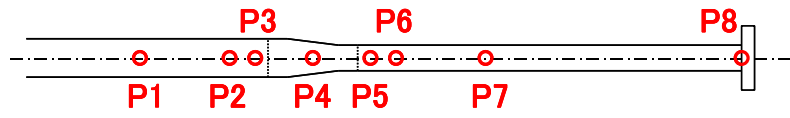


(b) ティー内部 時間軸拡大

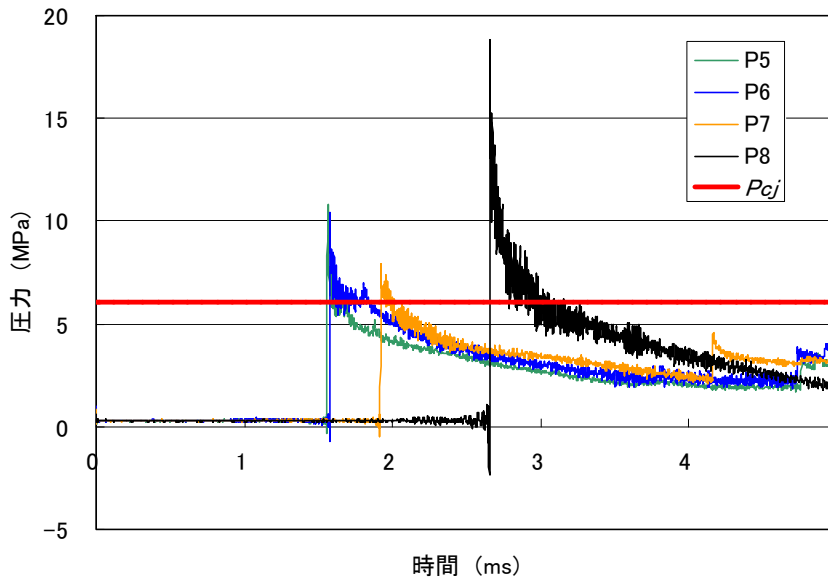
付録図 6.2-17 各計測点での圧力変化 (ティー形状, 初期圧力 0.3MPa)



付録図 6.2-18 代表点での圧力変化の比較（ティー付根，直管 B2，初期圧力で規格化）

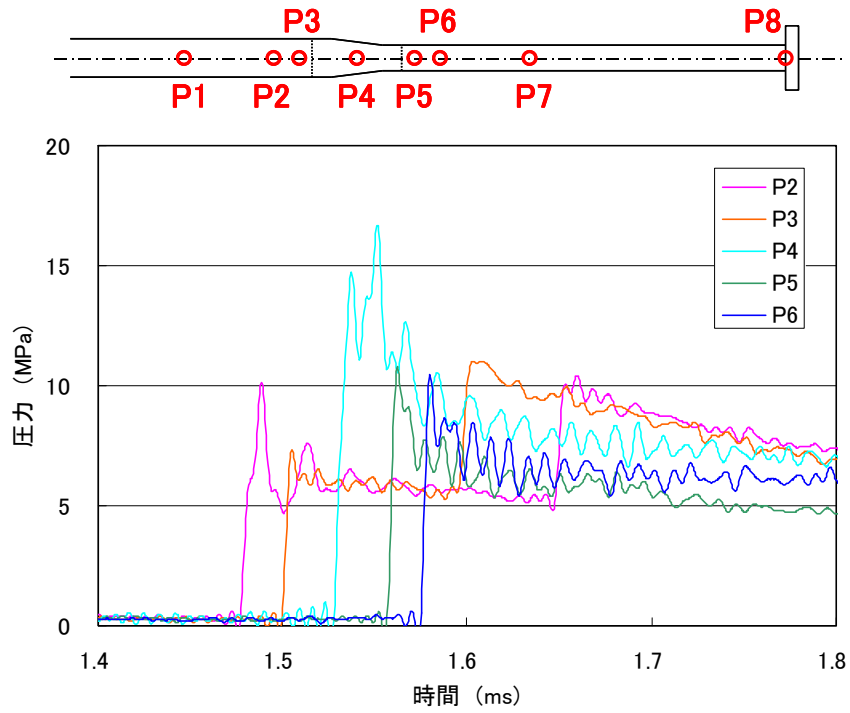


(a) 直管部からレジューサ中央

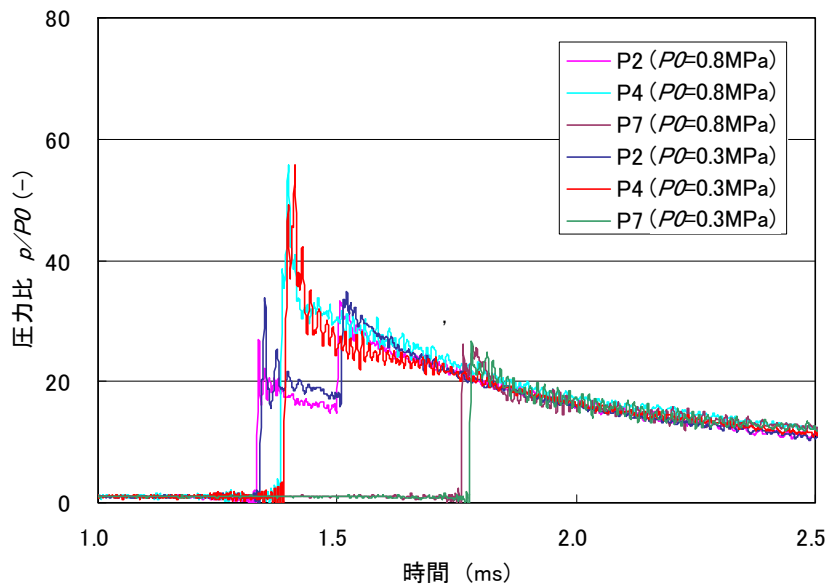


(b) レジューサ下流から閉止端

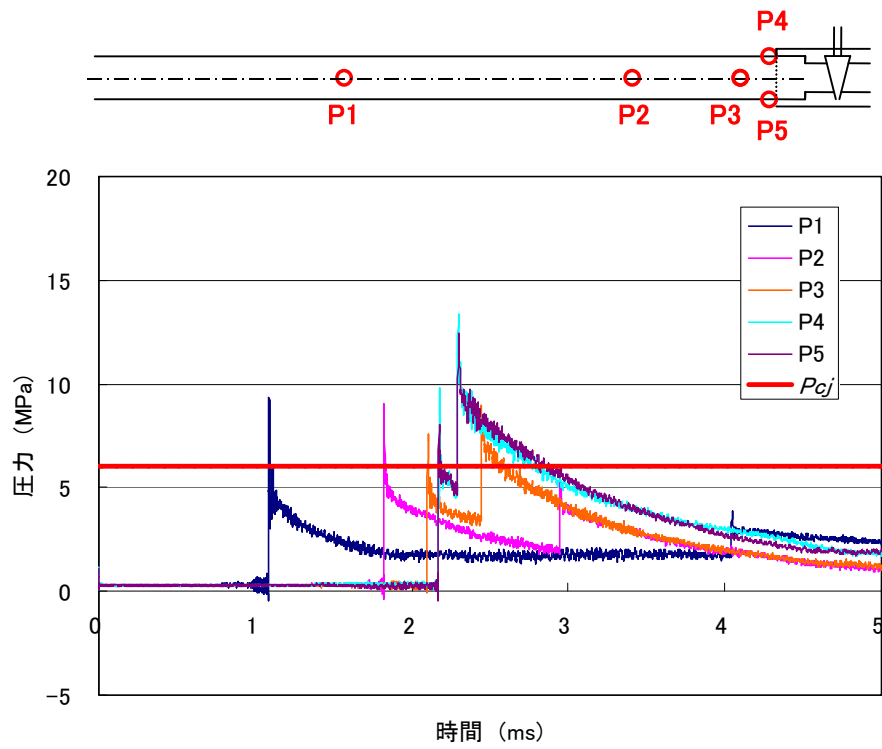
付録図 6.2-19 各計測点での圧力変化（レジューサ形状，初期圧力 0.3MPa）



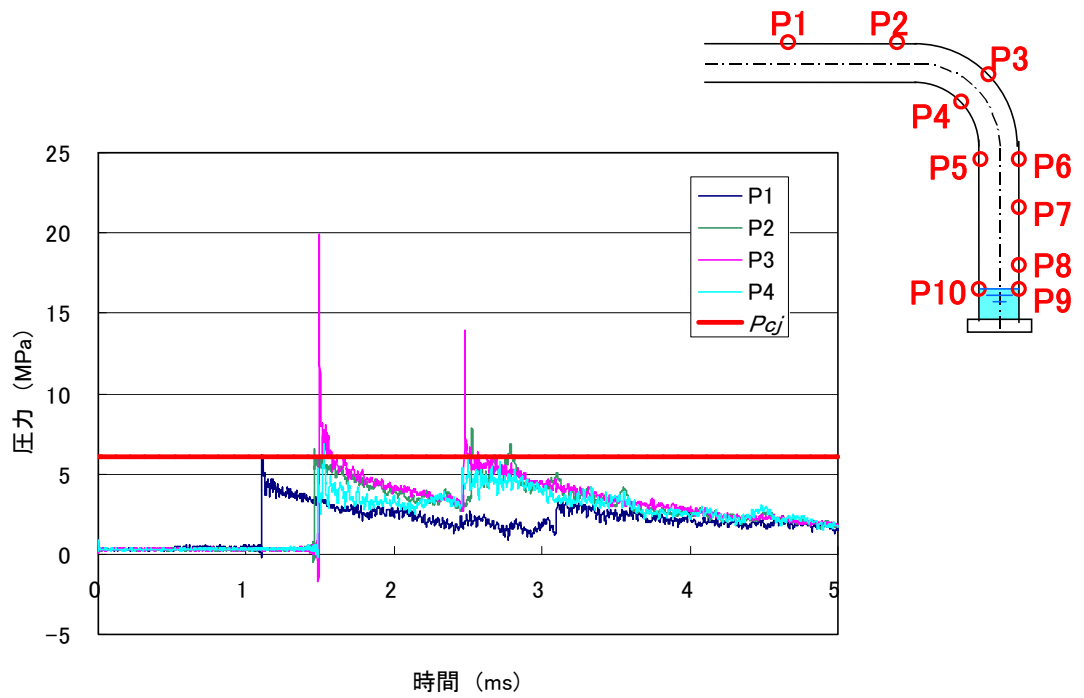
付録図 6.2-20 レジューサ前後の圧力変化（時間軸拡大，初期圧力 0.3MPa）



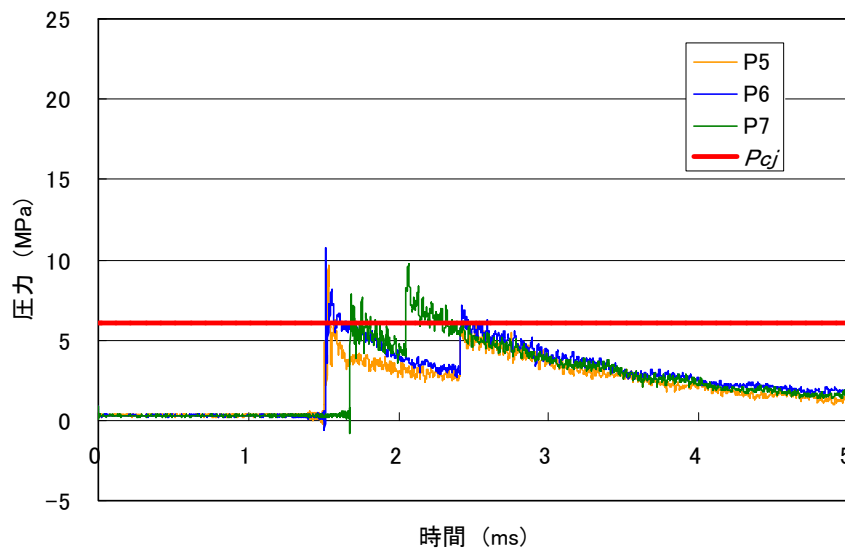
付録図 6.2-21 代表点での圧力変化の比較（レジューサ前後，初期圧力で規格化）



付録図 6.2-22 各計測点での圧力変化（閉止端模擬（弁），初期圧力 0.3MPa）

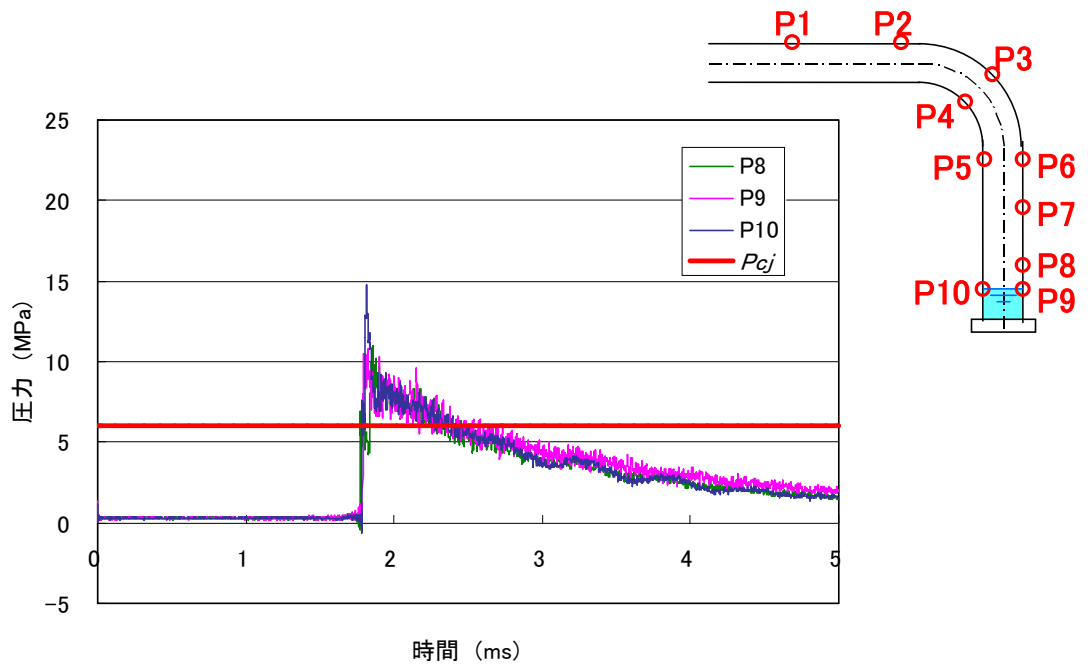


(a) 直管部からエルボ中央



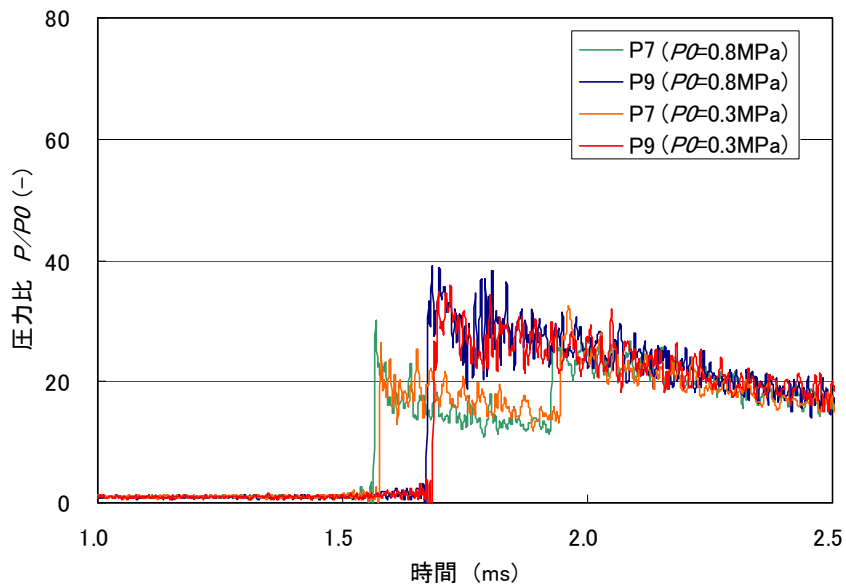
(b) エルボ出口

付録図 6.2-23(1/2) 各計測点での圧力変化 (閉止端模擬 (水封), 初期圧力 0.3MPa)



(c) 水面近傍

付録図 6.2-23 (2/2) 各計測点での圧力変化 (閉止端模擬 (水封), 初期圧力 0.3MPa)



付録図 6.2-24 代表点での圧力変化の比較 (水面上部, 水面, 初期圧力で規格化)

### 付録6.3 爆轟解析方法

#### (1) 解析方法

解説図 3.3-8 に示す強度評価手順の評価手順 4 では、爆轟解析によって配管各部の圧力分布を評価し、その圧力分布を入力条件として強度解析を行い、配管の強度評価を実施する。爆轟解析では、水素の燃焼反応を伴った圧力波が、音速を超えて配管内を伝ばするため、反応モデルと共に、時間ステップ、メッシュ分割、温度および圧力変化に対する物性値の影響が重要となる。これらの爆轟解析パラメータについて、計算精度と実機配管を対象とした解析に対する実用性を勘案し、配管の健全性評価に適した爆轟解析方法を検討した。検討の結果を付録表 6.3-1 に示す。

付録表 6.3-1 爆轟解析方法

項目	爆轟解析方法	
反応モデル	不可逆一段総括反応	
燃焼モデル	渦消散モデル	
乱流モデル	RNG K-ε モデル	
時間ステップ	1.0 μs 以下	
メッシュ分割	軸方向 5.0 mm 以下	
物性値	状態方程式	理想気体
	比熱	温度依存性を考慮
	粘性率	温度依存性を考慮
	熱伝導率	温度依存性を考慮
境界条件	断熱	

反応モデルおよび燃焼モデルは、爆轟解析に用いることが可能で、かつ計算負荷が小さく実用性の高い、不可逆一段総括反応と渦消散モデルを選択した。付録式 (6.3-1) に不可逆一段総括反応式を、付録式 (6.3-2) に渦消散モデルの式を示す。



$$\frac{dX_{\text{H}_2}}{dt} = -\frac{\rho\varepsilon}{k_t} A_{\text{ebu}} \min\left(\frac{m_{\text{H}_2}}{M_{\text{H}_2}}, \frac{m_{\text{O}_2}}{(n_{\text{O}_2}/n_{\text{H}_2})M_{\text{O}_2}}, \frac{B_{\text{ebu}} \cdot m_{\text{H}_2\text{O}}}{(n_{\text{H}_2\text{O}}/n_{\text{H}_2})M_{\text{H}_2\text{O}}}\right) \quad \text{付録式 (6.3-2)}$$

ここで、X：モル濃度(kmol/m<sup>3</sup>)，m：質量分率(-)，M：分子量(kg/kmol)，ρ：密度(kg/m<sup>3</sup>)，

$\varepsilon$  : 乱流渦消散率 ( $\text{m}^2/\text{s}^3$ ),  $k_t$  : 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, 渦消散モデルの定数で, それぞれ  $A_{\text{ebu}}=4.0$ ,  $B_{\text{ebu}}=0.5$  を用いる。また,  $\varepsilon$ ,  $k_t$  を計算する乱流モデルには, RNG  $k-\varepsilon$  モデルを用いるものとする。

時間ステップは  $1.0 \mu\text{s}$  以下とし, メッシュ分割は, 直管部分は軸方向  $5.0 \text{ mm}$  以下, 直管以外についても  $5.0 \text{ mm}$  程度以下となるように分割する。

物性値のうち, 状態方程式は理想気体近似を用いる。また比熱, 粘性率, 熱伝導率はいずれも温度依存性を考慮した値を用いる。

境界条件は, 保守的に配管への熱移動を考慮しない断熱境界とする。また, 閉止端が水面の場合は, 保守的に剛体面と同じと考えてモデル化する。

反応式には不可逆一段総括反応を用いるが, 解析で得られる圧力は中間生成物を考慮しないため実際より高くなる。そこで, 爆轟圧力の評価に用いる C-J 理論を用いて, 不可逆一段総括反応を仮定した場合の C-J 圧力 ( $P_{\text{cj}}^{\text{解析}}$ ) と, 中間生成物を考慮した実現象に近い C-J 圧力 ( $P_{\text{cj}}$ ) を用いて, ( $P_{\text{cj}} / P_{\text{cj}}^{\text{解析}}$ ) を圧力補正係数  $\kappa$  とし, 解析結果に圧力補正係数  $\kappa$  で補正した圧力を, 配管強度評価用の圧力とする。

C-J 圧力は, 爆轟波面前後の質量保存式, 運動量保存式, エネルギー保存式と状態方程式, 元素数保存式の他に, 爆轟波の進行速度が最小となる条件を用いて評価できる。爆轟波面前後の質量保存式を付録式 (6.3-3) に, 運動量保存式を付録式 (6.3-4) に, エネルギー保存式を付録式 (6.3-5) に示す。

$$\rho_0 U = \rho_1 (U - u_1) \quad \text{付録式 (6.3-3)}$$

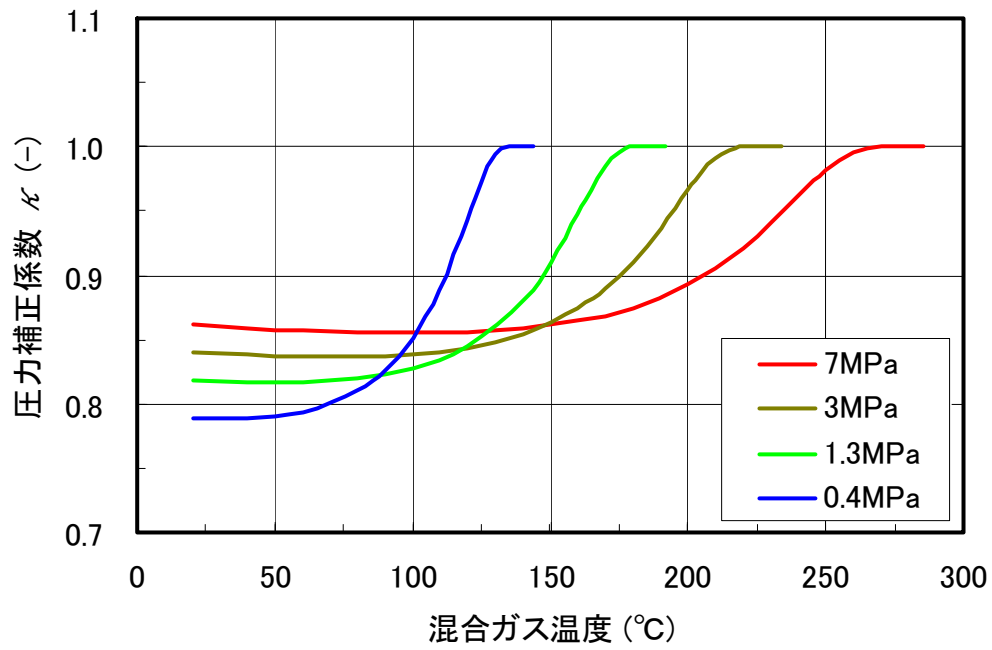
$$p_0 + \rho_0 U^2 = p_1 + \rho_1 (U - u_1)^2 \quad \text{付録式 (6.3-4)}$$

$$h_0 + \frac{1}{2} U^2 = h_1 + \frac{1}{2} (U - u_1)^2 \quad \text{付録式 (6.3-5)}$$

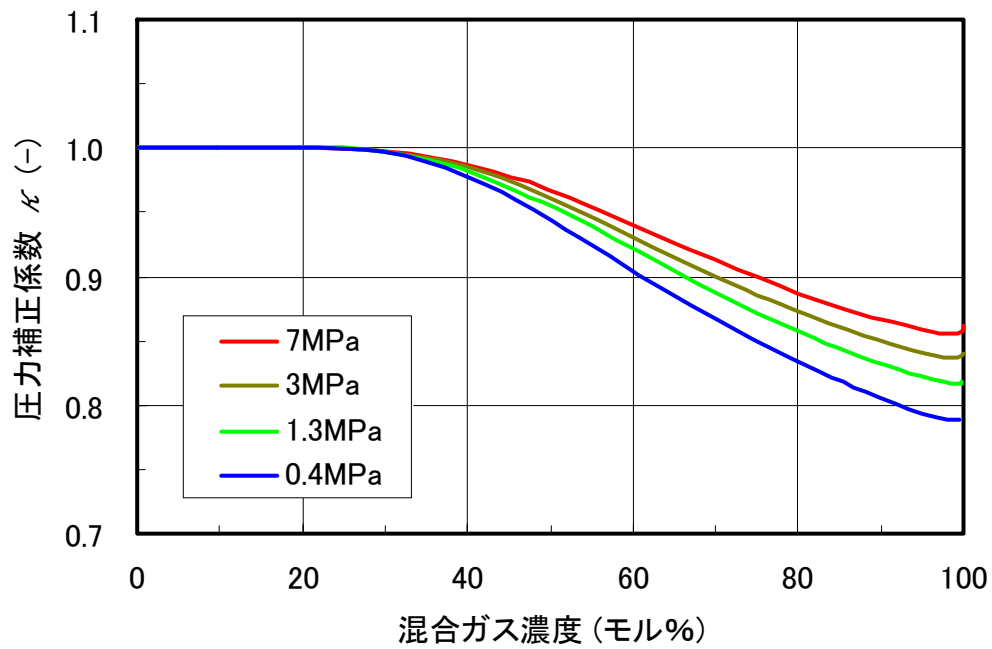
ここで,  $U$  : 爆轟波の進行速度 ( $\text{m/s}$ ),  $u$  : 爆轟波面背後のガス流速 ( $\text{m/s}$ ),  $p$  : 圧力 ( $\text{Pa}$ ),  $\rho$  : 密度 ( $\text{kg/m}^3$ ),  $h$  : エンタルピー ( $\text{J/kg}$ ) で, 添字 0 は爆轟波到達前の状態, 添字 1 は爆轟波面背後の状態を示す。上式に加えて, 状態方程式と, 爆轟波面前後の元素数保存式 (水蒸気, 水素, 酸素からなる混合ガスが蓄積した実機枝管内のガスでは, H と O の 2 種の元素に対する保存式), 爆轟波進行速度  $U$  が最小であるという条件を用いて爆轟波面背後の圧力, 温度および爆轟波進行速度を求める。ここで, 爆轟波面背後の化学種の組成は, 中間生成物を考慮した C-J 圧力 ( $P_{\text{cj}}$ ) の計算の場合, 中間生成物を含めた化学種の種類を想定し, JANAF 引文文献<sup>[28]</sup>の熱力学データ集に記載されている各化学種の平衡定数のデータより, 上記の関係式と連立させて計算する。一方, 不可逆一段総括反応を仮定した場合の C-J 圧力 ( $P_{\text{cj}}^{\text{解析}}$ )

の計算では、平衡定数を使用せず、爆轟波到達前にあった化学量論比の  $H_2$  および  $O_2$  が全て  $H_2O$  になると仮定して燃焼後のガス組成を計算する。

実機枝管内の飽和蒸気条件での圧力補正係数  $\kappa$  を付録図 6.3-1 に示す。混合ガスの温度と圧力が、それぞれ  $180^\circ C$ 、 $7MPa$  の場合、付録図 6.3-1(a) のグラフの  $7MPa$  を示す線の  $180^\circ C$  の値から、圧力補正係数  $\kappa$  は  $0.87$  となる。付録図 6.3-1 に示されていない圧力の場合は、前述の方法を用いて計算するか、その前後で図示されている圧力のうち、値が大きい方の圧力補正係数  $\kappa$  を保守的に用いる。その場合、付録図 6.3-1(a) と (b) のグラフで適したものをを用いる。 $150^\circ C$ 、 $2MPa$  の混合ガスの場合、 $H_2O$  の飽和蒸気圧力から混合ガス濃度は  $76.2$  モル%であるので、付録図 6.3-1(b) のグラフの  $3MPa$  の値から、圧力補正係数  $\kappa$  は  $0.88$  と設定できる。圧力が  $0.4MPa$  以下の場合、付録図 6.3-1(b) のグラフの  $0.4MPa$  の値を用いることで、圧力補正係数  $\kappa$  を保守的に設定することができる。



(a) 混合ガス温度に対する圧力補正係数  $\kappa$



(b) 混合ガス濃度に対する圧力補正係数  $\kappa$

付録図 6.3-1 実機枝管内ガス条件での圧力補正係数

## (2) 試験模擬解析

前項の爆轟解析方法に従って、付録 6.2 に記載の爆轟試験の解析を実施した。解析体系は試験と同様の付録図 6.2-5～付録図 6.2-10 に示す D-1 から D-6 の試験体系で、初期温度、圧力、ガス組成は付録表 6.2-1 に示す試験条件を用いた。解析方法は付録表 6.3-1 に従い、時間ステップは  $1.0 \mu s$ 、直管部の解析メッシュは軸方向  $5.0 \text{ mm}$  とした。付録図 6.3-2 に、各試験体系に共通の直管部での解析メッシュを示す。解析は STAR-CD v.3.26 を使用し、比熱、熱伝導率、粘性率の各物性値には CHEMKIN 参考文献<sup>[29]</sup> データによる温度依存性を考慮した。

付録図 6.3-3～付録図 6.3-6 に、試験と解析での直管部の圧力変化を示す。各図の縦軸には初期圧力で規格化した圧力を示し、試験と解析の結果の他に STANJAN コードにて求めた C-J 圧力 ( $P_{cj}$ ) を示す。各図ともに、解析結果の圧力変化と、解析結果に圧力補正係数  $\kappa$  を考慮した圧力変化を示す。解析結果はいずれの初期圧力条件でも試験結果より 1.2 倍程度圧力を高めに評価しているが、解析結果に圧力補正係数  $\kappa$  を考慮した場合、試験結果に近い圧力変化が得られた。

付録図 6.3-7、付録図 6.3-8 に初期圧力  $5.0 \text{ MPa}$ 、 $0.3 \text{ MPa}$  での閉止端の圧力を試験と解析で比較した結果を示す。各図の縦軸には初期圧力で規格化した圧力を示し、試験と解析の結果の他に STANJAN コードにて求めた C-J 圧力 ( $P_{cj}$ ) および爆轟波の反射圧力 ( $P_{ref}$ ) の位置を示す。閉止端も圧力補正前の解析結果では試験に対して圧力が高く評価しているが、圧力補正係数  $\kappa$  を用いることで試験結果に近い圧力となる。以後の図では、解析結果に圧力補正係数  $\kappa$  を考慮した後の圧力変化を解析結果として示す。

付録図 6.3-9 に、エルボ形状の解析メッシュを、付録図 6.3-10～付録図 6.3-13 にエルボ部の圧力を試験と解析で比較した結果を示す。試験では、D-2 試験体でロングエルボ、D-6 試験体でショートエルボと、2 種のエルボ曲げ半径での試験と解析を実施している。ロングエルボ、ショートエルボ共にエルボの背側に大きなピークが、エルボ出口では腹側にエルボ背側からの反射によるピーク圧力が見られており、解析についてもこれらの特徴的な圧力変化を再現できている。

付録図 6.3-14 に、D-3 試験体のティー形状の解析メッシュを、付録図 6.3-15、付録図 6.3-16 にティー内部の付け根位置の圧力を試験と解析で比較した結果を示す。試験では、初期圧力  $0.3 \text{ MPa}$ 、 $0.8 \text{ MPa}$  の両条件とも、閉止端側の付け根位置 P10 で大きなピーク圧力を示し、逆に着火端側の付け根部 P9 では直管部よりも低いピーク圧力を示す。解析でも、P10 のピーク圧力は試験よりもやや過大であるが、ティー形状による特徴的な圧力変化を再現できている。

付録図 6.3-17 に、D-4 試験体のレジューサ形状の解析メッシュを、付録図 6.3-18～付録図 6.3-21 にレジューサ付近の圧力を試験と解析で比較した結果を示す。試験では、初期圧力  $0.3 \text{ MPa}$ 、 $0.8 \text{ MPa}$  の両条件とも、レジューサ中央の P4 で大きなピーク圧力を示し、レジューサより着火端側の P2、P3 では、レジューサからの反射によるピーク圧力が見られる。また、閉止端側でも、レジューサ直後の直管 P5、P6 では直管部よりやや高いピーク圧力が

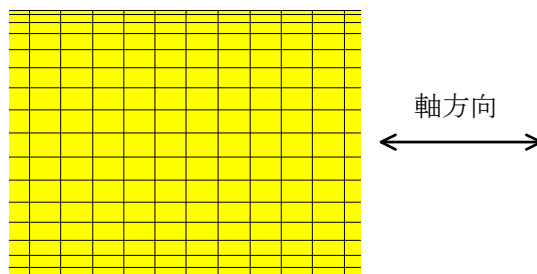
見られる。解析でも、これらのレジューサによる特徴的な圧力変化を再現できている。

付録図 6.3-22 に、D-5 試験体の弁閉止部の解析メッシュを、付録図 6.3-23 に弁閉止部付近の圧力を試験と解析で比較した結果を示す。試験では弁取付部近傍の P4, P5 での反射圧力は、ほぼ同じ圧力変化を示している。解析も、付録図 6.3-23 に示す P4, P5 の圧力は完全に重なって反射圧力の違いは見られず、試験の傾向と一致した。

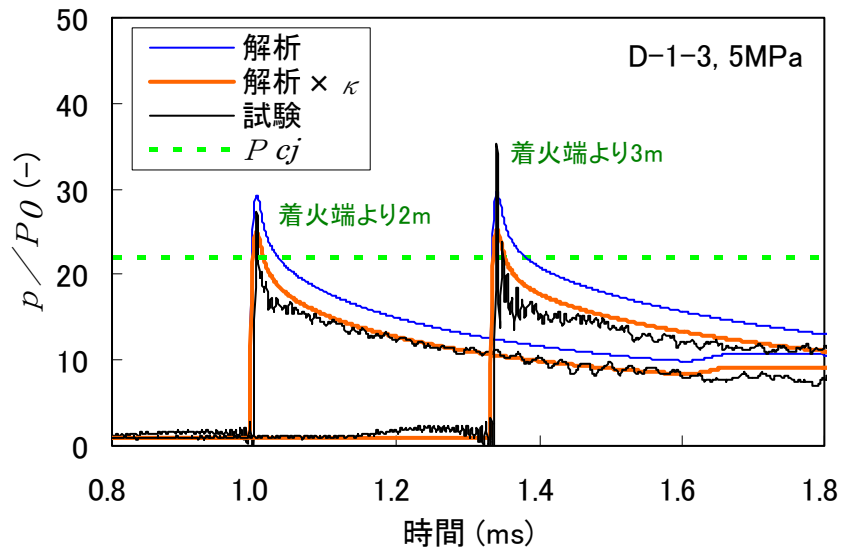
付録図 6.3-24 に、D-6 試験体の水面付近の解析メッシュを示す。解析モデルでは、水封面は剛体面と同じとしている。付録図 6.3-25, 付録図 6.3-26 に水封面付近の圧力を試験と解析で比較した結果を示す。解析モデルでは水封面を剛体面としているため、解析は試験の圧力変化に対して大きな圧力を示している。

### (3) まとめ

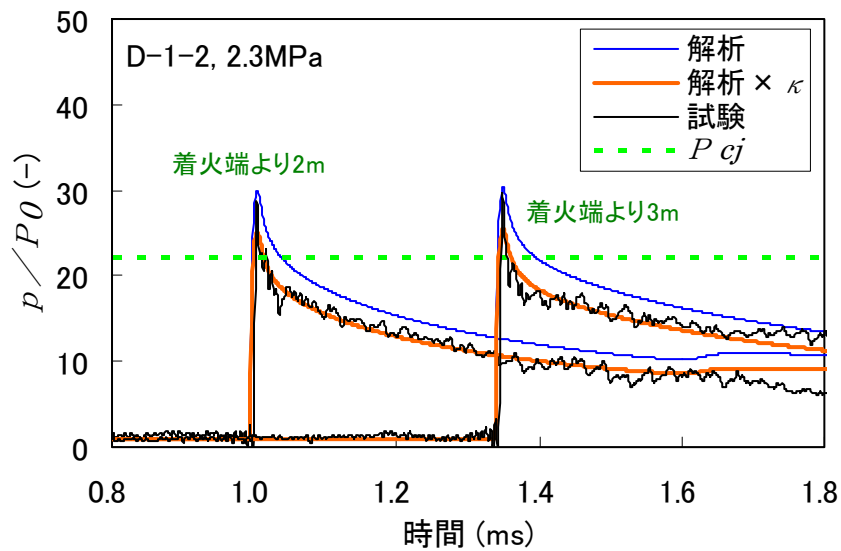
配管強度解析用の圧力条件を求めるのに適した爆轟解析方法を示し、爆轟試験の模擬解析を実施して圧力変化を比較した。各配管形状の試験で計測された特徴的な圧力変化の傾向を爆轟解析でも再現できることを確認した。



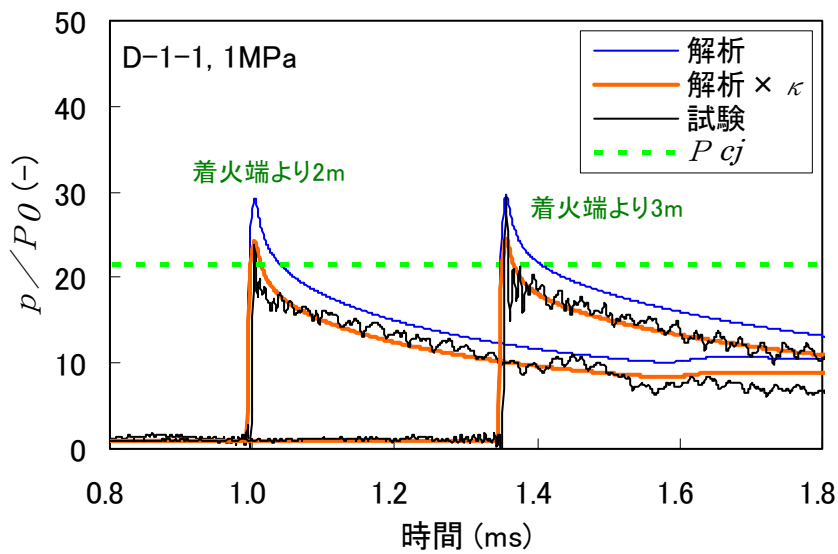
付録図 6.3-2 直管部の解析メッシュ



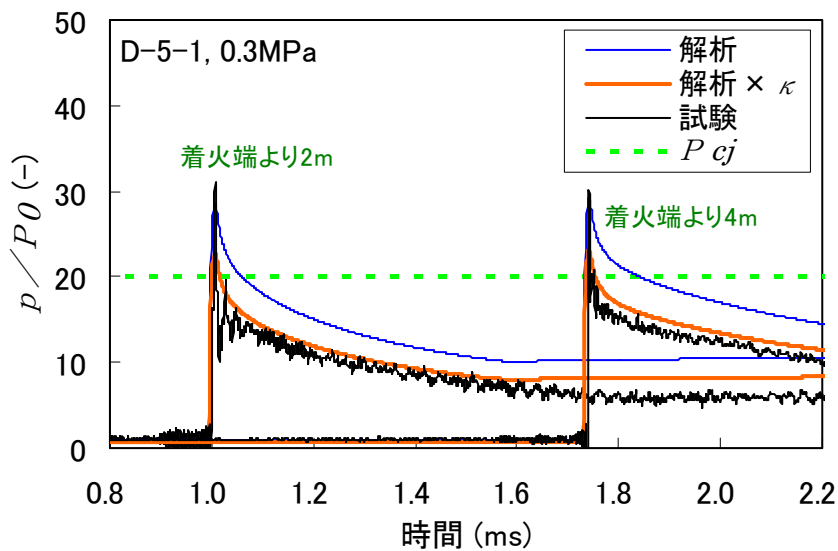
付録図 6.3-3 直管部での試験と解析の圧力変化  
(D-1-3 試験, 初期圧力 5.0 MPa)



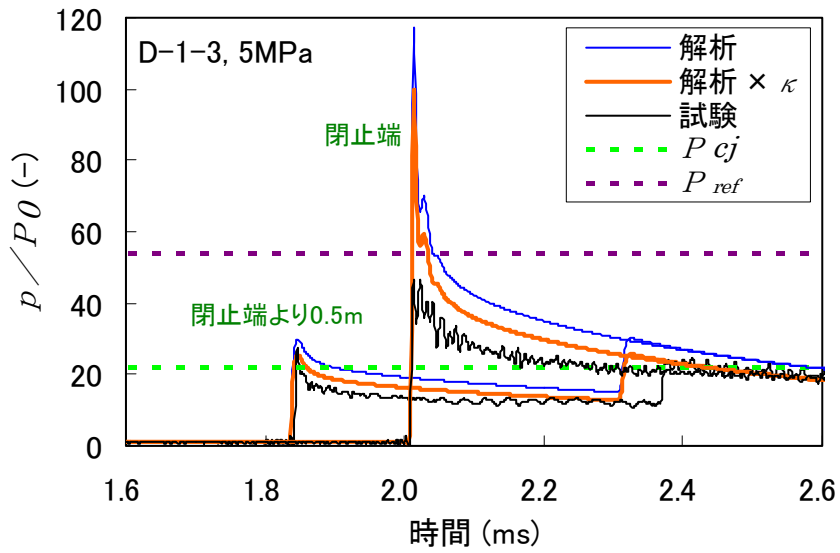
付録図 6.3-4 直管部での試験と解析の圧力変化  
(D-1-2 試験, 初期圧力 2.3 MPa)



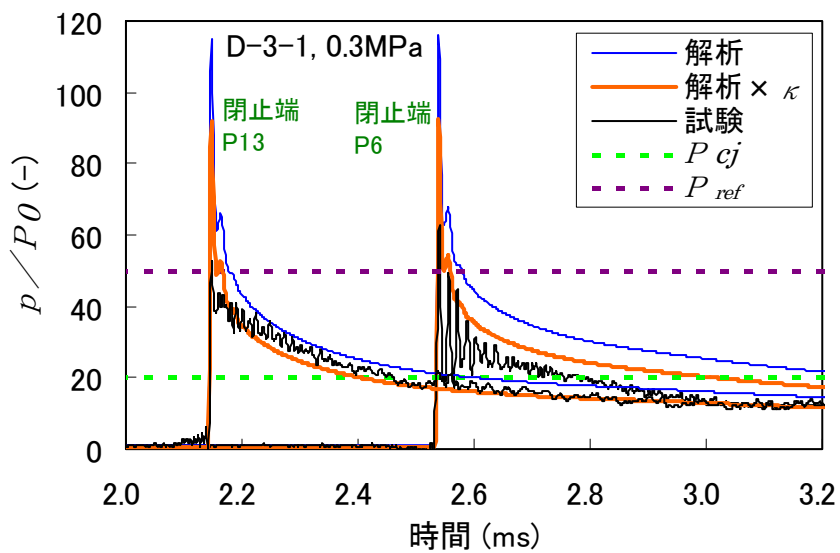
付録図 6.3-5 直管部での試験と解析の圧力変化  
(D-1-1 試験, 初期圧力 1.0 MPa)



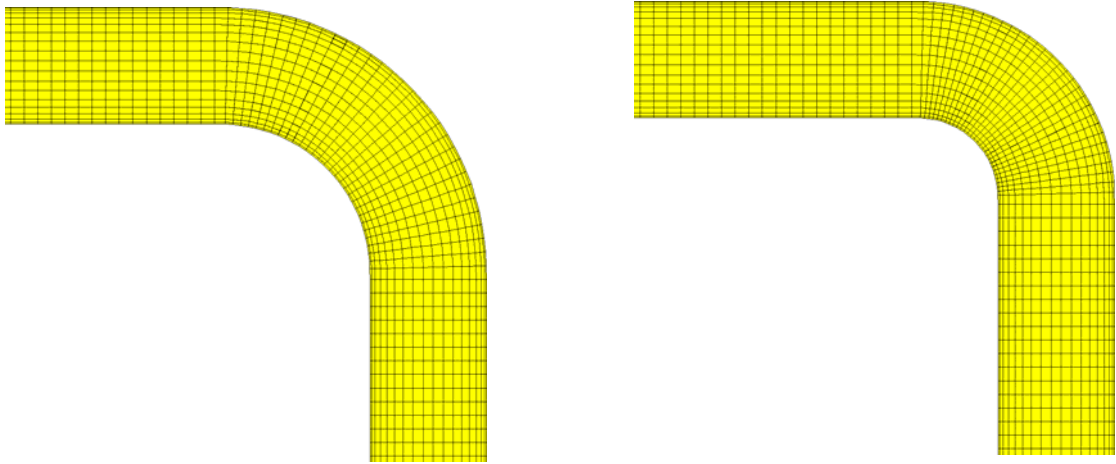
付録図 6.3-6 直管部での試験と解析の圧力変化  
(D-5-1 試験, 初期圧力 0.3 MPa)



付録図 6.3-7 閉止端での試験と解析の圧力変化  
(D-1-3 試験, 初期圧力 5.0 MPa)



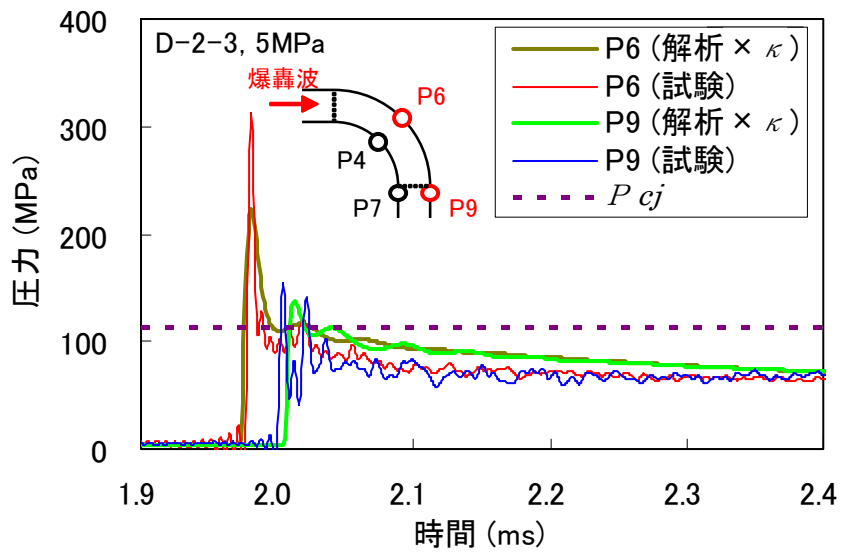
付録図 6.3-8 閉止端での試験と解析の圧力変化  
(D-3-1 試験, 初期圧力 0.3 MPa)



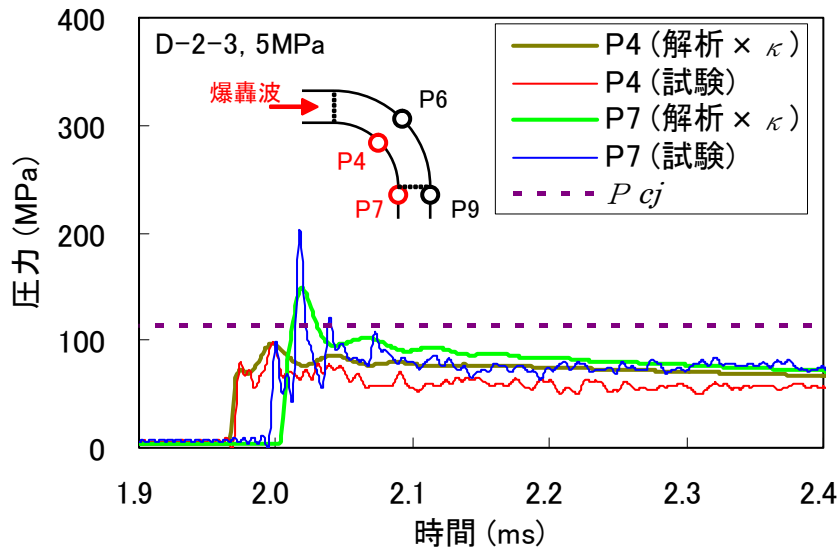
ロングエルボ (D-2 試験体)

ショートエルボ (D-6 試験体)

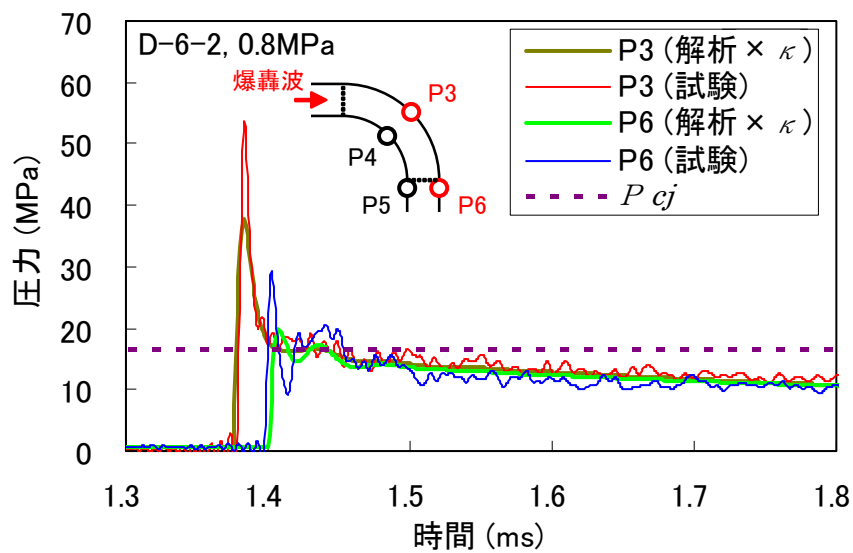
付録図 6.3-9 エルボ形状の解析メッシュ



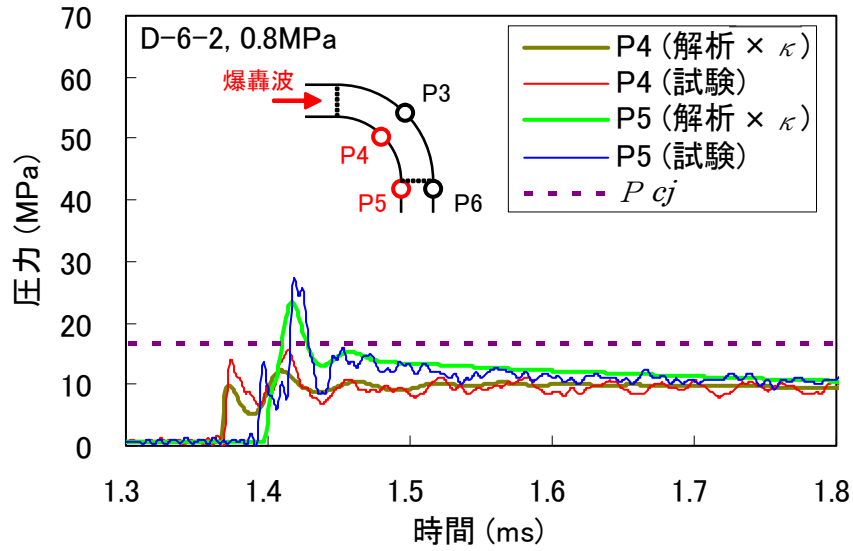
付録図 6.3-10 ロングエルボの背側での試験と解析の圧力変化  
(D-2-3 試験, 初期圧力 5.0 MPa)



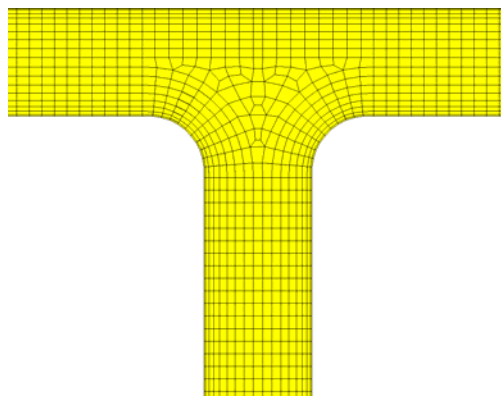
付録図 6.3-11 ロングエルボの腹側での試験と解析の圧力変化  
(D-2-3 試験, 初期圧力 5.0 MPa)



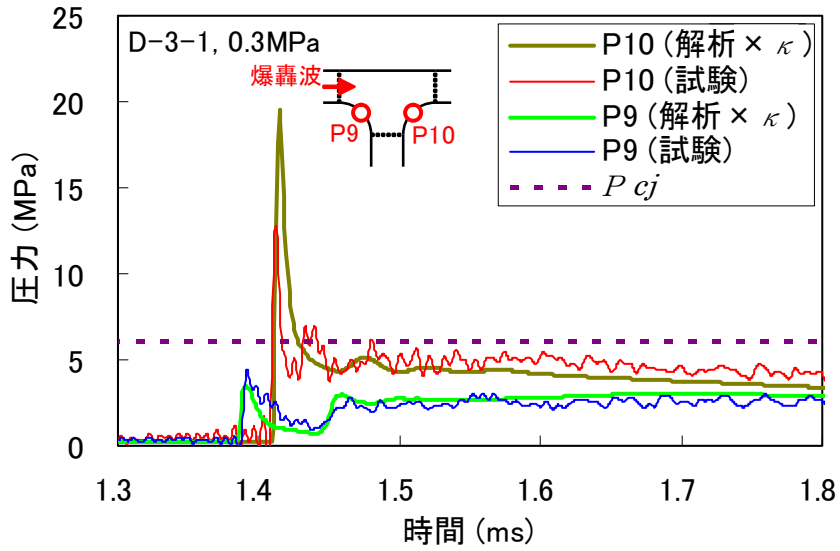
付録図 6.3-12 ショートエルボの背側での試験と解析の圧力変化  
(D-6-2 試験, 初期圧力 0.8 MPa)



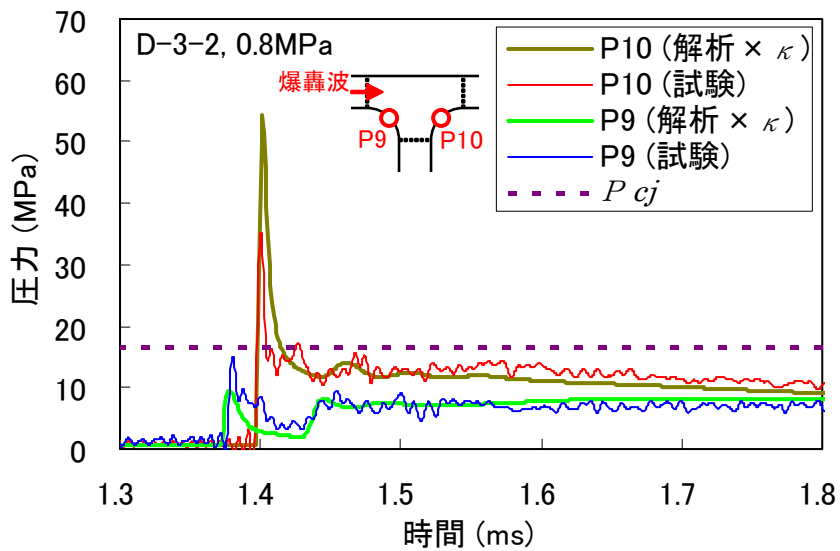
付録図 6.3-13 ショートエルボの腹側での試験と解析の圧力変化  
(D-6-2 試験, 初期圧力 0.8 MPa)



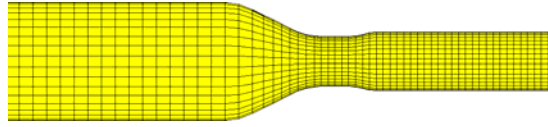
付録図 6.3-14 ティー部の解析メッシュ (D-3 試験体)



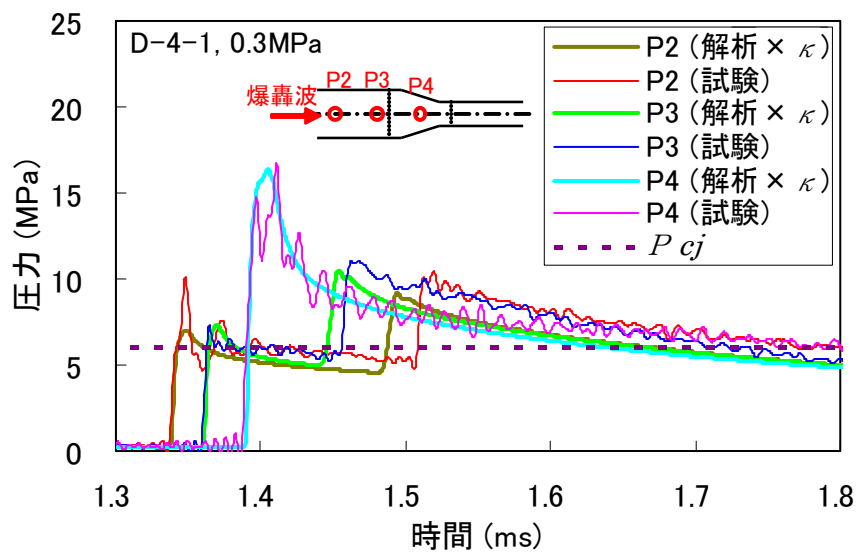
付録図 6.3-15 ティー内部での試験と解析の圧力変化  
(D-3-1 試験, 初期圧力 0.3 MPa)



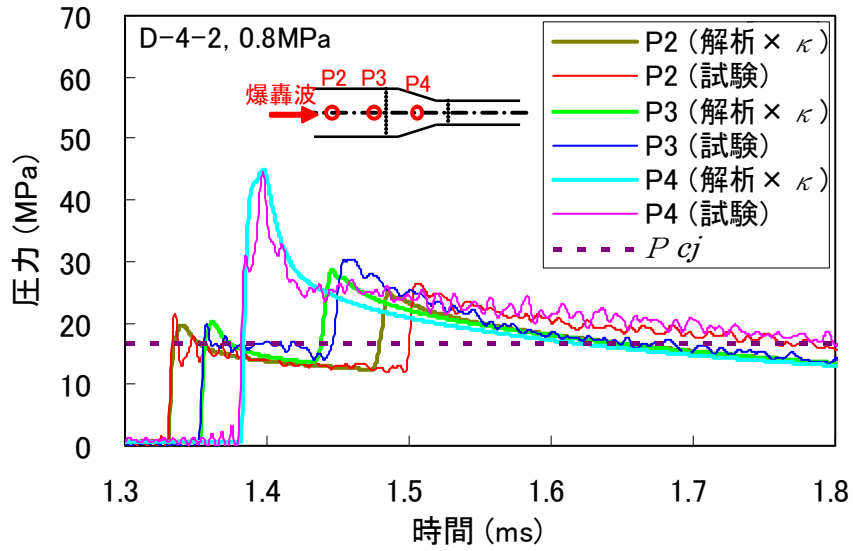
付録図 6.3-16 ティー内部での試験と解析の圧力変化  
(D-3-2 試験, 初期圧力 0.8 MPa)



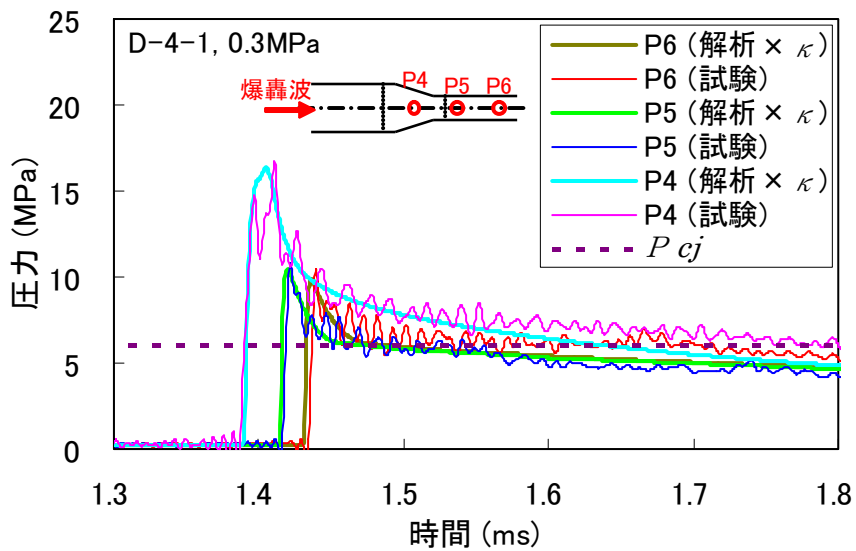
付録図 6.3-17 レジューサ部の解析メッシュ (D-4 試験体)



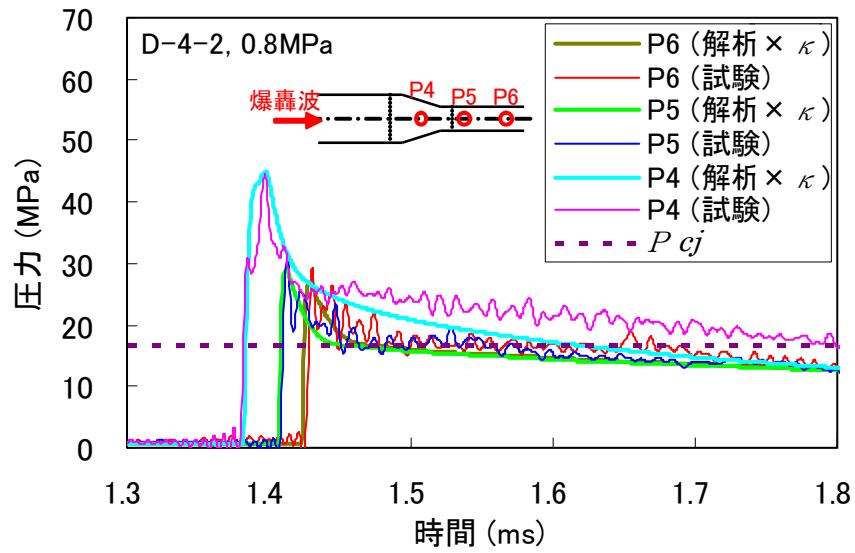
付録図 6.3-18 レジューサ部着火端側での試験と解析の圧力変化 (D-4-1 試験, 初期圧力 0.3 MPa)



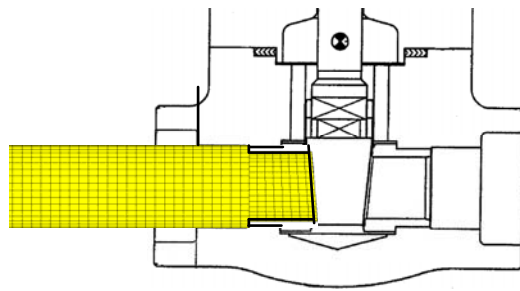
付録図 6.3-19 レジューサ部着火端側での試験と解析の圧力変化  
(D-4-2 試験, 初期圧力 0.8 MPa)



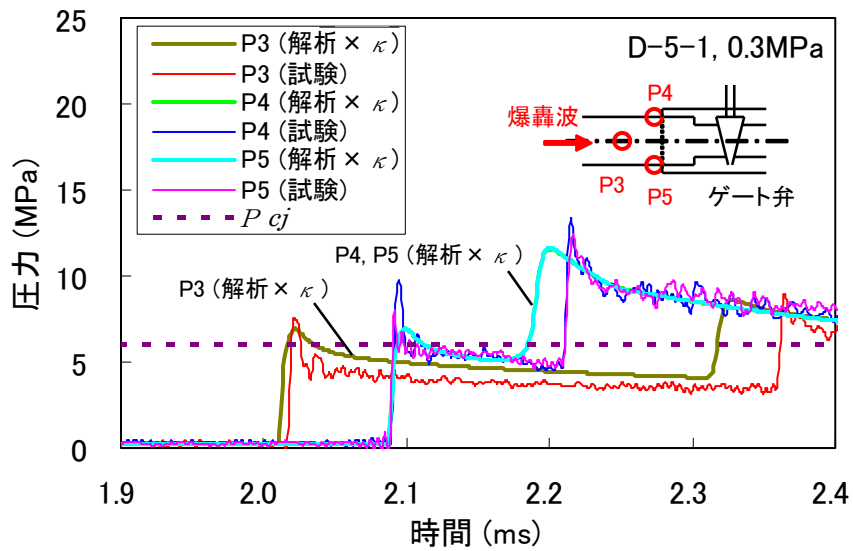
付録図 6.3-20 レジューサ部閉止端側での試験と解析の圧力変化  
(D-4-1 試験, 初期圧力 0.3 MPa)



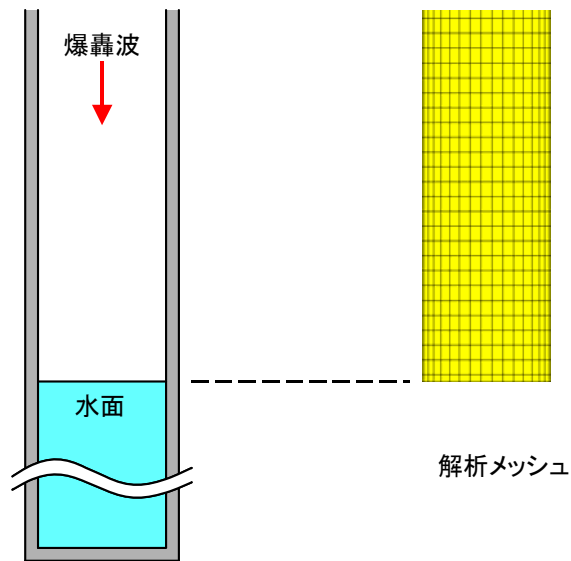
付録図 6.3-21 レジューサ部閉止端側での試験と解析の圧力変化  
(D-4-2 試験, 初期圧力 0.8 MPa)



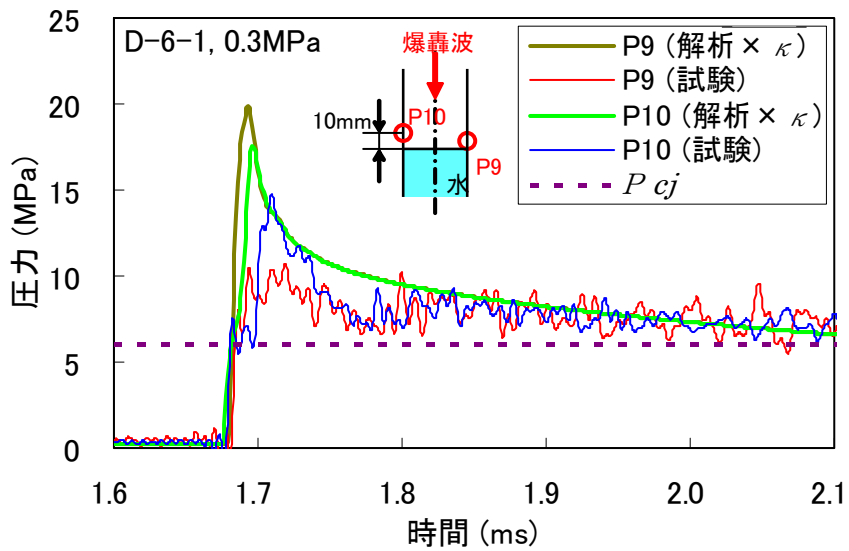
付録図 6.3-22 弁閉止部の解析メッシュ (D-5 試験体)



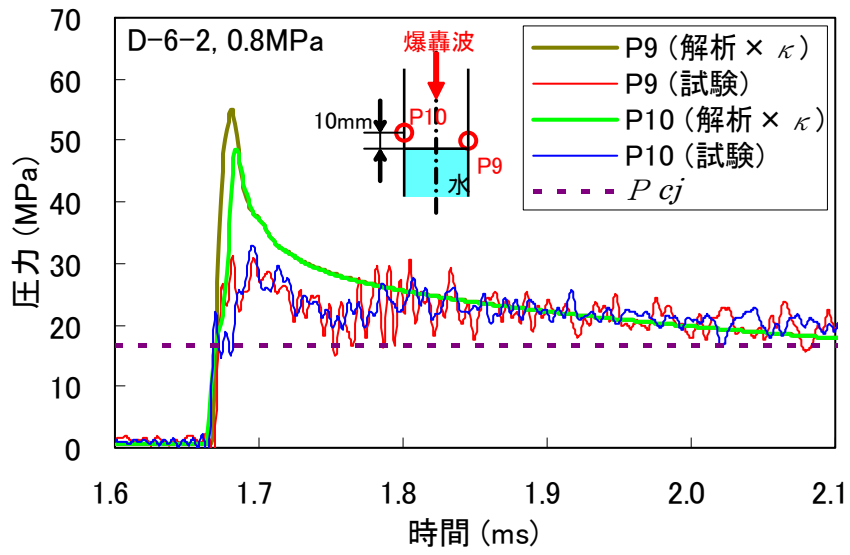
付録図 6.3-23 弁閉止部付近での試験と解析の圧力変化 (D-5-1 試験, 初期圧力 0.3 MPa)



付録図 6.3-24 水封閉止部付近の解析メッシュ (D-6 試験体)



付録図 6.3-25 水封閉止部での試験と解析の圧力変化  
(D-6-1 試験, 初期圧力 0.3 MPa)



付録図 6.3-26 水封閉止部での試験と解析の圧力変化  
(D-6-2 試験, 初期圧力 0.8 MPa)

## 付録6. 4 強度試験

### 付録6. 4. 1 材料試験データの取得

混合ガス燃焼時の急激な圧力上昇時の配管の構造解析評価を実施するためには、当該温度および当該ひずみ速度の応力とひずみの関係が必要となる。そこで、ひずみ速度および温度をパラメータとした配管材料の引張試験を実施した。

#### (1) 炭素鋼および溶接材の試験評価

##### a. 試験条件

試験マトリクスを付録表 6. 4. 1-1 に示す。材質，試験片採取方向，温度およびひずみ速度を試験パラメータとした。以下に試験条件の詳細を記す。

##### 1) 供試材

引張試験に用いる供試材は、実機の配管材質を考慮して、高温配管用炭素鋼鋼管 STPT410、炭素鋼相当の溶接材 YGT50 および低合金鋼相当の溶接材 YGT1CML とした。

##### 2) 試験片の採取要領および試験片形状

STPT410 については、採取方向による差異を確認するため、150A, Sch160 の配管から、周方向および軸方向に丸棒試験片を採取し、室温にて試験を実施した（ケース M-1, 2）。試験片の採取方向を付録図 6. 4. 1-1 に、試験片形状を付録図 6. 4. 1-2 に示す。

さらに、150A, Sch80 の STPT410 配管から軸方向に採取した試験片を用いて、ひずみ速度および温度の影響を調べた（ケース M-3～5）。試験片形状を付録図 6. 4. 1-3 に示す。

溶接金属については、上記の溶接金属で厚さ 16mm の鋼板(SB410 または 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(ケース M-6～11)。試験片採取方向を付録図 6. 4. 1-4 に示す。試験片形状は、M-3～5 の丸棒試験片と同等である。

##### 3) 試験方法および試験環境

実機プラントの運転条件から、爆轟が起きる可能性のある温度範囲（室温から 250℃）を考慮して、室温（最低温度）、130℃（中間温度）、250℃（最高温度）の 3 条件とした。

ひずみ速度は、爆轟時において高速変形が生じることが想定されるので、0.1 /s（準静的条件）、10 /s, 200 /s, 5000 /s の 4 ケースとした。

試験には、高速のひずみ速度を得られる、動的破壊試験機および高速衝撃引張試験機を用いた。

#### 4) 測定項目

本引張試験における測定項目を以下に示す。

- ・引張強さ
- ・降伏応力
- ・破断伸び
- ・絞り
- ・公称応力ー公称ひずみ関係

なお、破断伸び、絞りは試験後破断した試験片に対する形状寸法の実測により評価した。

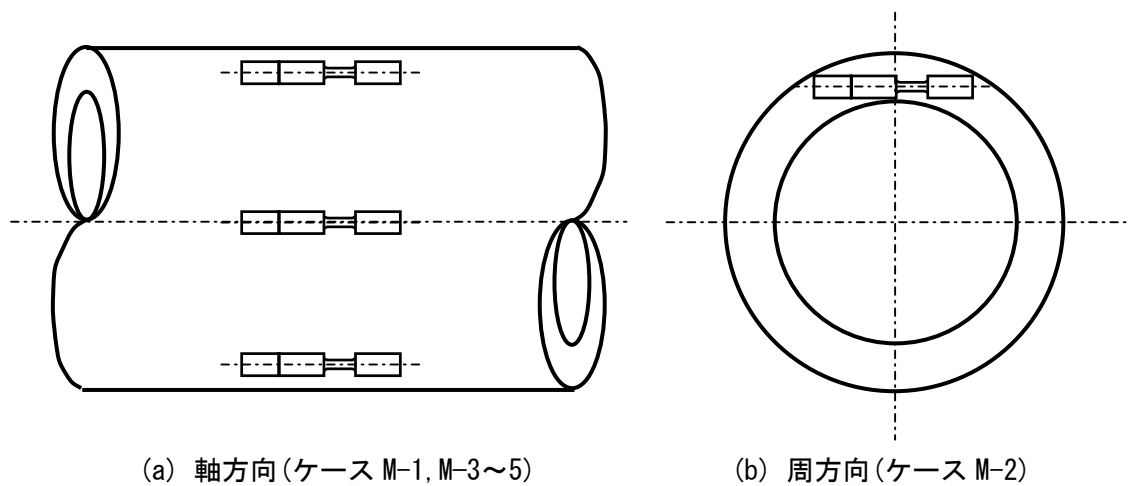
#### b. 試験方法

ひずみ速度 0.1/s から 200/s までの試験には、動的破壊試験機を用いた。動的破壊試験機の外観を付録図 6.4.1-5 に示す。また、高温引張試験の状況の写真を付録図 6.4.1-6 に示す。試験片変位は光学式変位形を用いて計測した。試験部ひずみは試験部中央に貼付けたひずみゲージにより測定した。

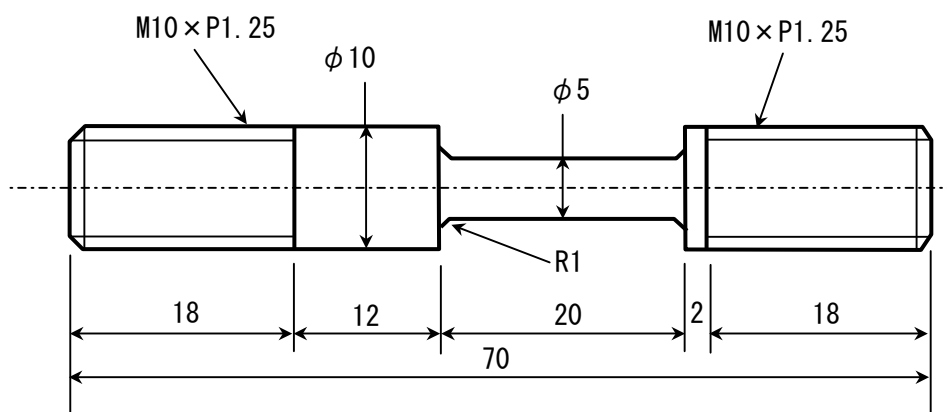
ひずみ速度 5000/s の試験には、高速衝撃引張試験装置を用いて行った。高速衝撃引張試験装置の構成を付録図 6.4.1-7 に示す。試験片を取付部に 5kg の弾丸をガス圧によって打ち出すことで、高いひずみ速度を得る。試験片部の詳細と計測方法の概要を付録図 6.4.1-8 に示す。荷重は、試験片つかみ部に貼付したひずみゲージの出力から求めた。試験片変位は、光学式変位計を用いて測定した。試験片ひずみは試験部中央に貼付したひずみゲージにより測定した。弾性域および降伏直後程度の低ひずみ範囲では、ひずみゲージの値によってひずみを求めた。さらに高いひずみ範囲に対しては、変位計測結果からひずみを算出した。また、高温試験の場合には、セラミックヒータを用いて試験片を加熱した。高温試験時の試験片取付け状況を付録図 6.4.1-9 に示す。

付録表 6.4.1-1 高速引張試験マトリクス

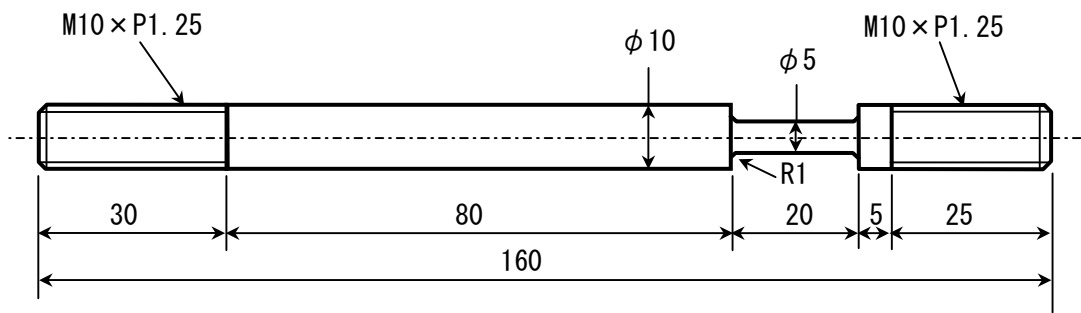
ケース 番号	配管 口径	呼び 厚さ	材質	試験片 採取方向	温度 (°C)	ひずみ速度(1/s)				試験片 形状	備考
						0.1	10	200	5000		
M-1	150A	Sch160	STPT410	配管軸方向	RT	○	○	○	○	丸棒	配管からの採取方向 の影響を確認
M-2				配管周方向	RT	○	○	○	○		
M-3		Sch80		配管軸方向	RT	○	—	○	—		
M-4					130	○	○	○	○		
M-5					250	○	○	○	○		
M-6	-	-	炭素鋼相当	板溶接材	RT	○	○	○	○	応力-ひずみ関係の ひずみ速度依存性を把握	
M-7			溶接材		130	○	○	○	○		
M-8			YGT50		250	○	○	○	○		
M-9			低合金鋼相当	板溶接材	RT	○	○	○	○		
M-10			溶接材		130	○	○	○	○		
M-11			YGT1CML		250	○	○	○	○		



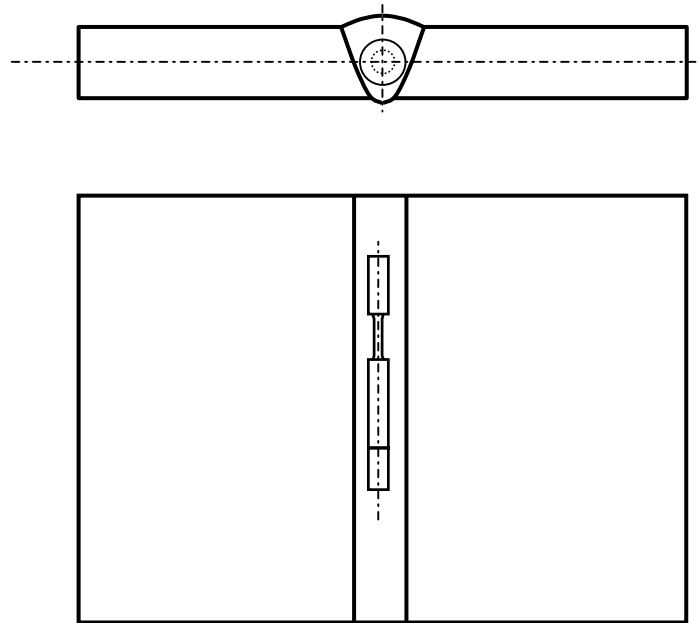
付録図 6.4.1-1 丸棒試験片採取方向 (M-1~M-5)



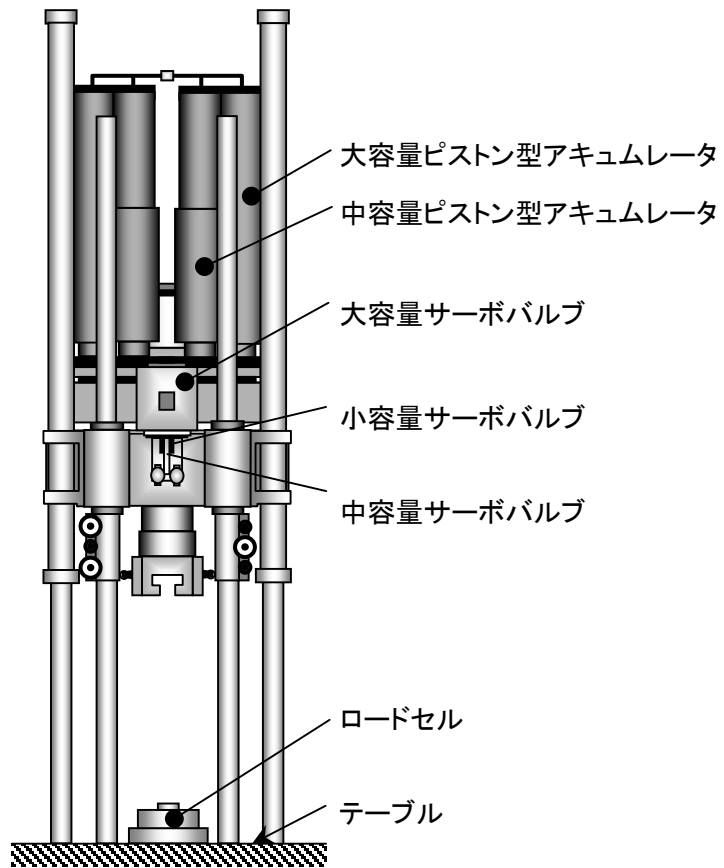
付録図 6.4.1-2 丸棒試験片形状 (M-1, M-2)



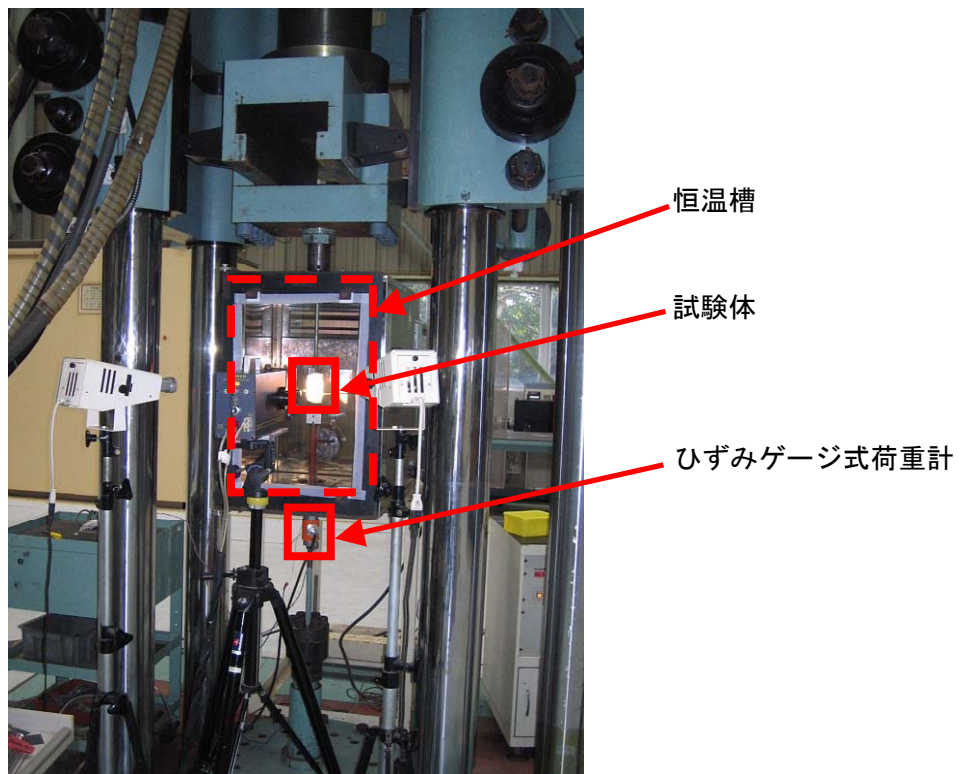
付録図 6.4.1-3 丸棒試験片形状 (M-3~11)



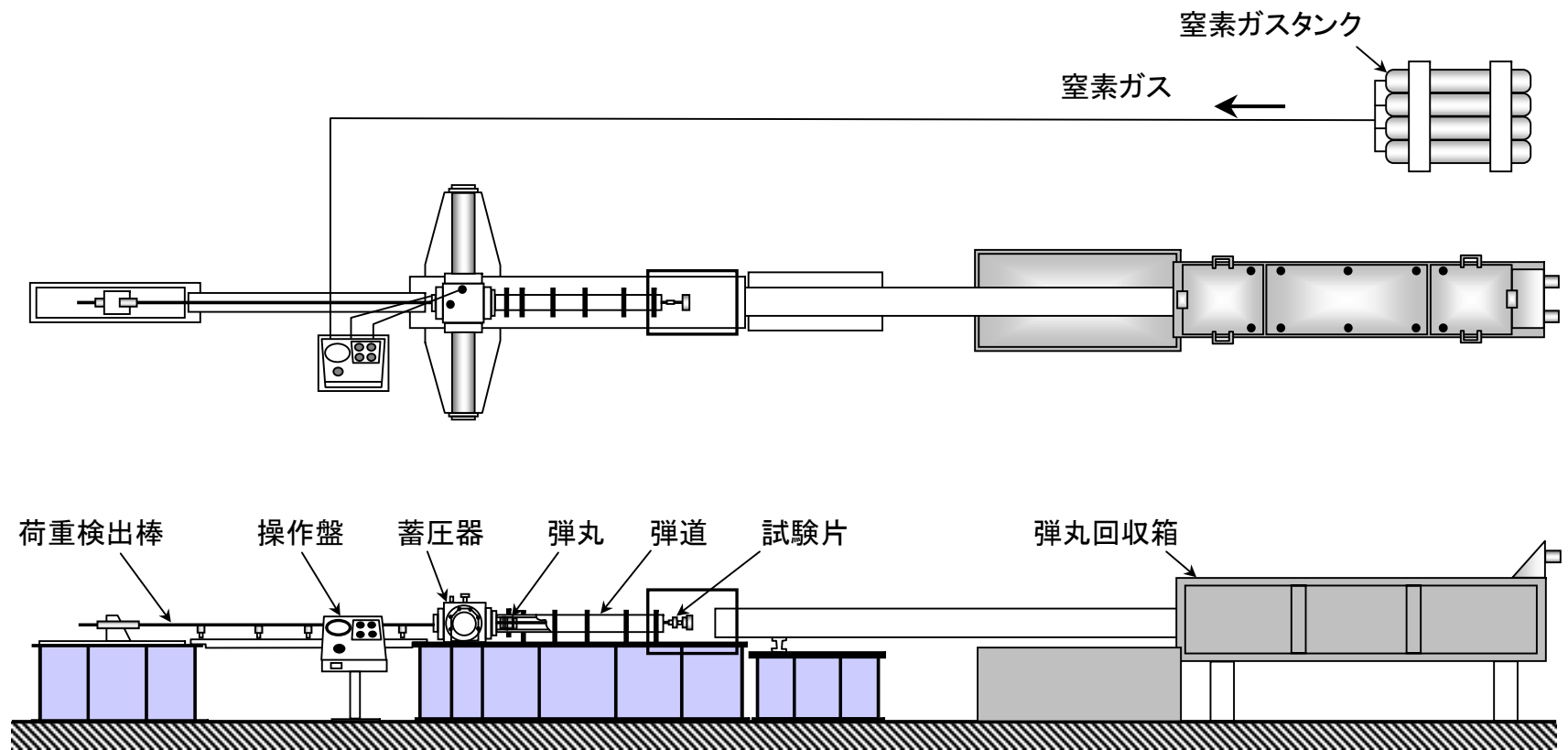
付録図 6.4.1-4 溶接金属丸棒試験片採取方向 (M-6~11)



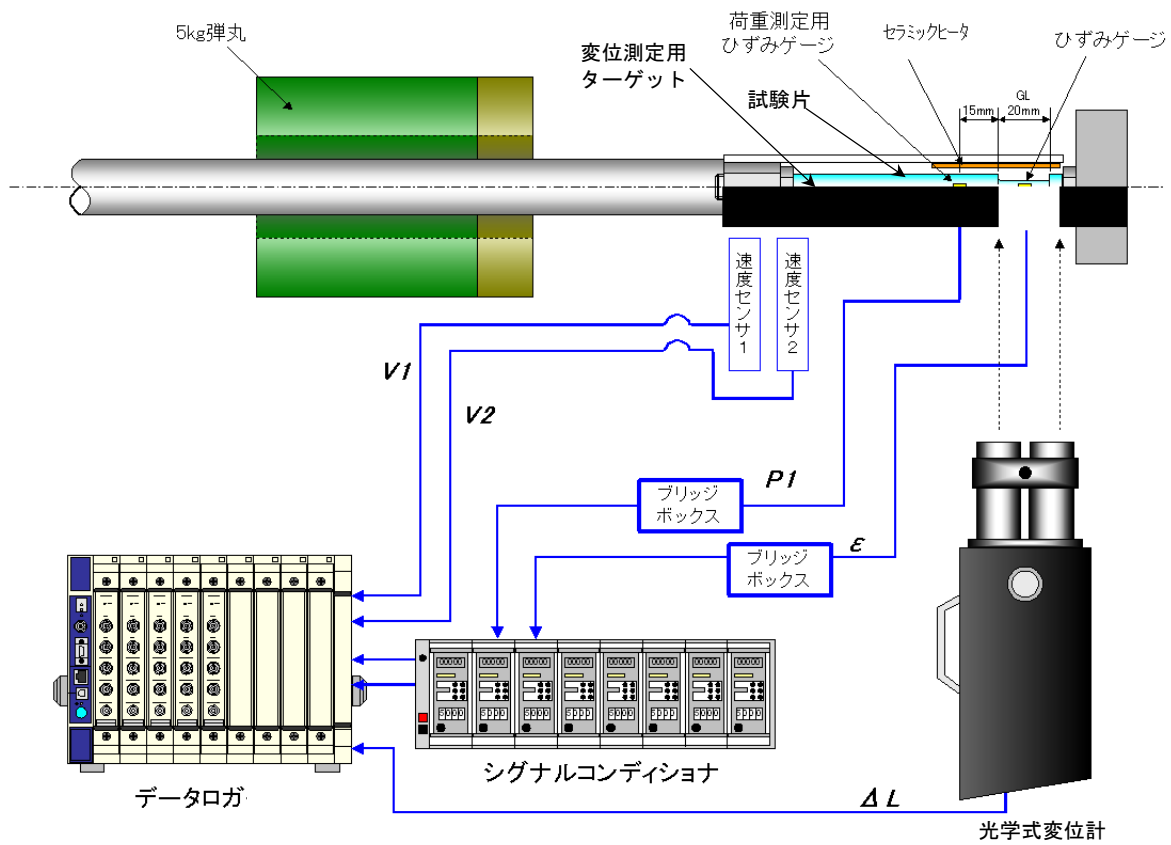
付録図 6.4.1-5 動的破壊試験機の構成



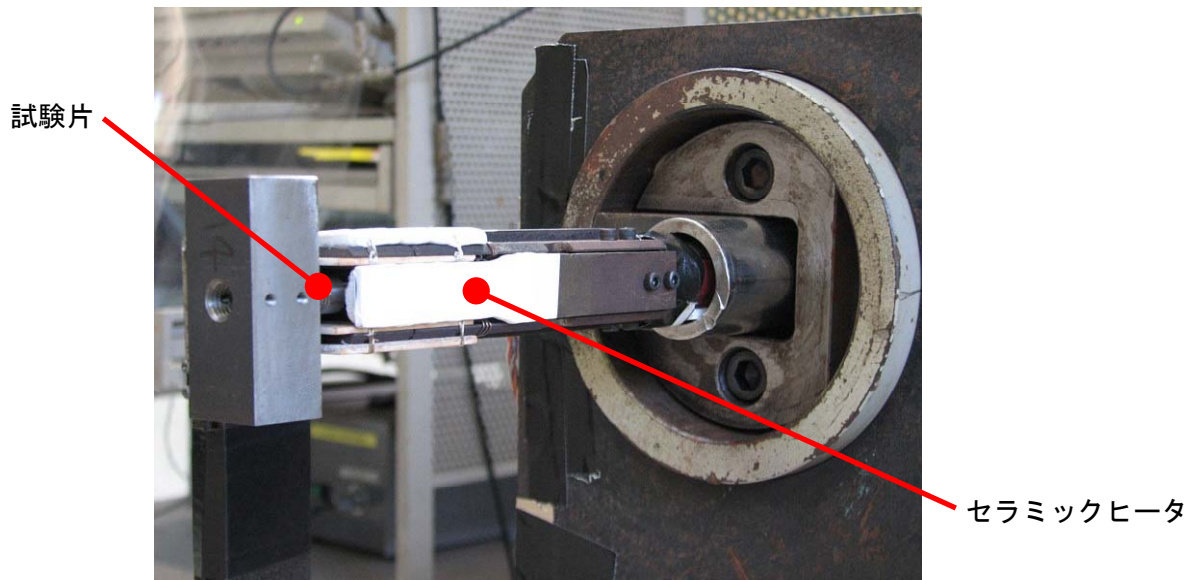
付録図 6.4.1-6 動的破壊試験機 高温引張試験状況



付録図 6.4.1-7 高速衝撃引張試験装置の構成



付録図 6.4.1-8 高速衝撃試験計測概要



付録図 6.4.1-9 高速衝撃引張試験 高温試験状況

### c. 試験結果

高速引張試験結果を付録表 6.4.1-2 に示す。

各試験ケースの降伏応力および引張強さとひずみ速度の関係を、付録図 6.4.1-10 に示す。いずれの材料でも、ひずみ速度が高くなるほど降伏応力が高くなった。引張強さについては、ケース M-5, M-8 を除いて、ひずみ速度が速くなるにつれて高くなった。

高温条件(250℃)であるケース M-5, M-8 では、ひずみ速度 0.1/s の引張強さが比較的高く、同材の 130℃・0.1/s 条件の引張強さと同等以上の結果となった。

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った。ただし、上述のように M-8 のひずみ速度が遅い場合では、引張強さが高くなる傾向にある。

試験片の採取方向の異なる M-1 と M-2 を比較すると、降伏応力および引張強さはほとんど変化しておらず、採取方向の影響は無いことが確認できた。

溶接金属の降伏応力および引張強さは、STPT410 と比較して全体的に高い傾向が確認された。

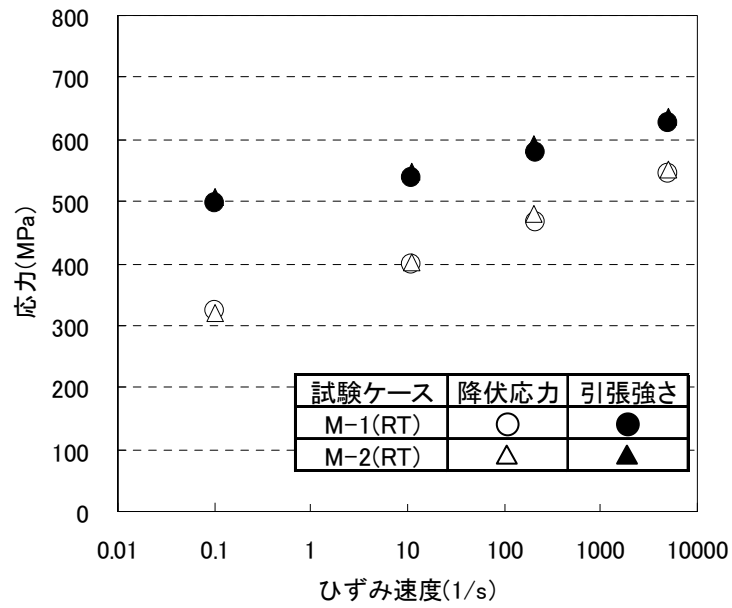
次に、各ケースの伸びおよび絞りとひずみ速度の関係を付録図 6.4.1-11 に示す。伸びは、温度および材質の影響は確認できなかった。絞りは、STPT410 では 60%~74%、溶接金属では 68%~86%となった。ひずみ速度が高いと絞りが若干大きくなる傾向にあるが、顕著な差ではないと考えられる。ひずみ速度、温度に係わらず、いずれのケースでも高い延性を示していると確認できた。

引張試験から得られた公称応力と公称ひずみの関係を付録図 6.4.1-12 に示す。いずれのケースでも、ひずみ速度が高くなるほど応力が高くなる傾向が確認できた。

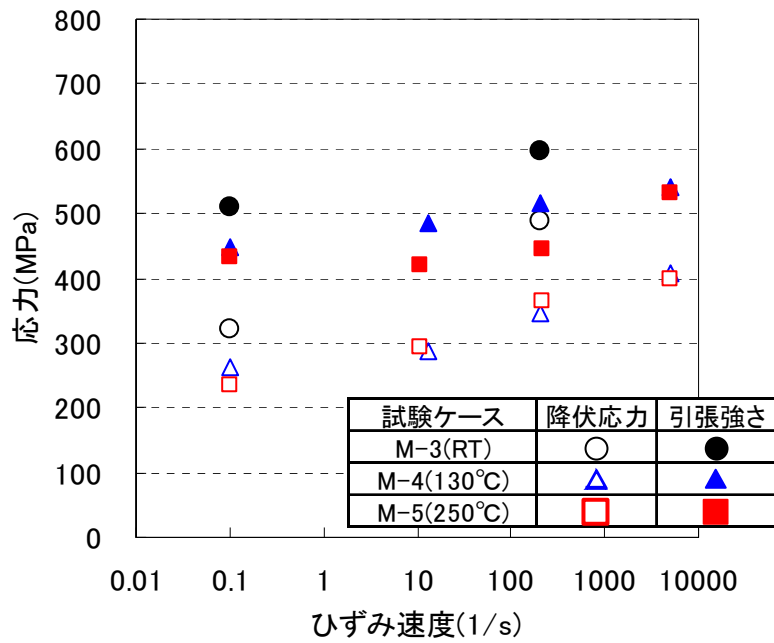
付録表 6.4.1-2 高速引張試験結果

ケース 番号	配管 口径	呼び 厚さ	材質	採取 方向	試験 温度 (°C)	ひずみ 速度 (1/s)	試験結果											
							降伏 応力 (MPa)	引張 強さ (MPa)	破断 伸び (%)	絞り (%)								
M-1	150A	Sch160	STPT410	配管 軸方向	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	150A	Sch160	STPT410	配管 周方向	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	150A	Sch80	STPT410	配管 軸方向	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					-	-	炭素鋼 相当 溶接材 YGT50	板溶接材	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	-	-	炭素鋼 相当 溶接材 YGT50	板溶接材					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									-	-	炭素鋼 相当 溶接材 YGT50	板溶接材	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					-	-	低合金 相当 溶接材 YGT1CML	板溶接材					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	-	-	低合金 相当 溶接材 YGT1CML	板溶接材									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									-	-	低合金 相当 溶接材 YGT1CML	板溶接材	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

(注) 伸びの結果の( )の数値は、一部の破面が変形したが参考値として測定したものの

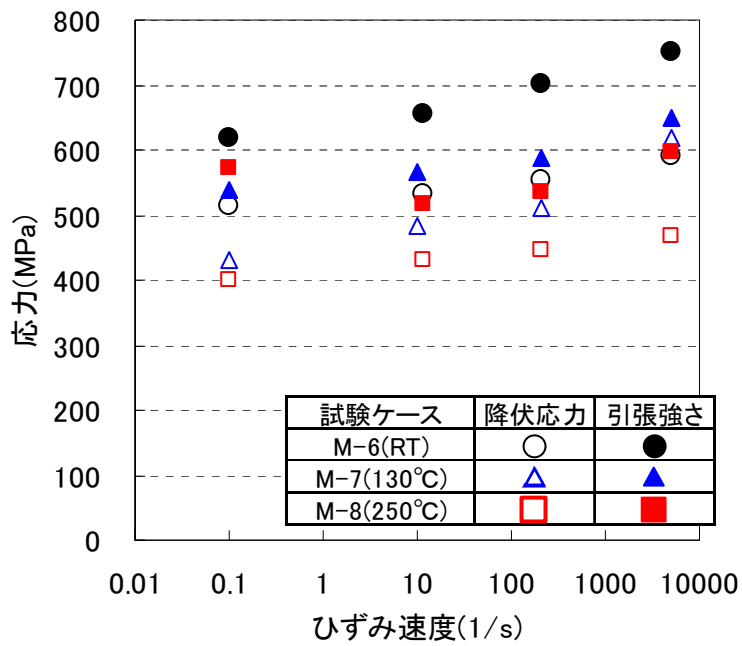


(a) M-1, M-2

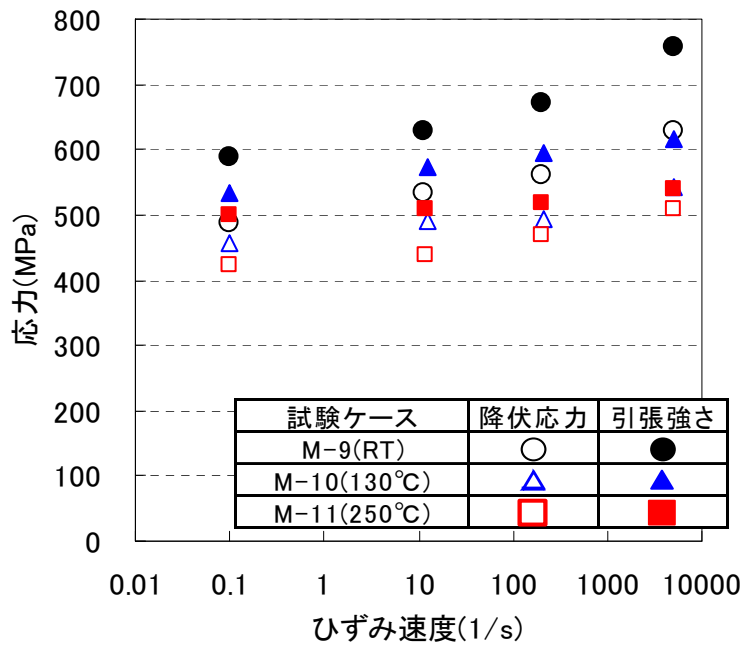


(b) M-3, M-4, M-5

付録図 6.4.1-10(1/2) 降伏応力および引張強さのひずみ速度依存性

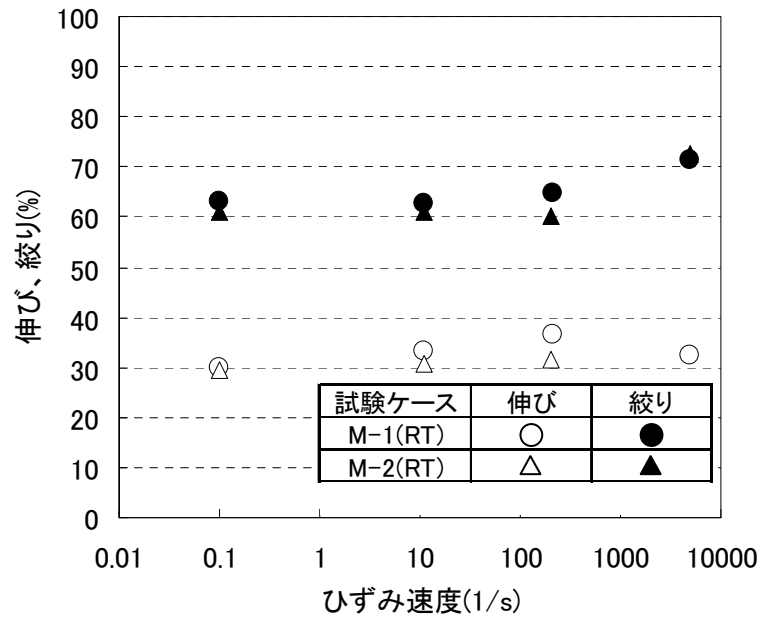


(c) M-6, M-7, M-8

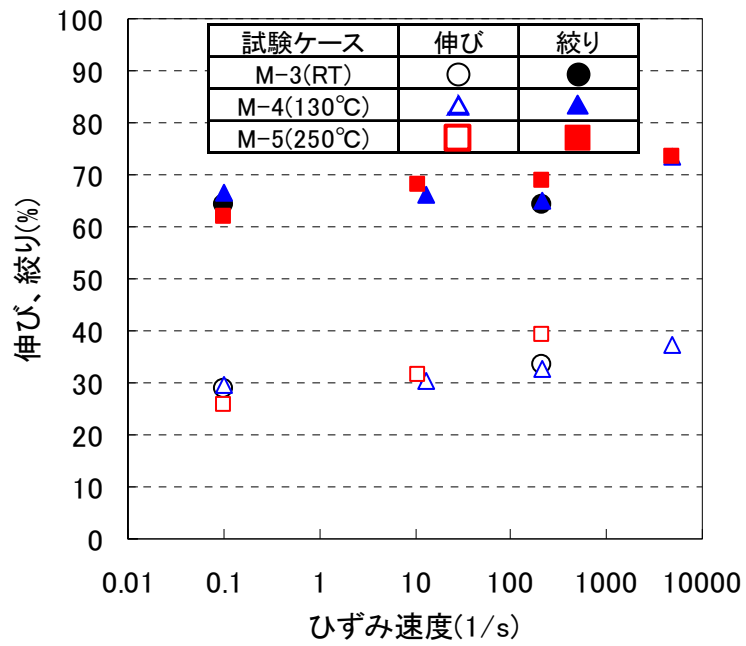


(d) M-9, M-10, M-11

付録図 6.4.1-10(2/2) 降伏応力および引張強さのひずみ速度依存性

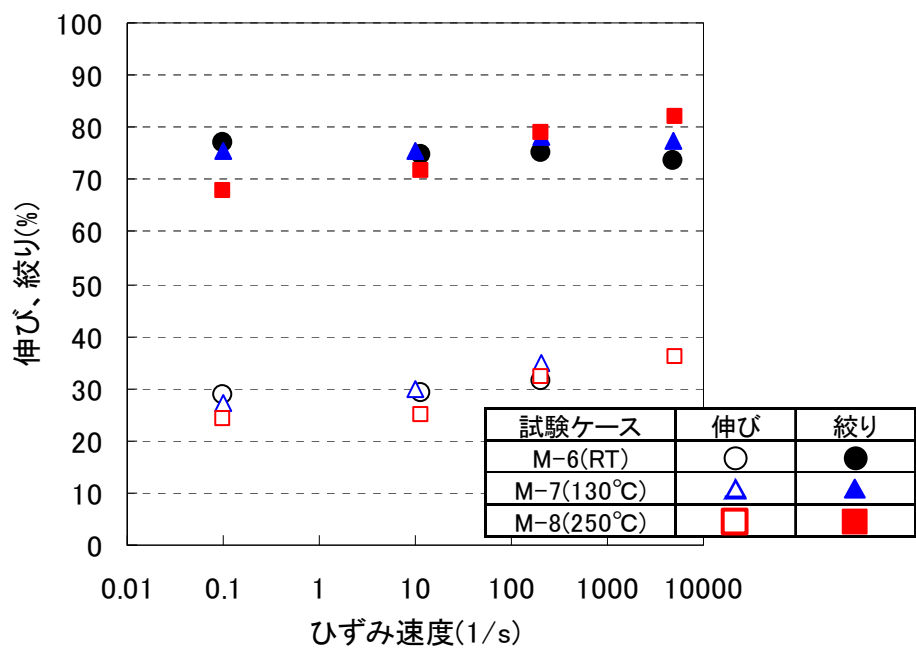


(a) M-1, M-2

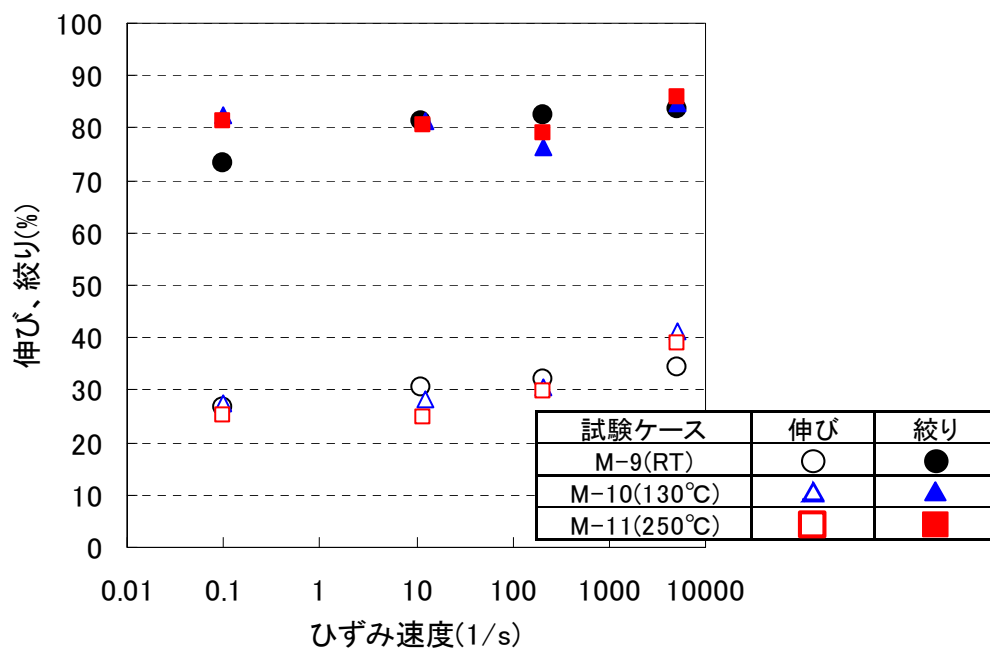


(b) M-3, M-4, M-5

付録図 6.4.1-11(1/2) 伸びおよび絞りのひずみ速度依存性

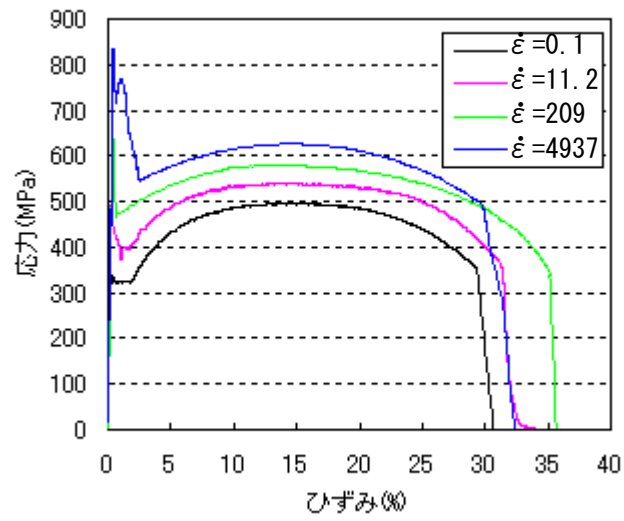


(c) M-6, M-7, M-8

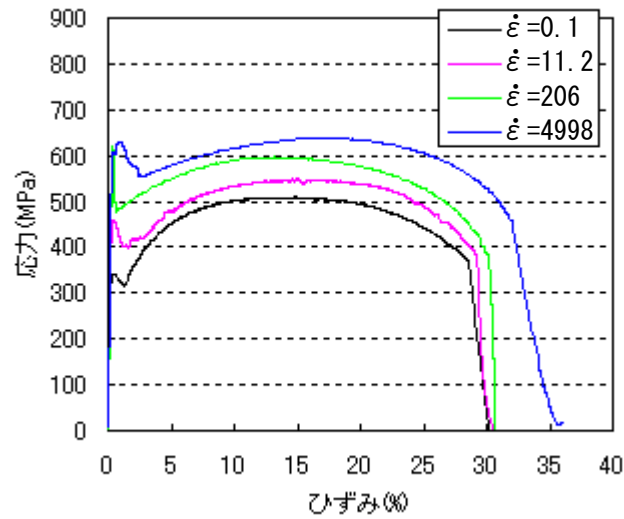


(d) M-9, M-10, M-11

付録図 6.4.1-11(2/2) 伸びおよび絞りのひずみ速度依存性

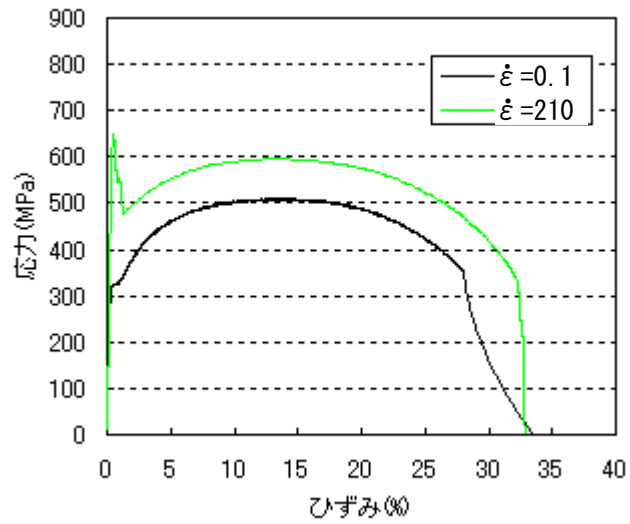


(a) M-1 (STPT410, 軸方向, RT)

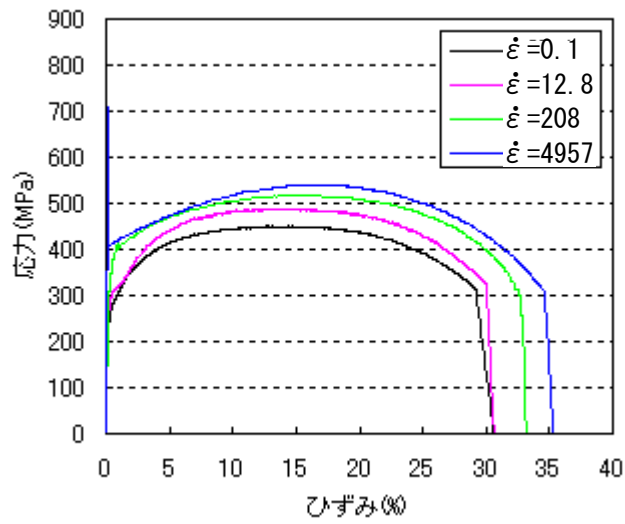


(b) M-2 (STPT410, 軸方向, RT)

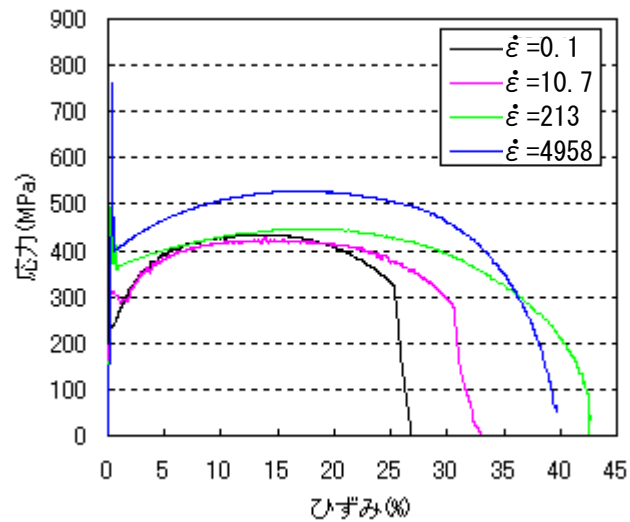
付録図 6.4.1-12(1/4) 応力-ひずみ線図



(c) M-3 (STPT410, 軸方向, RT)

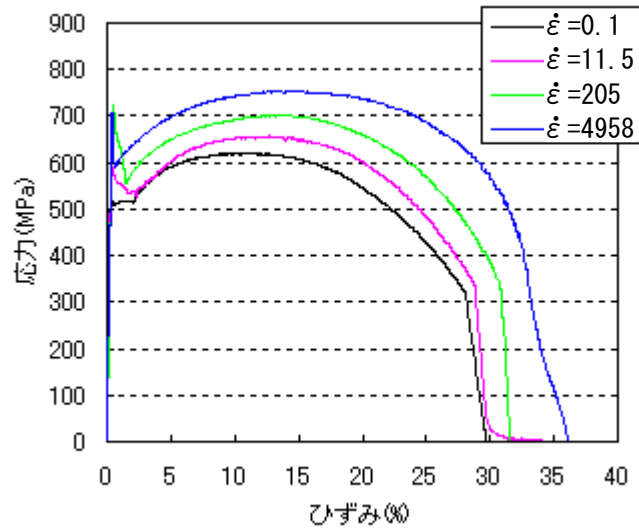


(d) M-4 (STPT410, 軸方向, 130°C)

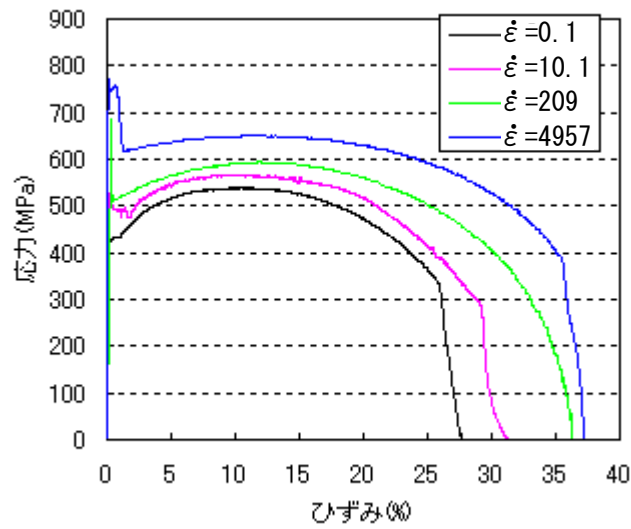


(e) M-5 (STPT410, 軸方向, 250°C)

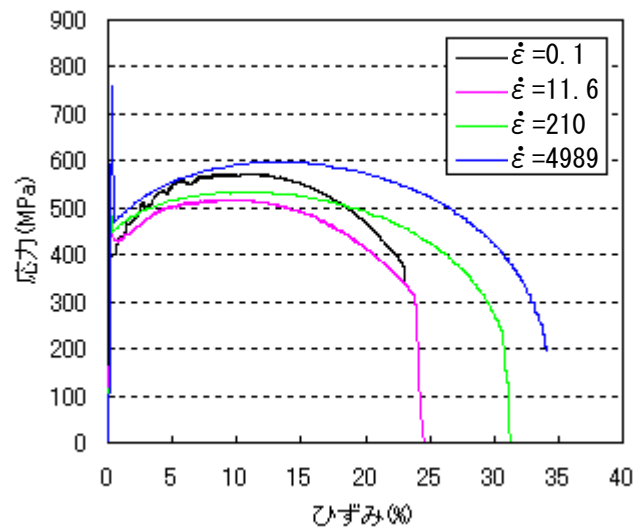
付録図 6.4.1-12(2/4) 応力-ひずみ線図



(f) M-6 (炭素鋼溶金, RT)

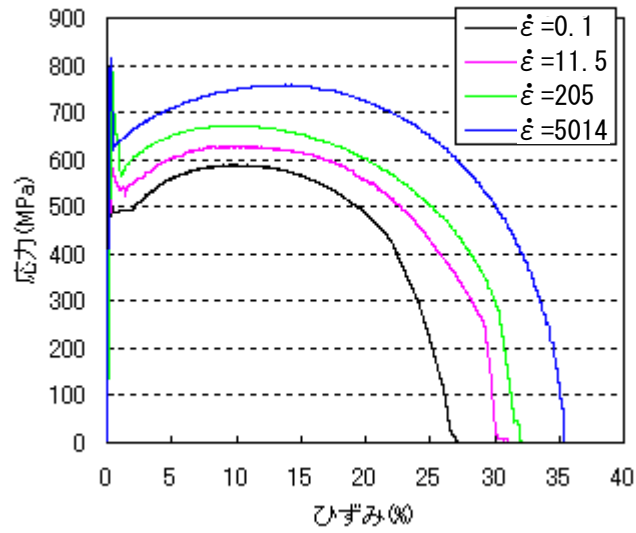


(g) M-7 (炭素鋼溶金, 130°C)

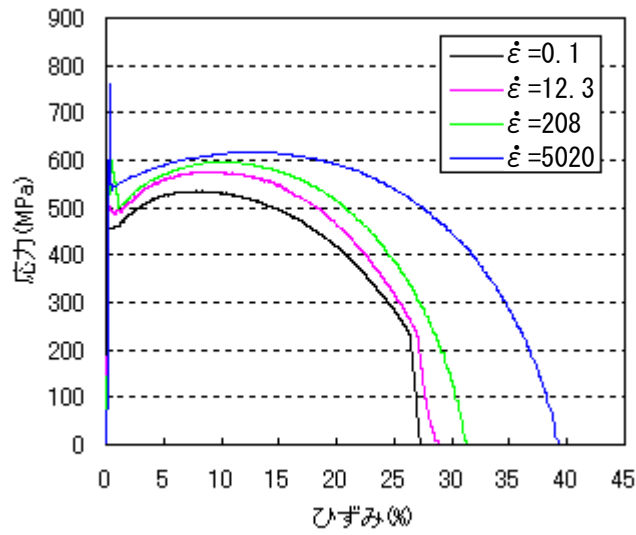


(h) M-8 (炭素鋼溶金, 250°C)

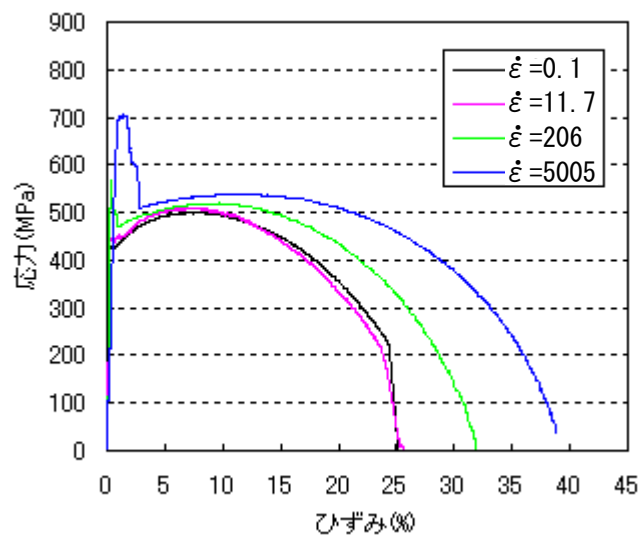
付録図 6.4.1-12(3/4) 応力-ひずみ線図



(i) M-9 (低合金鋼溶金, RT)



(j) M-10 (低合金鋼溶金, 130°C)



(k) M-11 (低合金鋼溶金, 250°C)

付録図 6.4.1-12(4/4) 応力-ひずみ線図

## (2) 低合金鋼の材料試験結果

低合金鋼配管 STPA23 の引張試験結果を記す。

### a. 試験条件

#### 1) 供試材

供試材は低合金鋼配管 STPA23 である。供試配管は呼び径 350A, 呼び厚さ Sch80 (外径 : 355.6 mm, 厚さ : 19.0 mm) である。

#### 2) 試験片の採取要領および試験片形状

試験片の採取方向を付録図 6.4.1-13 に, 試験片形状を付録図 6.4.1-14 に示す。

#### 3) 試験条件

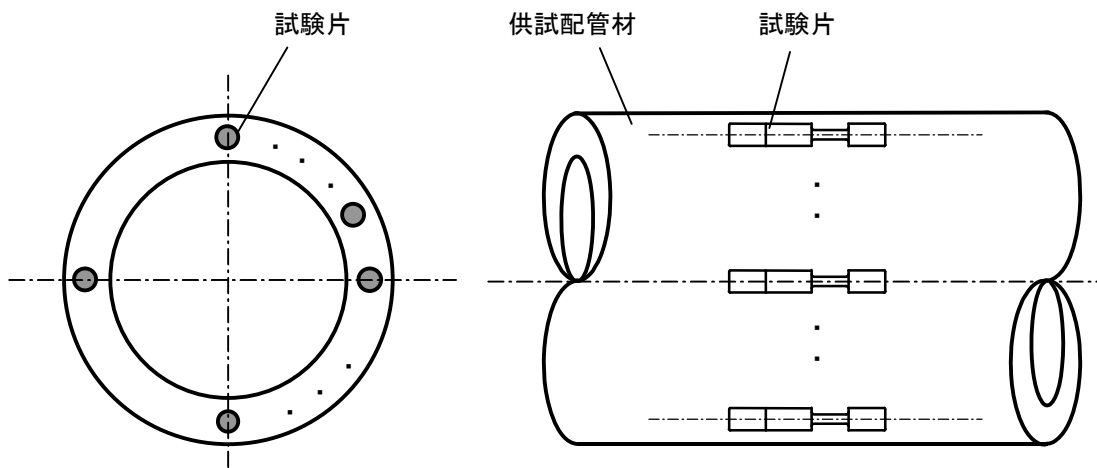
試験温度は, 室温, 100℃および 300℃の 3 条件とした。また, ひずみ速度は, 室温においては, 0.002 /s (準静的条件), 0.2 /s, 2 /s, 20 /s, 200 /s および 5000 /s の 6 ケース, 100℃および 300℃においては, 0.002 /s, 0.2 /s, 2 /s, 20 /s および 200 /s の 5 ケースとした。試験装置には, ガス油圧式動的破壊試験装置等の高速引張試験が可能な装置を用いた。

#### 4) 測定項目

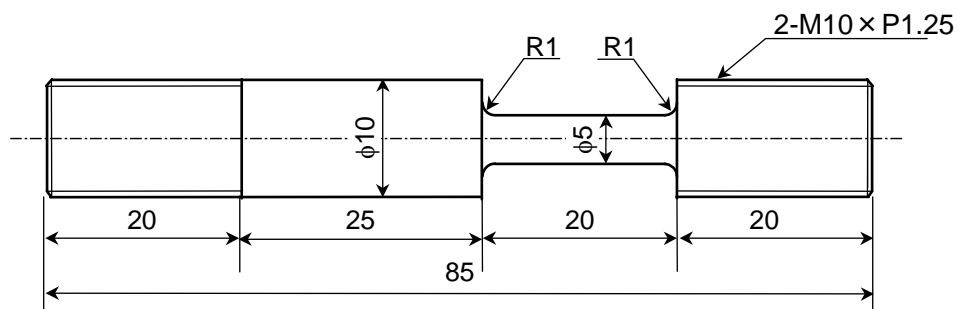
測定項目を以下に示す。

- ・引張強さ
- ・降伏応力 (または 0.2%耐力)
- ・破断伸び
- ・絞り
- ・公称応力-公称ひずみ関係

なお, 破断伸び, 絞りは試験後破断した試験片に対する形状寸法の実測により評価した。



付録図 6.4-1-13 引張試験片の採取方向概念図



付録図 6.4-1-14 試験片形状

## b. 試験結果

引張試験結果を付録表 6.4-1-3 に示す。

ひずみ速度および試験温度が降伏応力に及ぼす影響を付録図 6.4.1-15(a)に、引張強さ、破断伸び、絞りおよび真破断延性に及ぼす影響を付録図 6.4.1-15(b)～(e)に示した。図中には、各試験結果の傾向線も併せて示した。

付録図 6.4.1-15(a)に示した降伏応力の場合、試験温度によらず、ひずみ速度が約 1/s 程度までは、ひずみ速度の影響が確認できず、ほぼ一定値を示す。しかし、ひずみ速度が約 1/s を越えた領域から、ひずみ速度の増加に伴い、降伏応力は増加する傾向を示す。試験温度の影響に関しては、試験温度が上昇するに伴い、降伏応力は低下する傾向が確認できた。

付録図 6.4.1-15(b)に示した引張強さの場合、降伏応力と同様に、試験温度によらず、ひずみ速度が約 1/s 程度までは、ひずみ速度の影響は確認できない。しかし、ひずみ速度が約 1/s を越えた領域から、ひずみ速度の増加に伴い、引張強さは増加する。また、試験温度が上昇するに伴い、引張強さが低下する傾向が確認できる。

付録図 6.4.1-15(c)に示した破断伸び、付録図 6.4.1-15(d)に示した絞りおよび付録図 6.4.1-15(e)に示した真破断延性ともに、試験温度が室温の場合、試験を実施したひずみ速度の範囲内において、ひずみ速度の影響は確認できない。

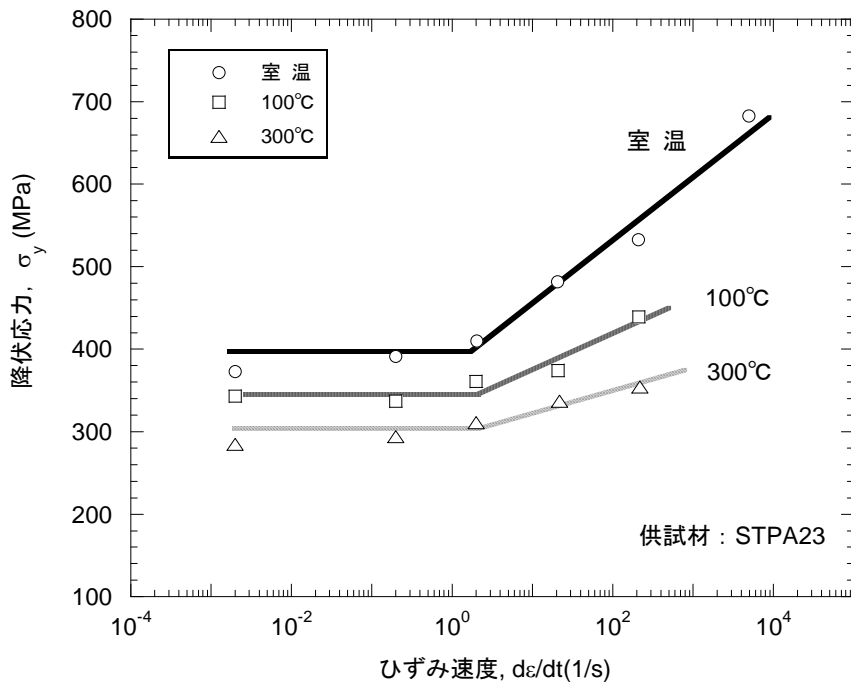
一方、試験温度が 100℃および 300℃の場合、破断伸びに関しては、降伏応力と同様に、ひずみ速度が約 1/s を越えた領域から、ひずみ速度の増加に伴い、破断伸びが増加する傾向が確認される。また、絞りおよび真破断延性に関しては、試験温度が 300℃の場合、ひずみ速度が約 1/s を越えた領域から、ひずみ速度の増加に伴い、絞りおよび真破断延性が増加する傾向が確認されるものの、その変化率は大きくなく、試験温度が絞りおよび真破断延性に及ぼす影響も大きくないと判断される。

引張試験から得られた各温度における公称応力と公称ひずみの関係を付録図 6.4.1-16 に示す。

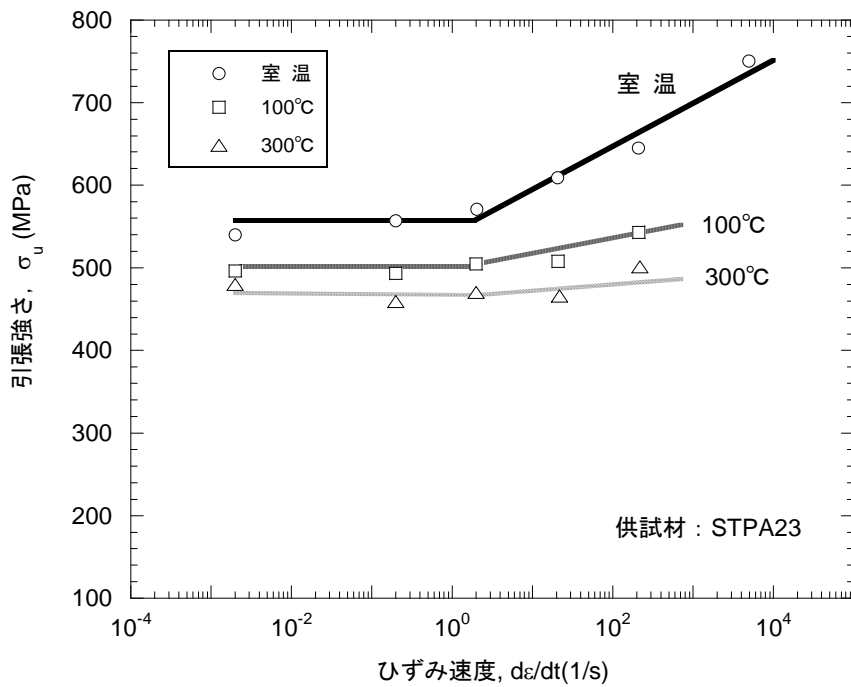
付録表 6. 4. 1-3 低合金鋼 STPA23 の引張試験結果

試験番号	試験温度	ひずみ速度, dε/dt (1/s)	降伏応力, σ <sub>y</sub> (MPa)*1	引張強さ, σ <sub>u</sub> (MPa)*1	破断伸び, δ (%)	絞り, φ (%)	真破断延性 ε <sub>f</sub> (%)
STPA-RT-1	室温	0.002	373	540	30.4	72.3	128.4
STPA-RT-2		0.20	391	557	28.9	72.7	129.8
STPA-RT-3		2.03	410	571	30.6	72.9	130.6
STPA-RT-4		20.5	482	609	31.3	71.6	125.9
STPA-RT-5		209	533	645	33.2	72.0	127.3
STPA-RT-6		4943	683	750	32.4	76.2	143.5
STPA-100-1	100℃	0.002	343	496	30.3	73.8	133.9
STPA-100-2		0.20	337	493	30.9	74.6	137.0
STPA-100-3		2.01	361	505	32.9	72.4	128.7
STPA-100-4		20.9	374	508	35.6	75.3	139.8
STPA-100-5		212	439	543	35.9	75.7	141.5
STPA-300-1	300℃	0.002	285	480	25.4	69.1	117.4
STPA-300-2		0.20	294	459	25.3	70.7	122.8
STPA-300-3		2.01	311	470	24.2	70.5	122.1
STPA-300-4		21.7	337	466	27.7	71.5	125.5
STPA-300-5		219	354	501	30.0	75.1	139.0

\*1: 降伏応力 σ<sub>y</sub> および引張強さ σ<sub>u</sub> は、いずれも公称応力

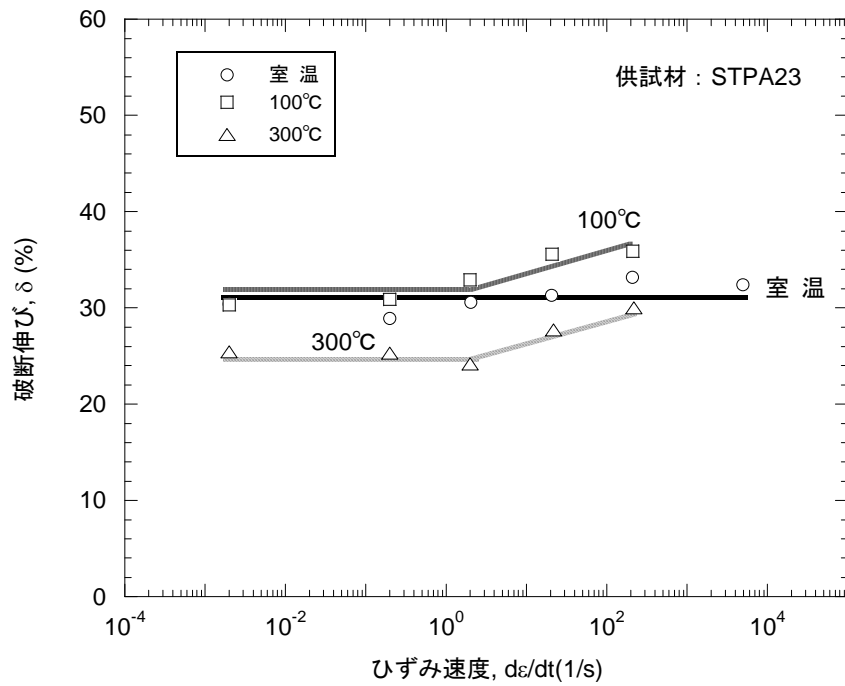


(a) 降伏応力に及ぼすひずみ速度の影響

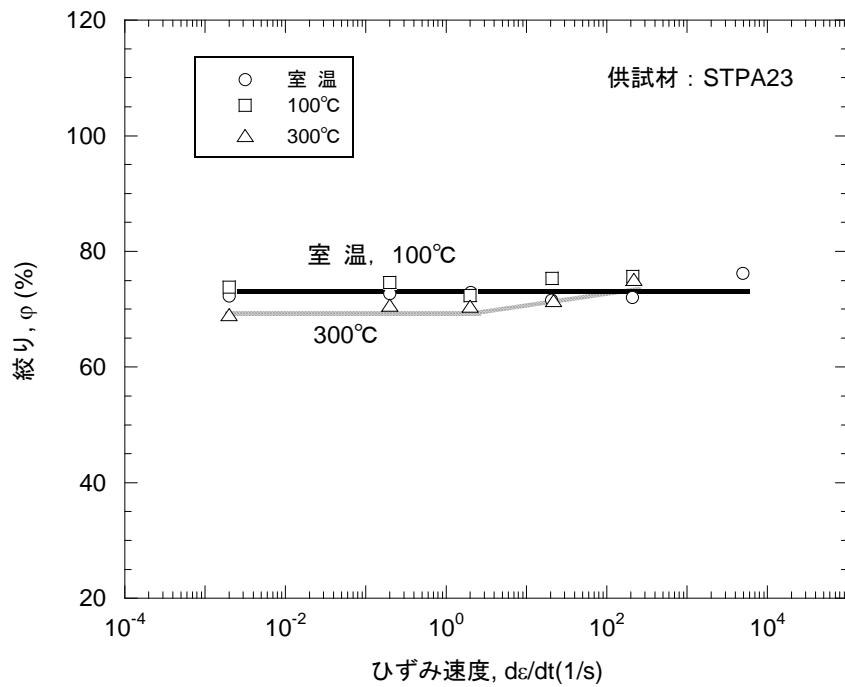


(b) 引張強さに及ぼすひずみ速度の影響

付録図 6.4.1-15(1/3) 低合金鋼 STPA23 の機械的特性に及ぼすひずみ速度の影響

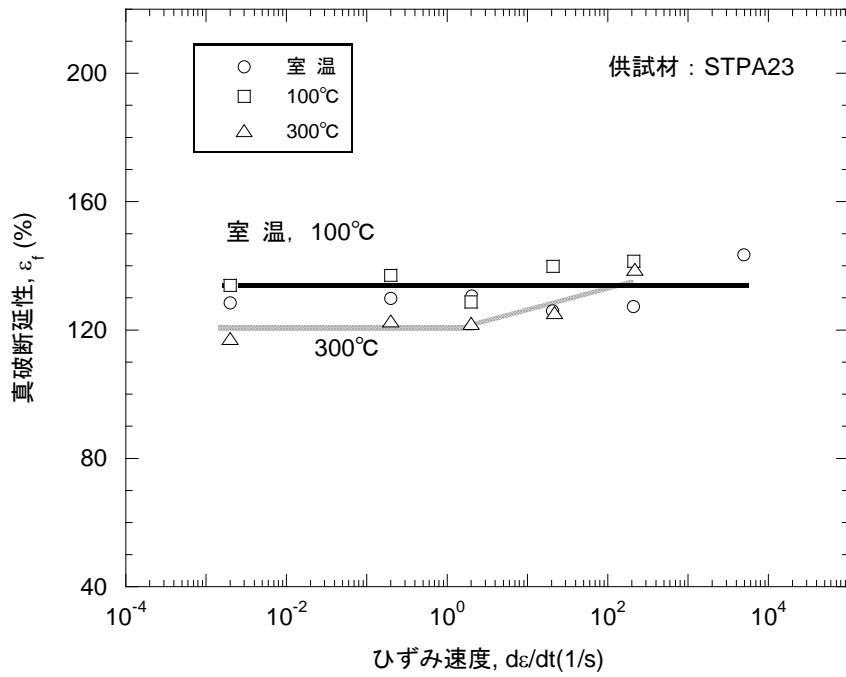


(c) 破断伸びに及ぼすひずみ速度の影響



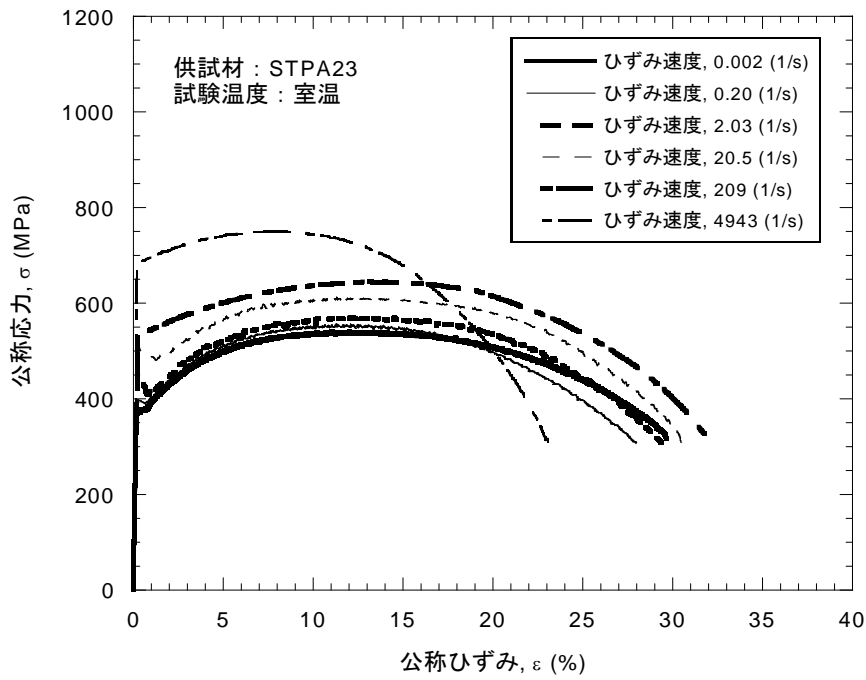
(d) 絞り,  $\phi$  に及ぼすひずみ速度の影響

付録図 6.4.1-15 (2/3) 低合金鋼 STPA23 の機械的特性に及ぼすひずみ速度の影響

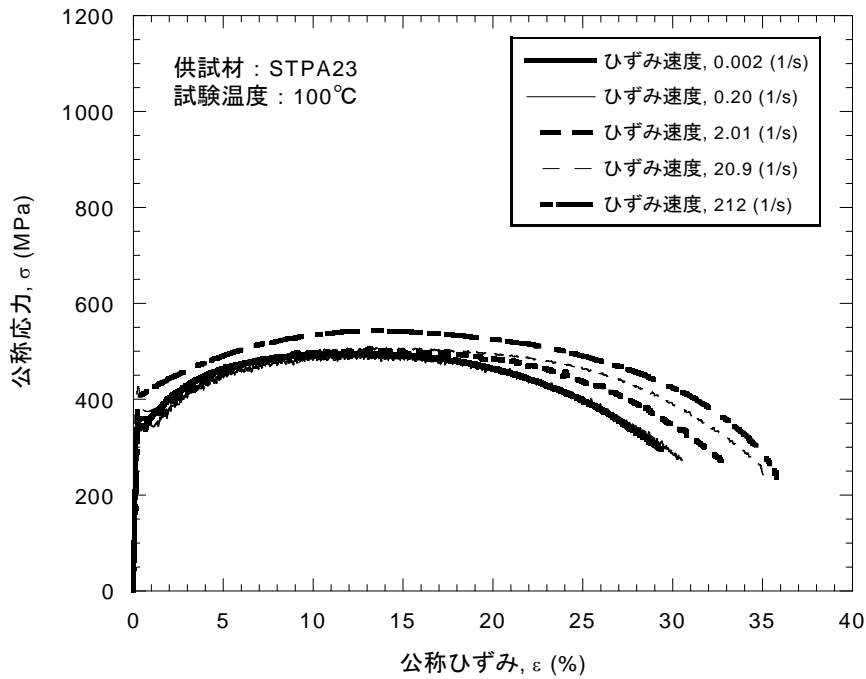


(e) 真破断延性に及ぼすひずみ速度の影響

付録図 6.4.1-15(3/3) 低合金鋼 STPA23 の機械的特性に及ぼすひずみ速度の影響

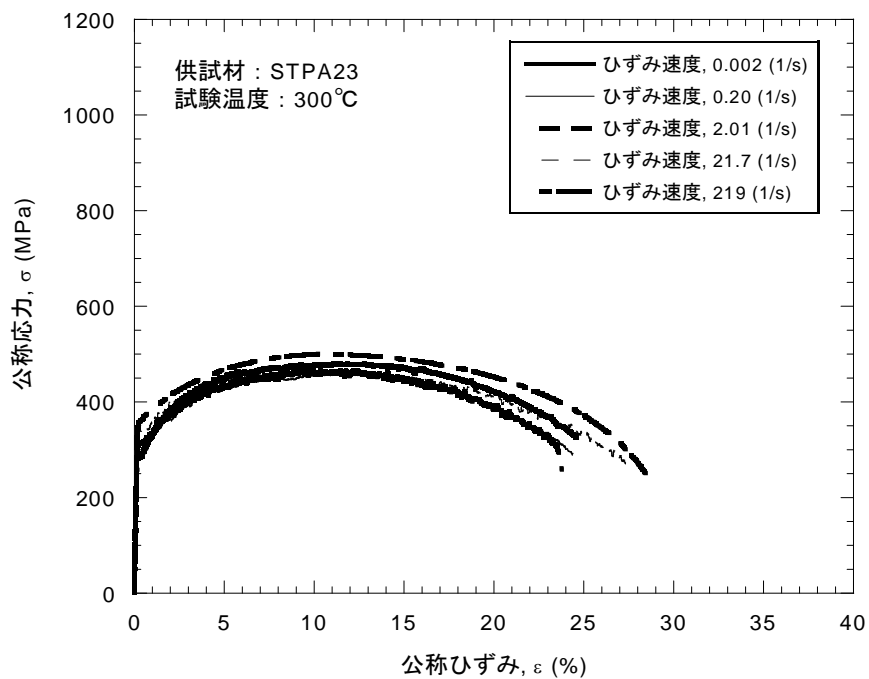


(a) 試験温度：室温



(b) 試験温度：100°C

付録図 6. 4. 1-16 (1/2) 各温度における低合金鋼 STPA23 の公称応力 $\sigma$ と公称ひずみ $\varepsilon$ の関係



(c) 試験温度 : 300°C

付録図 6. 4. 1-16 (2/2) 各温度における低合金鋼 STPA23 の公称応力 $\sigma$ と公称ひずみ $\varepsilon$ の関係

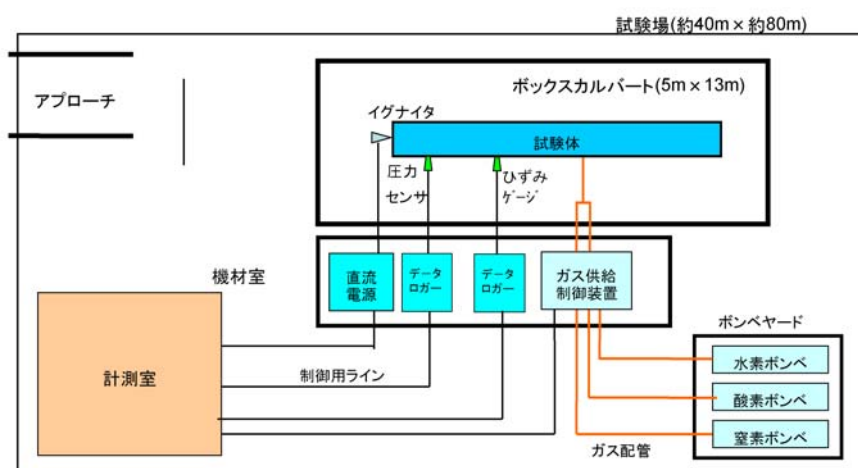
## 付録6.4.2 強度試験

### (1) 試験目的

実機の蒸気枝管では、直管が各種の継手（エルボ、ティー、レギュレーサ等）によって接続された構成であり、枝管の端部は弁等で閉止されている。付録6.2で記載した爆轟試験においては、配管継手や閉止端形状が爆轟特性に及ぼす影響を確認している。ここでは、爆轟時における配管応答および破壊条件を把握するため、代表的な配管形状を模擬した試験体を用いて、常温・窒素ガス希釈条件での強度試験を実施し、ひずみデータを取得した。また、実機配管ルートを想定し、構成要素が近接している枝管を模擬し、その場合の圧力特性、ひずみ履歴についても試験および解析で確認した。

### (2) 試験装置概要

試験装置は、試験用チャンバ（ボックスカルバート）、ガス供給設備および計測・記録系装置で構成し、試験は、計測室制御盤からの遠隔操作により、グロープラグで試験体内の混合ガスに着火し実施した。試験設備構成系統図を付録図6.4.2-1に、強度試験体の設置状況を付録図6.4.2-2に示す。



付録図 6.4.2-1 試験設備構成系統図



付録図 6.4.2-2 強度試験体の設置状況

(3) 試験パラメータ

強度試験の試験条件を付録表 6.4.2-1 に示す。試験パラメータは、試験体形状（口径、配管厚さ、構成要素）と初期圧力である。

初期温度は常温レベルであり、ガス組成は混合ガス 95 モル％、希釈ガス 5 モル％を基準に設定した。このガス濃度は、付録 6.2(2) で検討したように、高濃度に混合ガスが蓄積した場合を想定したものである。

初期圧力は各試験体の試験目的を考慮し、事前に予備解析・検討を行い設定した。

付録表 6.4.2-1 試験条件

ケース番号	配管口径	配管厚さ (mm)	構成要素	初期圧力 (MPa)	初期温度 (°C)	混合ガス条件			備考
						水素濃度 (モル%)	酸素濃度 (モル%)	窒素濃度 (モル%)	
K-1	50A	3.9 3.4 2.9 2.6 2.4	直管	4.0	22	60.7	33.7	5.6	進行波での破壊 直管の破壊状況把握
K-2	50A	3.9	直管+ 閉止端	3.0	20	61.1	33.2	5.7	反射波での破壊 直管の破壊状況把握
K-3	50A	3.9	直管+ エルボ+ 閉止端	3.5	21	61.1	33.1	5.8	反射波での破壊 エルボの破壊状況 把握
K-4	150A	7.1	直管+ エルボ	2.5	27	57.3	32.5	10.2	評価手法の口径依存 性確認 エルボの変形状況 把握
K-5-1	150A	11.0	直管+ エルボ+ エルボ+ 閉止端	0.3	28	60.7	32.8	6.5	評価手法の妥当性 確認 圧力波の口径依存性 の確認
K-5-2	150A	11.0	直管+ エルボ+ エルボ+ 閉止端	4	26	61.2	32.3	6.5	

#### (4) 試験体

試験体材質は高圧配管用炭素鋼鋼管 STPT410 である。試験体の長さ方向には、圧力センサを設置する座を設け、着火端から伝ばしてくる爆轟波や閉止端からの反射波による圧力履歴を計測した。また、爆轟波による配管構造応答を確認するため、配管外表面にひずみゲージを貼付し、ひずみ履歴を計測した。さらに、直管、エルボの破壊・変形状況を把握するため、高速度カメラにより撮影を行った。

試験体概略図を付録図 6. 4. 2-3～付録図 6. 4. 2-7 に示す。(図中の○印は圧力測定位置、□印はひずみ測定位置を示す。)

##### a. K-1 試験体 (直管, 破壊試験)

試験体は、基本形状である直管において爆轟波 (進行波) による強度を把握する観点で、配管厚さを段階的に変化させている。ひずみ計測位置は各配管厚さで設定しており計 22 点としている。試験体概略図を付録図 6. 4. 2-3 に示す。試験体天側を周方向  $0^{\circ}$  として、閉止端側を見て右回りに周方向角度を取ると、ひずみゲージは、周方向  $45^{\circ}$  および  $225^{\circ}$  位置に貼り付けた。これは、試験前に超音波厚さ計により配管厚さを計測した結果、周方向位置  $225^{\circ}$  の配管厚さが比較的薄かったためである。

##### b. K-2 試験体 (直管, 破壊試験 (閉止端))

試験体は、基本形状である直管において爆轟波 (反射波) による破壊状況を把握する観点で、直管試験体構造としている。また、ひずみ計測位置は実機で考えられる閉止端近傍の変形状況を把握するため、閉止端近傍直管を中心に計 20 点としている。試験体概略図を付録図 6. 4. 2-4 に示す。閉止端は弁形状を模擬しており、溶接線から内部の端部まで 50mm の距離を有する。

##### c. K-3 試験体 (エルボ, 破壊試験)

試験体は、実機で多数使用されているエルボ要素において爆轟波 (反射波) による強度を試験的に把握する観点で、配管内に挿物を設置しエルボ近傍の拘束影響を除外する構造としている。ひずみ計測位置はエルボ部を中心に設定しており、計 24 点としている。試験体概略図を付録図 6. 4. 2-5 に示す。

##### d. K-4 試験体 (エルボ, 変形試験)

試験体は、実機で多数使用されているエルボ要素において爆轟波 (進行波) による変形状況を把握する観点で、直管とエルボを含む試験体構造としている。また、ひずみ計測位置はエルボ部およびエルボ部近傍の変形状況を把握するため、エルボ部近傍を中心に計 24 点としている。試験体概略図を付録図 6. 4. 2-6 に示す。

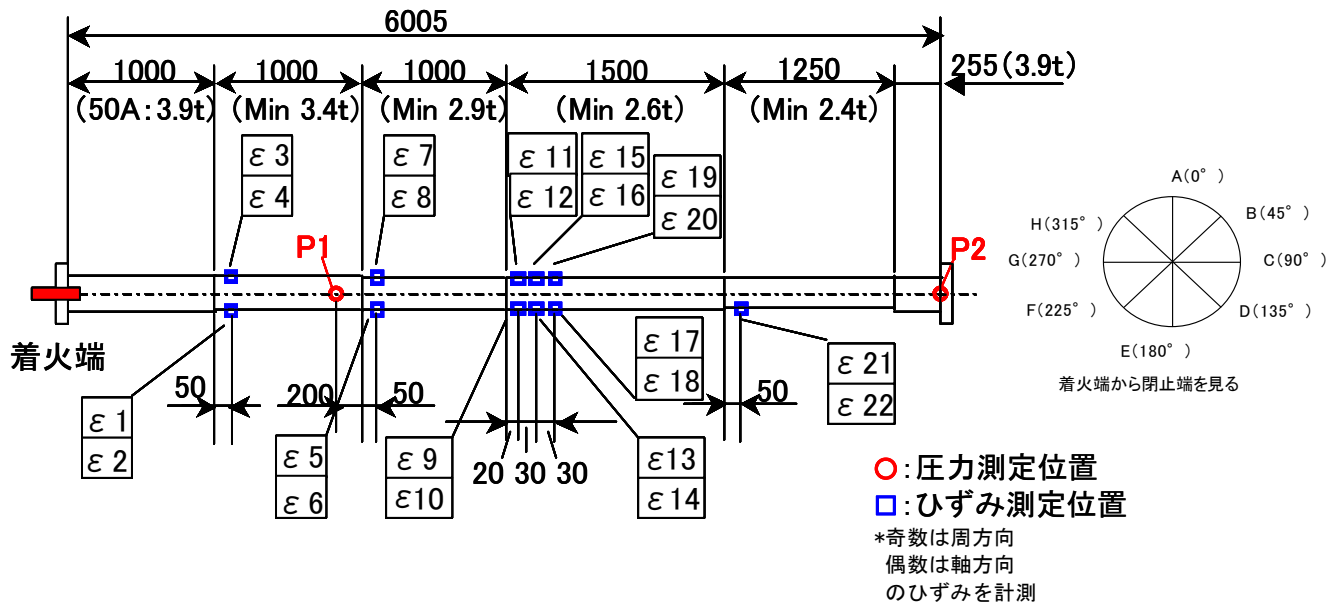
e. K-5 試験体（組み合わせ試験）

試験体は実機配管ルートを模擬したものであり、圧力波形の口径依存性とエルボ要素の組み合わせによる変形状況を把握する観点で、エルボ-短管-エルボを組み合わせた試験体構造としている。

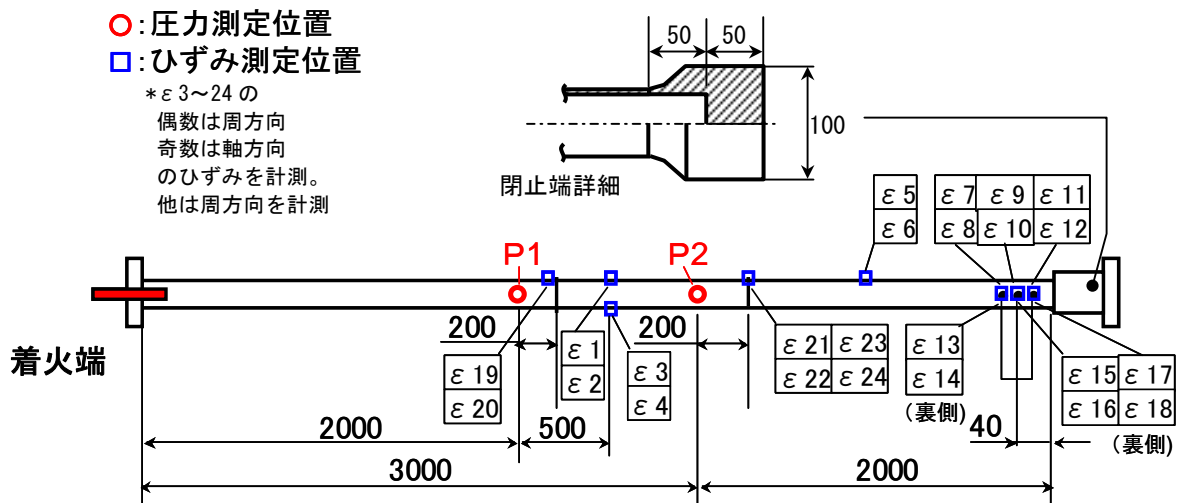
試験体概略図を付録図 6. 4. 2-7 に示す。

着火端側のエルボ組み合わせは圧力測定を主な目的としており、エルボ要素組み合わせの圧力挙動に着目した。閉止端側にも圧力計測位置を設定しており、150A 配管での閉止端による圧力挙動に着目している。

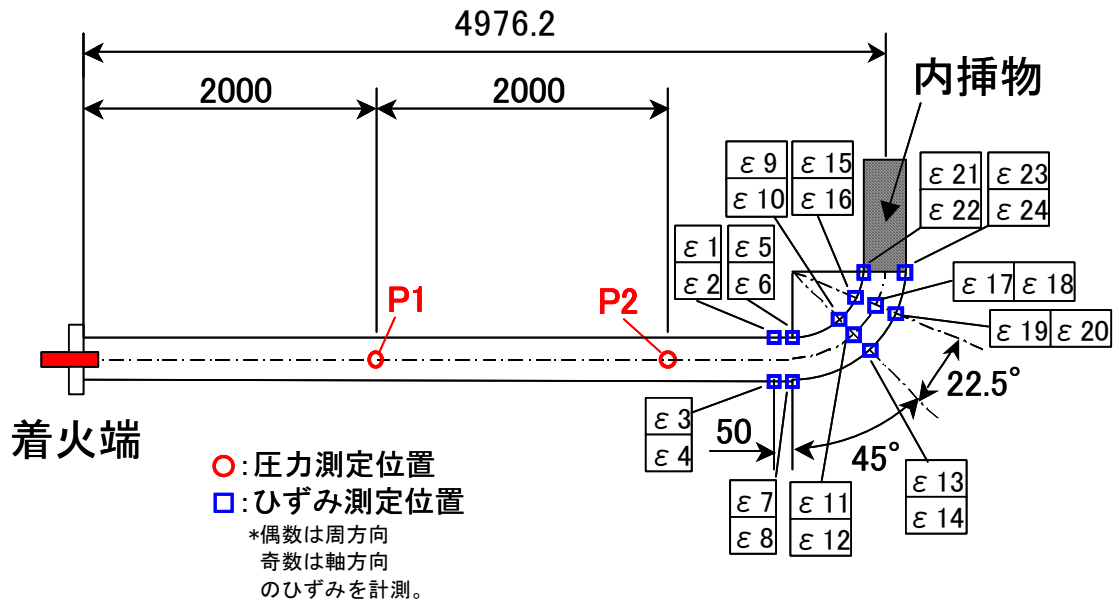
また、閉止端側のエルボ組み合わせについては、エルボ組み合わせによる配管応答に着目しており、初期圧力 4. 0MPa 条件下の場合、配管応答を確認するためひずみ履歴データも取得した。



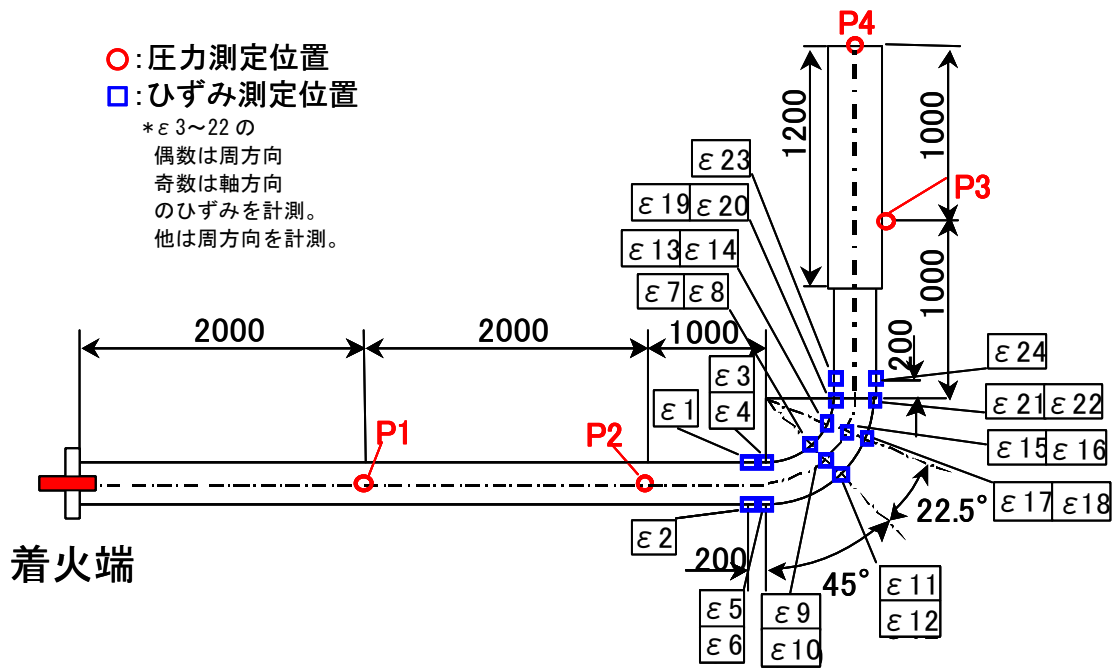
付録図 6.4.2-3 試験体概略図(K-1)



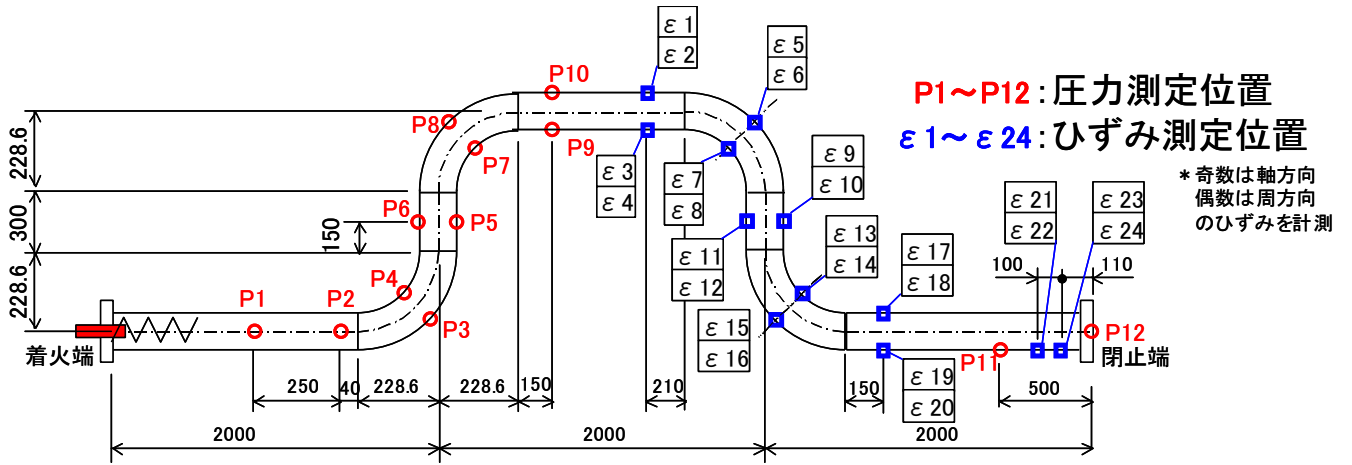
付録図 6.4.2-4 試験体概略図(K-2)



付録図 6.4.2-5 試験体概略図 (K-3)



付録図 6.4.2-6 試験体概略図 (K-4)



付録図 6.4.2-7 組み合わせ試験体概略図 (K-5)

## (5) 試験結果

### a. K-1 試験体

K-1 試験体については、初期圧力 4.0MPa で実施した。試験の結果、試験体の破断箇所が 2 箇所確認された。試験後写真を付録図 6.4.2-8 に示す。1 箇所は配管厚さが 2.4mm に変化した直後の箇所であり配管厚さ変化部近傍から下流にわたり破断した。ひずみ履歴と圧力履歴を確認した結果、爆轟波が閉止端に到達する前に破断していることが確認された。他の 1 箇所は閉止端近傍の配管厚さ 2.4mm の箇所であった。肉厚が変化する位置下流の破断部の写真を付録図 6.4.2-9 に示す。試験体天側を周方向  $0^\circ$  として、閉止端を見て右回りに  $270^\circ$  の周方向位置から破断した。破面を観察した結果、全体的にディンプル模様が観察された。したがって、破壊形態は全体的に延性破壊であったといえる。

また、各配管厚さ部で軸方向と周方向のひずみ計測を実施している。ひずみ計測結果の全体的な傾向として、破断が起きた箇所を除き軸方向ひずみの平均値は 0.2% より小さく、周方向ひずみが支配的であった。周方向ひずみ計測結果を付録図 6.4.2-10 に示す。破損しなかった配管厚さ 2.8mm 部分ではひずみ 8.8% が計測されており、周方向ひずみが 8% 生じたとしても配管破断しないことが確認された。また最小配管厚さ 2.6mm の部位の、周方向  $45^\circ$  位置のひずみゲージは、約 8% において瞬時にひずみが増しているため、ひずみゲージが剥離または断線したと判断した。

ひずみゲージが剥離等せずに計測できたと考えられる範囲内で、ひずみ速度を算出した。K-1 試験体では、最小配管厚さ 2.6mm の部位で  $\epsilon_{11}$ 、 $\epsilon_{13}$  のひずみ立ち上がり初期に見られた 2300/s が最も高い。材料試験のひずみ速度は最高 5000/s であり、爆轟による変形のひずみ速度をカバーできている。

### b. K-2 試験体

K-2 試験体については、初期圧力 3.0MPa で実施した。試験の結果、試験体の破断箇所が 1 箇所確認された。破断後の試験体写真を付録図 6.4.2-11 に示す。高速度カメラで撮影した試験体破断時の写真を付録図 6.4.2-12 に示す。高速度カメラおよび破片の観察結果から、破断箇所は周方向位置  $270^\circ$  の閉止端突合せ溶接から約 40mm 離れた位置であることがわかった。周方向位置は、試験体天側を  $0^\circ$  とし、閉止端を見て右回りに取った角度である。高い周方向応力により周方向  $270^\circ$  位置に軸方向き裂が発生し、破断したと考えられる。ひずみ履歴と爆轟波到達推定時間との比較および高速度カメラでの撮影結果から、爆轟波（進行波）ではなく反射波で破断したことが確認された。

破片の軸方向き裂破面を観察した結果、全体的にディンプル模様が観察されたことから、軸方向き裂は延性破断により生じたと考えられる。

また、軸方向と周方向のひずみ計測結果の全体的な傾向として、直管試験(K-1)と同様に、軸方向ひずみが小さく周方向ひずみが支配的であった。直管試験(K-2)における周方向ひずみ計測結果を付録図 6.4.2-13 に示す。閉止端近傍のひずみ計測結果において、2.0ms~2.1ms の間に爆轟波の到達により、0.2~0.3%程度の周方向ひずみが計測されており、その後、2.1ms~2.2ms の間に閉止端で反射した反射波によるひずみが計測された。ひずみの最大値が14%となっているのは、ひずみアンプのレンジ設定の上限である。 $\epsilon 8$  および  $\epsilon 14$  のひずみゲージは、時間約 2.2ms で不安定な挙動を示している。この時間は高速度カメラ撮影によると破断前であることから、ひずみゲージの剥離によって不安定な挙動となったと考えられる。その他の  $\epsilon 10$ 、 $\epsilon 12$ 、 $\epsilon 16$ 、 $\epsilon 18$  についても、反射波到達後のひずみ上昇過程で不連続に急激にひずみ上昇する様子が観察されたため、ゲージの破断または剥離が生じたと考えられる。計測できた範囲で最も大きなひずみは、 $\epsilon 18$  で観察された約 11%である。計測できた範囲内で最も高いひずみ速度は、 $\epsilon 18$  の 2300/s であった。このひずみ速度は、材料試験の条件範囲内である。

#### c. K-3 試験体

K-3 試験体については、初期圧力 3.5MPa で実施した。試験後の試験体状況を付録図 6.4.2-14 に示す。試験の結果、試験体のエルボ部で破断したことが確認された。後述するようにエルボの腹側で破断したため、開口後の圧力により背側方向に力を受け、直管部が曲がっていることがわかる。エルボの腹側を中心に破片が4つ確認できた。破片の写真と、破片の破断前の位置を付録図 6.4.2-15 に示す。高速度カメラで撮影した試験体破断時の写真を付録図 6.4.2-16 に示す。高速度カメラ撮影によると、エルボ 67.5° 付近の腹側で破断していることが確認された。

また、エルボ部を中心に軸方向と周方向のひずみ計測を実施している。エルボ試験(K-3)におけるひずみ計測結果を付録図 6.4.2-17 に示す。応答は2段階になっており、1段目のひずみは0.5%程度である。このひずみは、高速度カメラやひずみ履歴から進行波によるものであることが確認された。その直後の反射波到達時間以降に大きなひずみが計測されている。反射波によるひずみの上昇は、エルボ軸方向位置 67.5° の  $\epsilon 16$  が最も高い。また、67.5° の周方向ひずみ  $\epsilon 16$  と軸方向ひずみ  $\epsilon 15$  のデータを確認した結果、腹部の周方向ひずみは高く、軸方向ひずみは圧縮になる傾向が確認されている。エルボ腹側で周方向ひずみにより、軸方向のき裂が入って破損したと予測される。なお、軸方向ひずみが圧縮になる傾向として、腹側で膨張しようとするが、腹側の変形領域が限られるため、拘束をうけたと予測される。なお、ひずみアンプのレンジ設定により、計測されたひずみの最大値は約 14%までとなっている。計測できた範囲内で最も高いひずみ速度は、 $\epsilon 6$ 、 $\epsilon 16$  における約 2500/s のひずみ速度であった。このひずみ速度は、材料試験の条件範囲内である。

#### d. K-4 試験体

K-4 試験体については、初期圧力 2.5MPa で実施した。試験の結果、エルボ部およびエルボ部近傍で塑性変形を生じていることを確認した。

また、エルボ部を中心に軸方向と周方向のひずみ計測を実施している。エルボ試験 (K-4) におけるひずみ計測結果を付録図 6.4.2-18 に示す。図は、周方向ひずみについて整理した結果である。また、図には進行波と反射波の推定到達時間を記した。進行波によるひずみを比べると、直管部は、エルボに比べてひずみが高くなる傾向が見られた。また、下流直管部のひずみが最も高い。エルボ下流部では、エルボ背側で反射した進行波が重畳するため、ひずみが高くなったものと考えられる。進行波による下流直管部のひずみは 3.5%程度であり、上流直管部のひずみ約 2.5%に対して 1.4 倍のひずみが確認された。

#### e. K-5 試験体

##### 1) エルボ組み合わせによるひずみ履歴について

塑性変形を生じさせるため初期圧力を高くしたケース K-5-2(初期圧力 4.0MPa) について、変形の傾向を記す。本試験体においても、エルボ部を中心に軸方向・周方向ひずみを計測しているが、軸方向ひずみに比べて周方向ひずみが支配的であった。第 3 エルボ部と第 4 エルボ部の周方向ひずみ測定結果を付録図 6.4.2-19 に示す。今回の試験では、第 3 エルボと第 4 エルボとも背側で大きいひずみが確認されており腹側でのひずみが小さくなっている。また、第 3 エルボと第 4 エルボのひずみを比較した結果、第 4 エルボのひずみが大きいことが確認された。

同様に、K-5-2 の第 3 エルボ上流直管部と第 3、第 4 エルボ間の短管および第 4 エルボ下流直管部のひずみ測定結果を付録図 6.4.2-20 に示す。爆轟波による第 4 エルボ背側のひずみ ( $\epsilon 16$ ) の最大値が 1.3%であることに對して、爆轟波による直管部のひずみは高く、第 3 エルボ上流直管の背側 ( $\epsilon 2$ ) で 1.7%、第 3 エルボ下流直管の腹側 ( $\epsilon 12$ ) で 1.7%、下流直管腹側 ( $\epsilon 18$ ) では 1.8%となり、いずれの直管部もエルボに比べてひずみが高い。ただし、第 3 エルボ下流直管の下流背側の  $\epsilon 10$  については、後述の解析結果と比較してもひずみが低すぎるため、ゲージ剥離の可能性が考えられる。また、第 4 エルボ下流直管部のひずみが最も高いことが確認された。これは、後述の圧力履歴からわかるように、エルボ背側で反射した爆轟波が、下流直管に影響を及ぼすためである。

## 2) 閉止端によるひずみ履歴について

閉止端でのひずみ測定結果を付録図 6.4.2-21 に示す。閉止端より 100mm, 200mm 位置でのひずみ測定をしており、当該部は反射波による破損を防ぐために、配管厚さを厚くしている、このため、他の直管部に比べてひずみは低くなっている。

## 3) 圧力波形の口径依存性について

K-5 試験体は口径 150A であり、付録 6.2 の口径 50A 圧力波形のものと比較することで、圧力波形の口径依存性について確認をした。

組み合わせ試験 (K-5-1, K-5-2) と爆轟試験 (D-1) の圧力波形データを比較した結果を付録図 6.4.2-22 に示した。比較した結果、ピーク圧力・圧力波形はほぼ一致しており、配管口径への影響はないことを確認した。

## 4) エルボ組み合わせによる圧力波形について

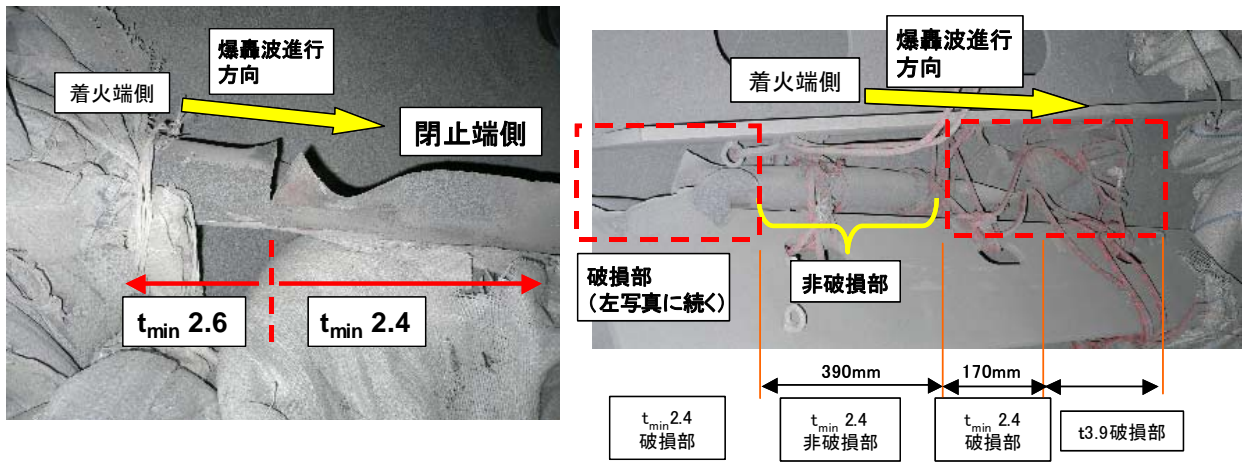
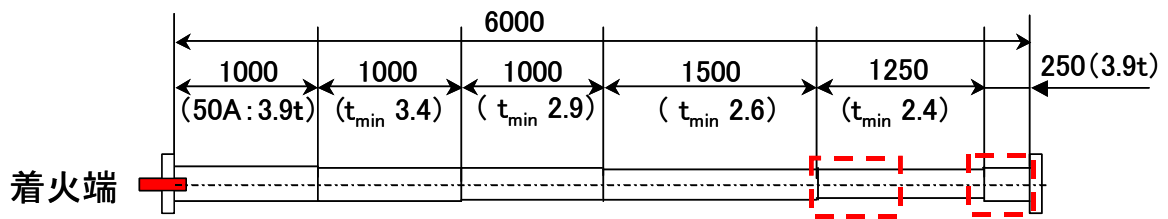
本試験目的であるエルボ組み合わせによる圧力挙動に関して以下に記載する。

第 1 エルボ部およびその下流直管部の圧力測定結果を付録図 6.4.2-23 に示す。また、比較のため爆轟試験 (D-2 エルボ) での圧力履歴も示している。今回の試験では、エルボ部背側で高いピーク圧力が確認されており腹側でピーク圧力が低くなっている。エルボ部の影響をうけ、その下流直管部でも 2 回のピーク圧力が確認されている。この結果は爆轟試験 (D-2 エルボ) の試験結果と同様である。

第 2 エルボ部およびその下流直管部の圧力測定結果を付録図 6.4.2-24, 付録図 6.4.2-25 に示す。エルボ腹側については爆轟試験と同様に 1 回のピーク圧力を示すのに対して、エルボ背側で 2 回のピーク圧力を示している。また、第 2 エルボ下流直管部において、3 回のピーク圧力が確認されている。

## 5) 閉止端による圧力波形について

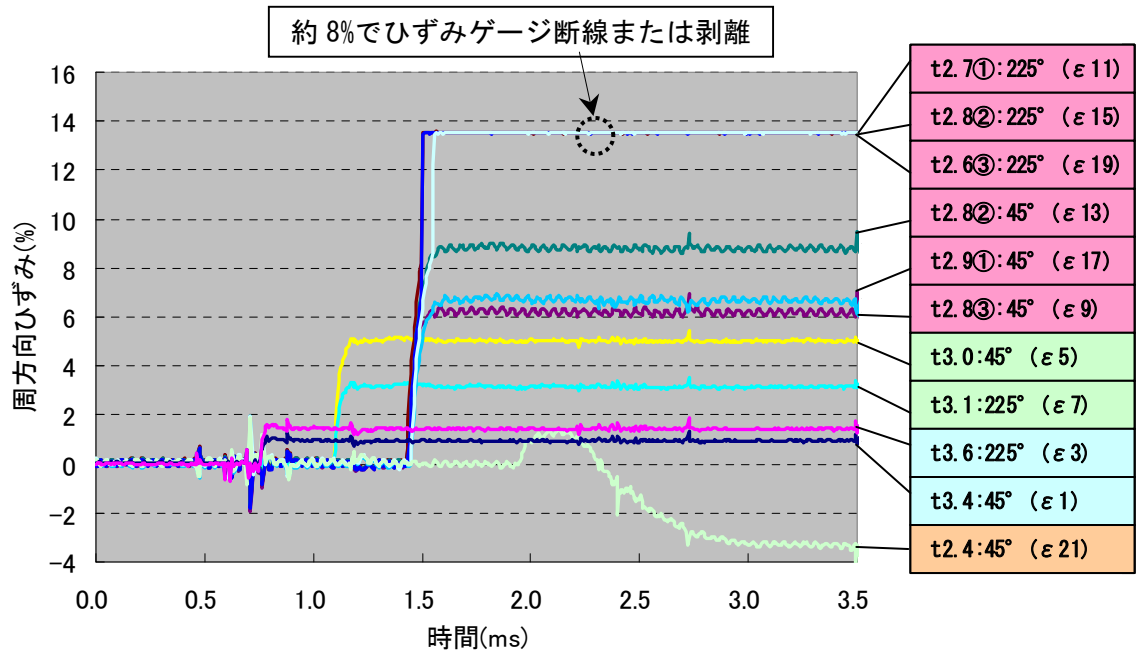
閉止端での圧力測定結果を付録図 6.4.2-26 に示す。閉止端より 500mm の位置で  $P_{ej}$  を上回る圧力が確認されている。なお、初期圧力 4MPa の K-5-2 試験では、P12 は計測ケーブルの断線により計測できなかった。



付録図 6.4.2-8 試験後写真(K-1)



付録図 6.4.2-9 破壊部写真(K-1)



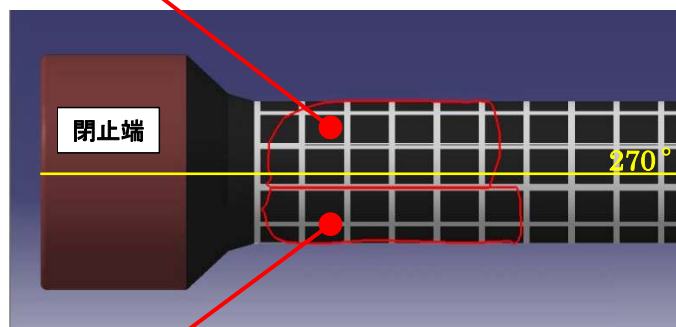
付録図 6.4.2-10 ひずみ計測結果(K-1)



(b) 破断部写真

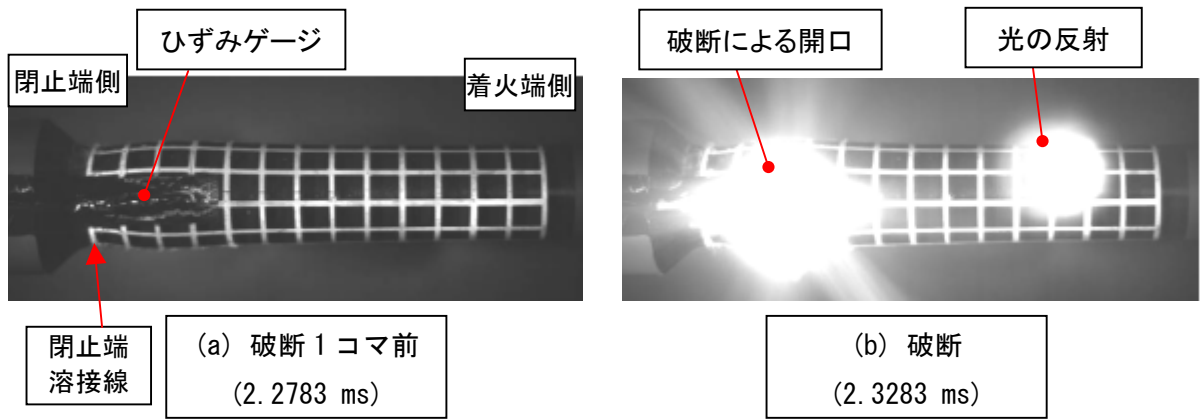


(a) 破片写真

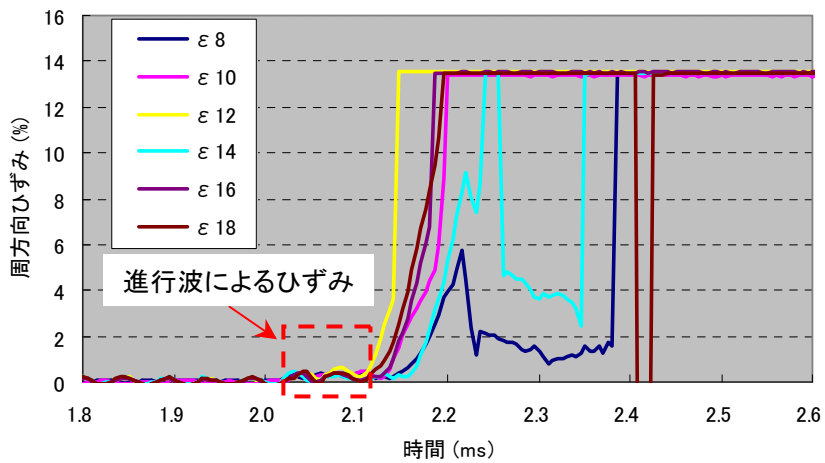


(c) 破片分布

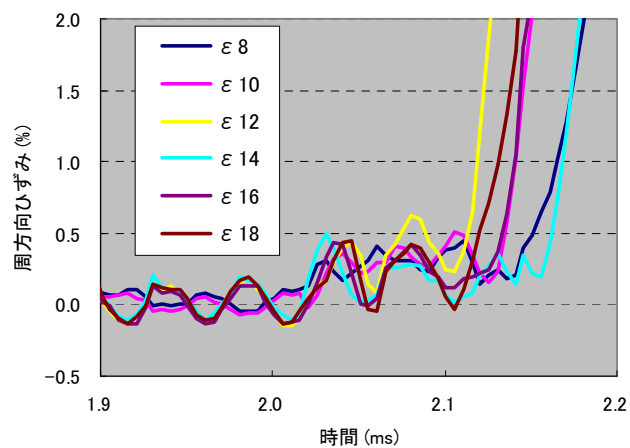
付録図 6.4.2-11 試験後写真(K-2)



付録図 6.4.2-12 高速度カメラによる破断写真(K-2)



(a) ひずみ計測結果

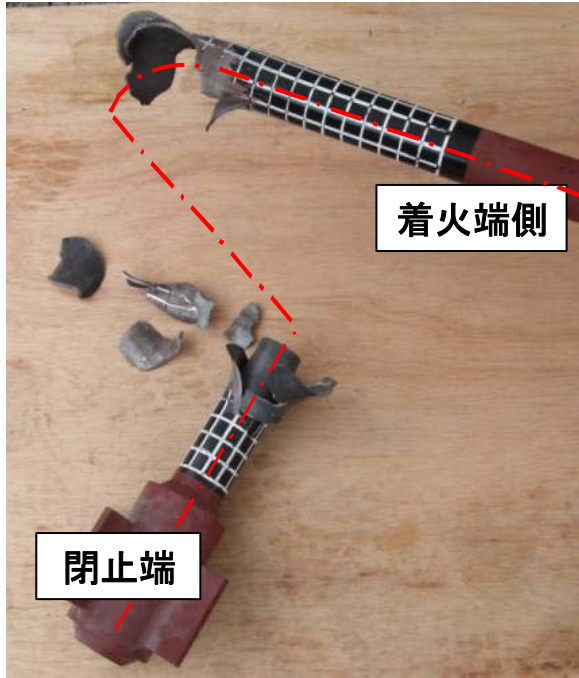


(b) ひずみ計測結果時間軸 拡大

付録図 6.4.2-13 閉止端近傍のひずみ計測結果(K-2)

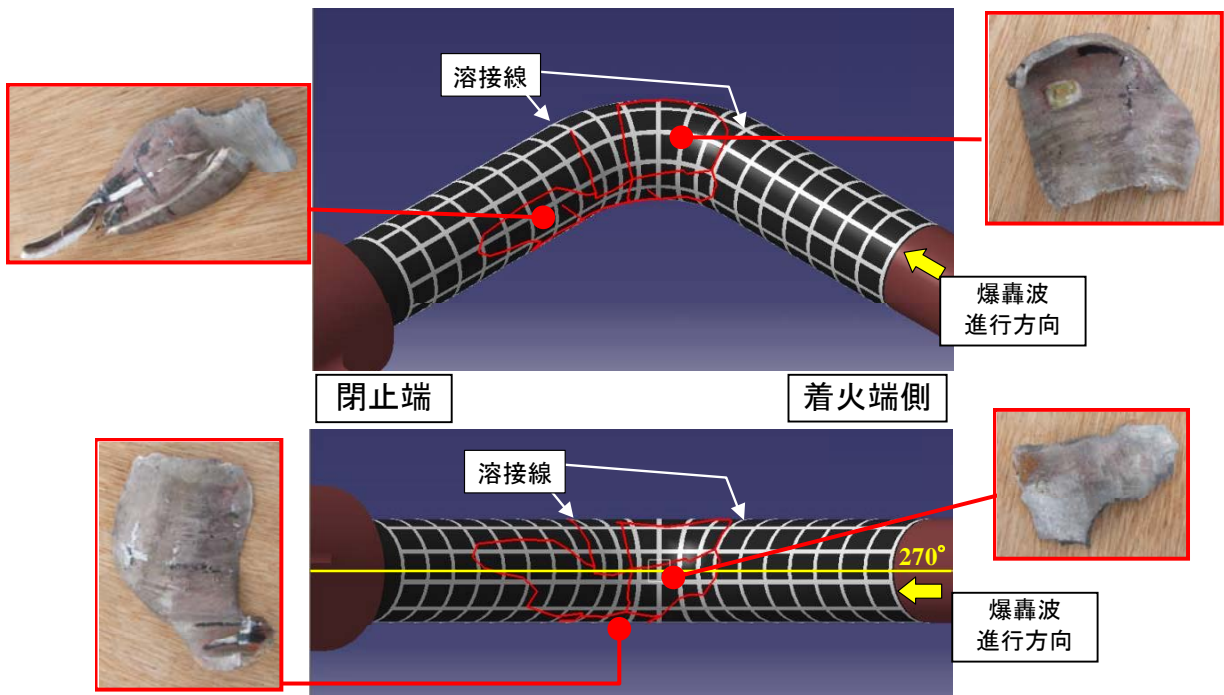


(a)試験後俯瞰写真

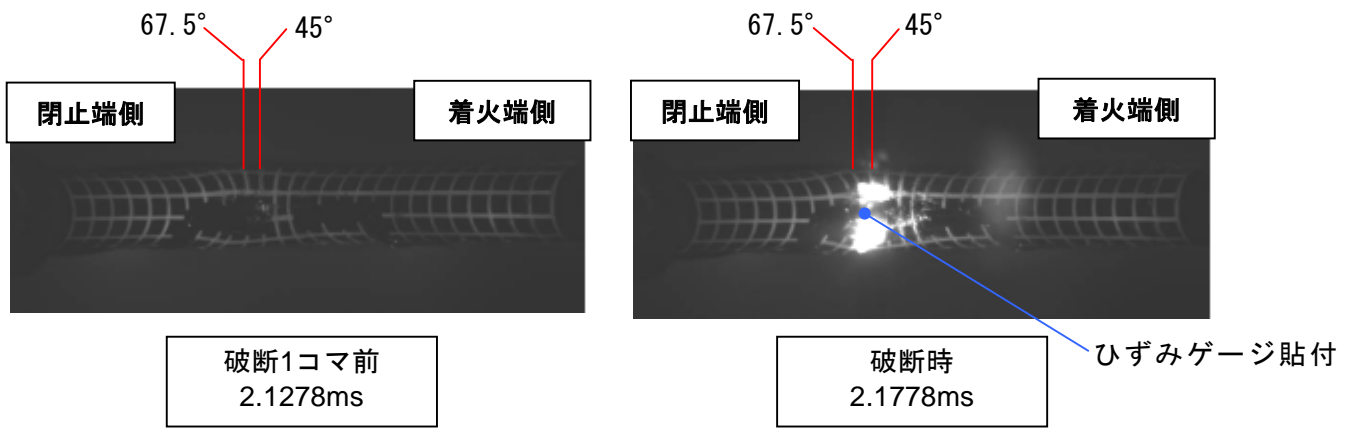


(b)破断部詳細写真

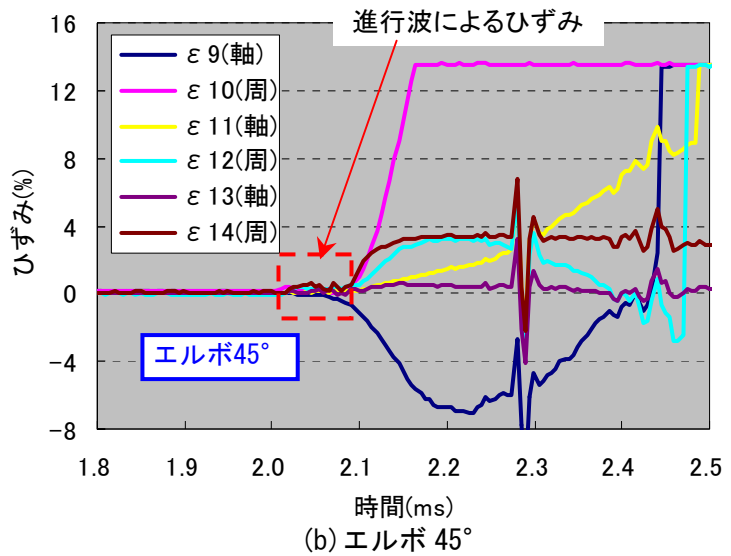
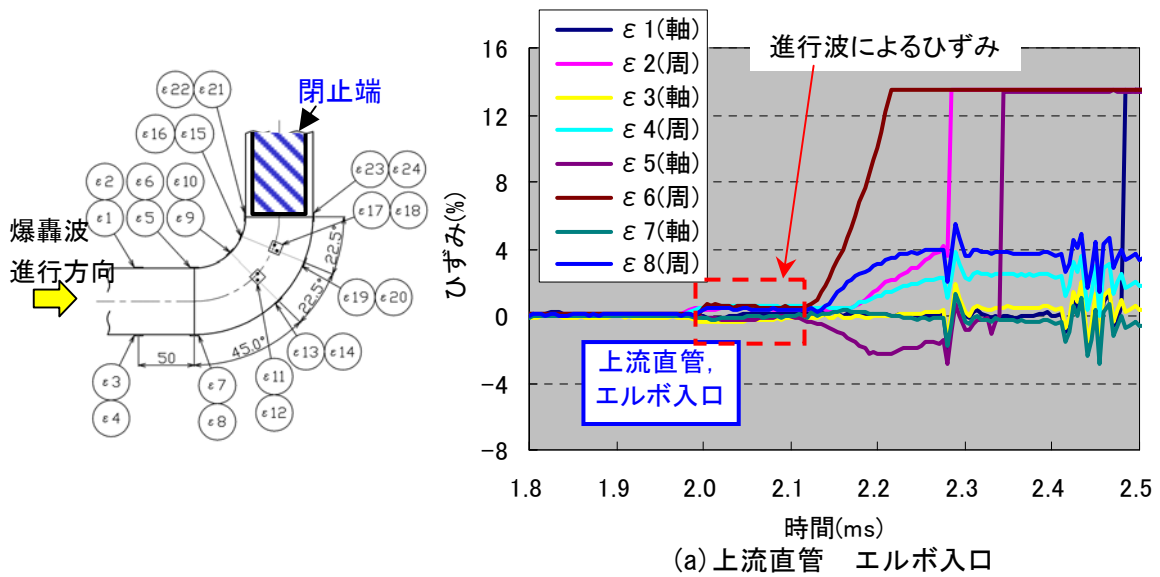
付録図 6.4.2-14 試験後写真(K-3)



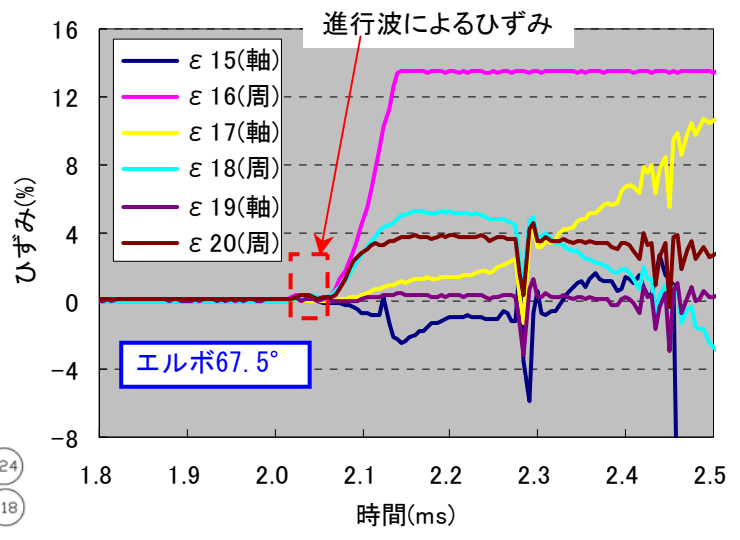
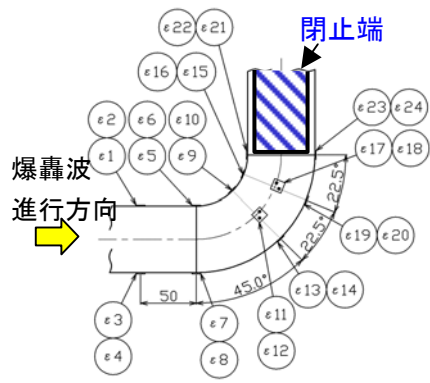
付録図 6.4.2-15 破片分布(K-3)



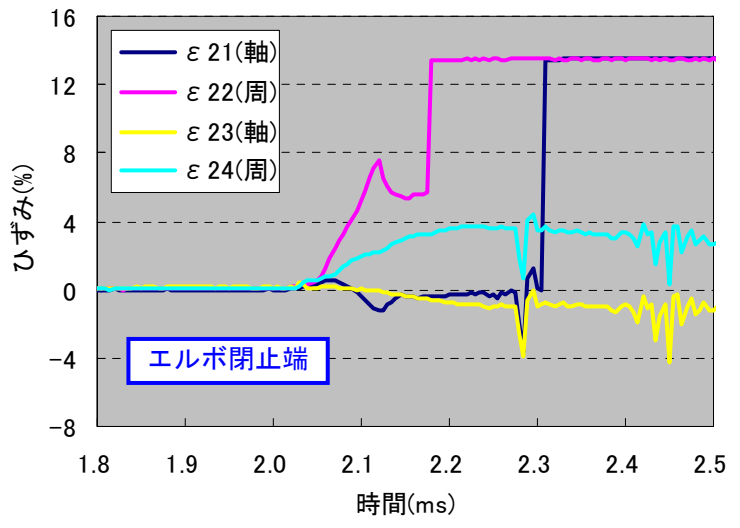
付録図 6.4.2-16 高速度カメラによる破断写真(K-3)



付録図 6.4.2-17(1/2) ひずみ計測結果(K-3)

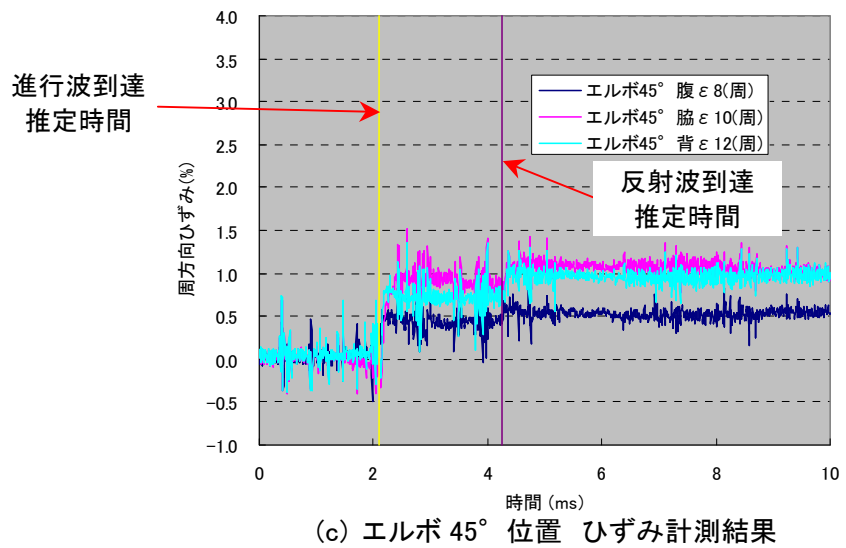
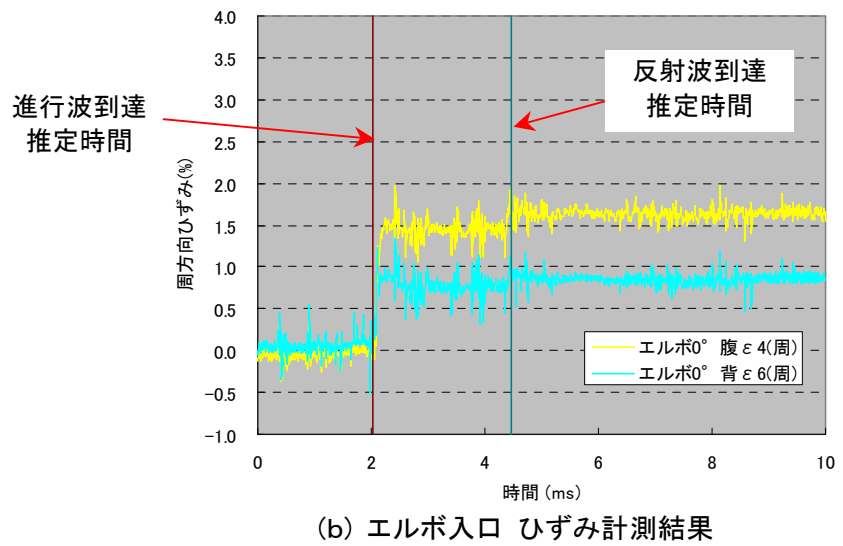
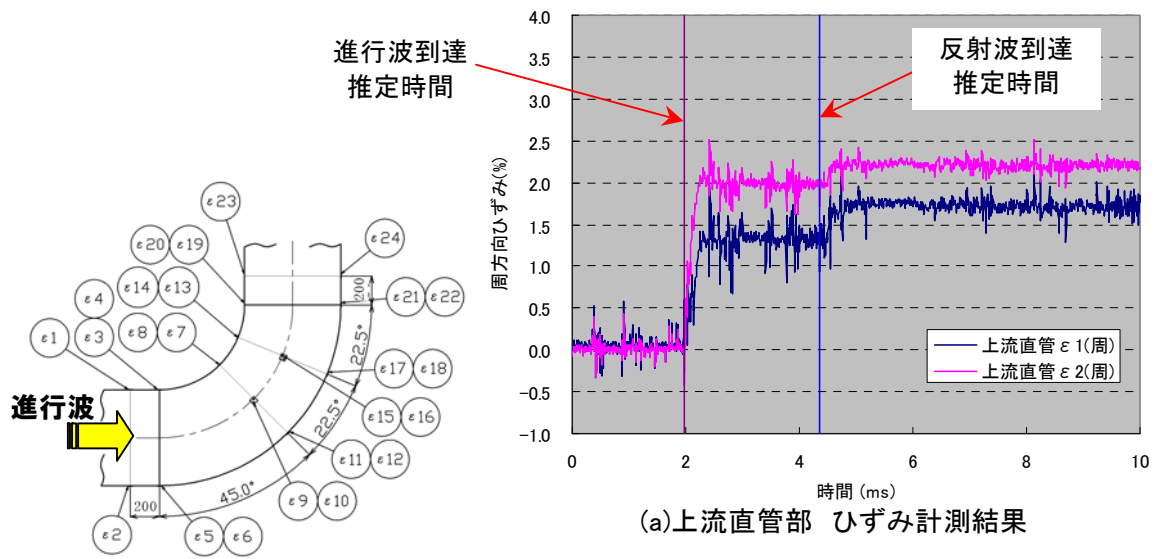


(c) エルボ 67.5°

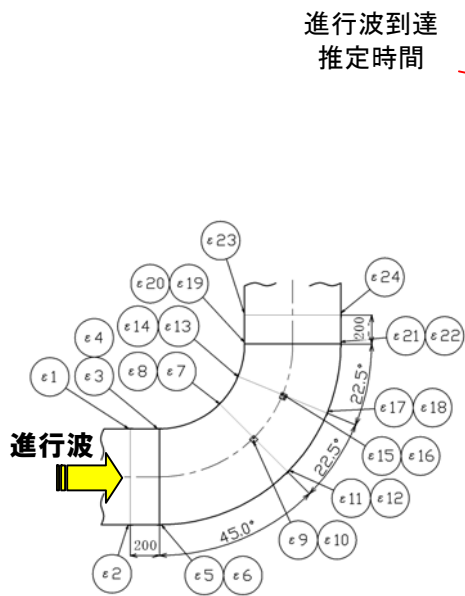


(d) 閉止端近傍

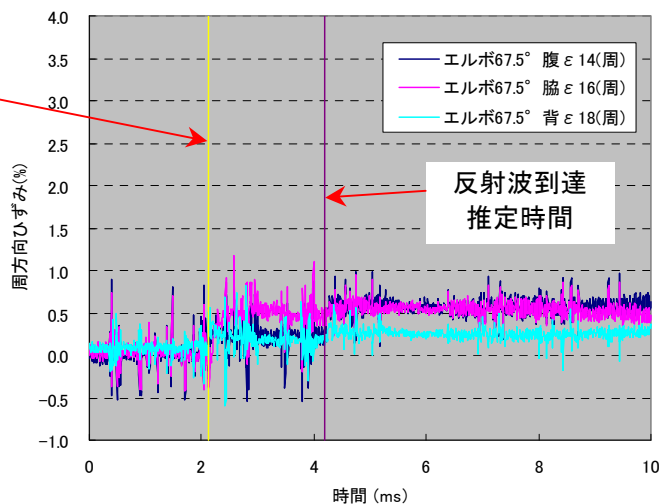
付録図 6.4.2-17(2/2) ひずみ計測結果(K-3)



付録図 6.4.2-18(1/2) ひずみ計測結果(K-4)

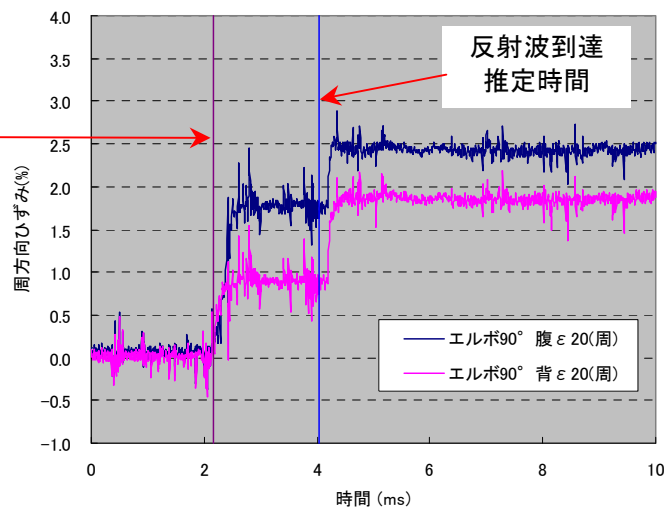


進行波到達  
推定時間



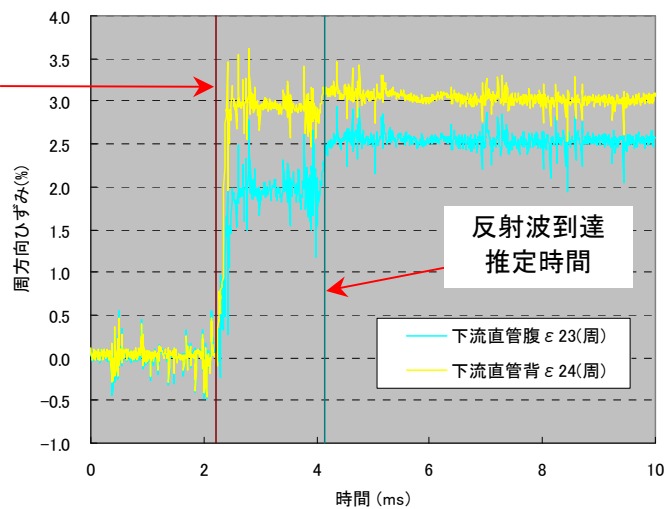
(d) エルボ 67.5° 位置 ひずみ計測結果

進行波到達  
推定時間



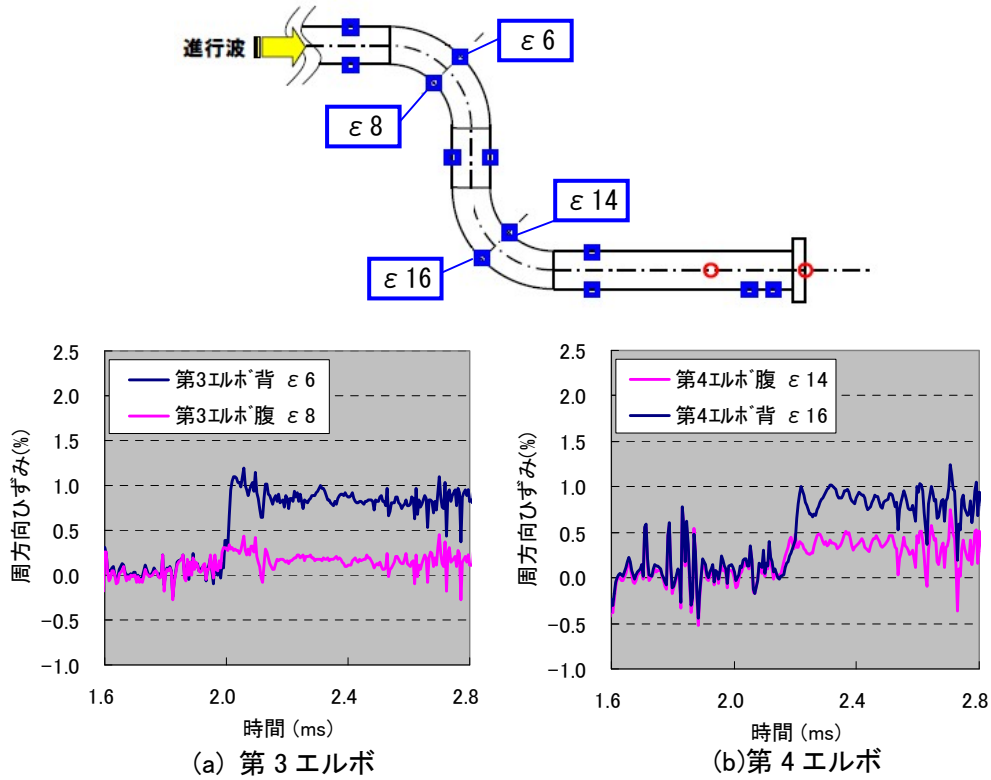
(e) エルボ 90° 位置ひずみ計測結果

進行波到達  
推定時間

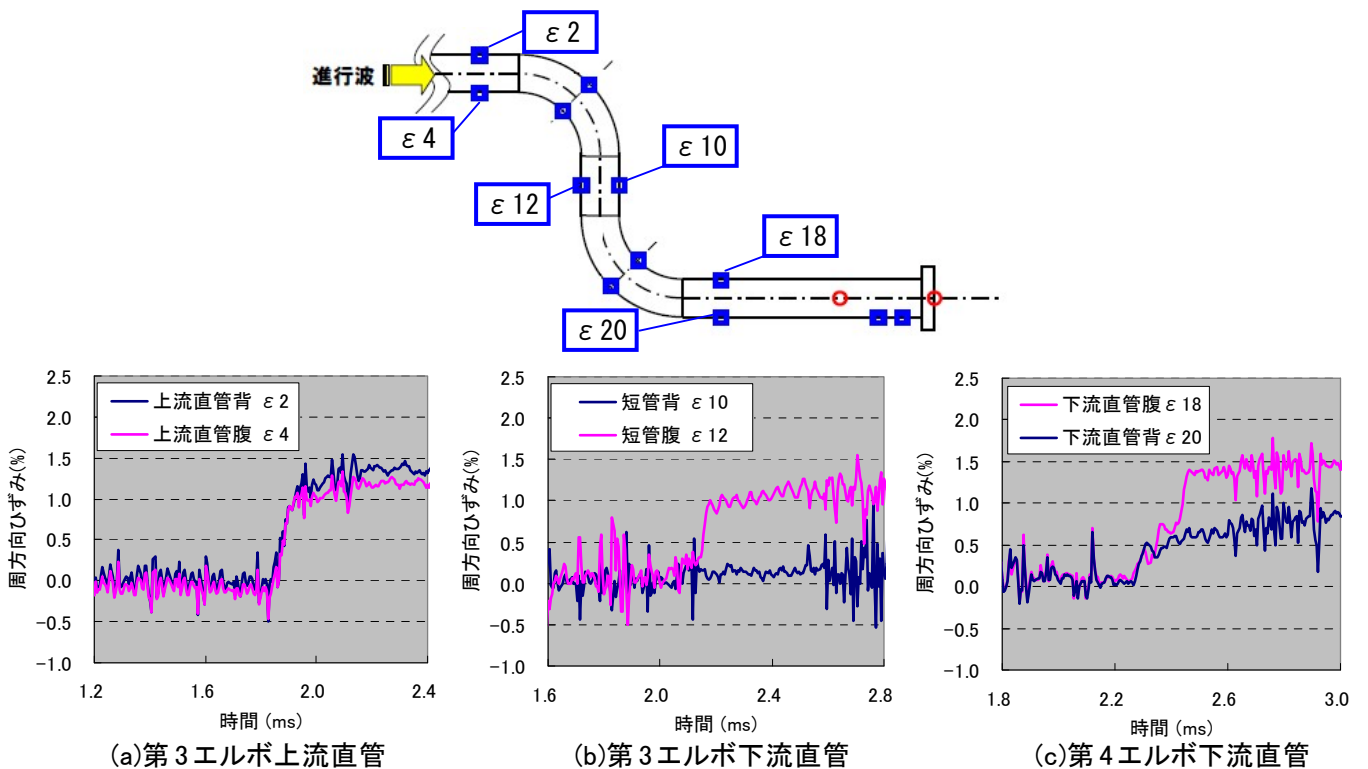


(f) 下流直管 ひずみ計測結果

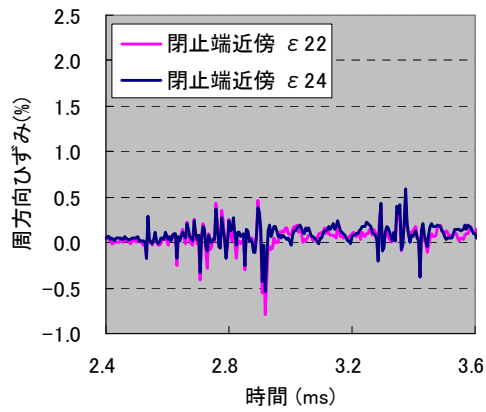
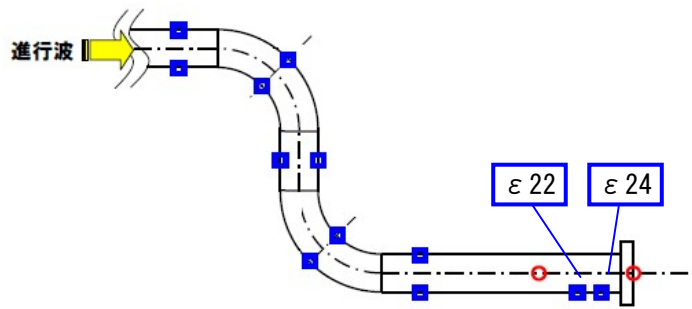
付録図 6.4.2-18(2/2) ひずみ計測結果(K-4)



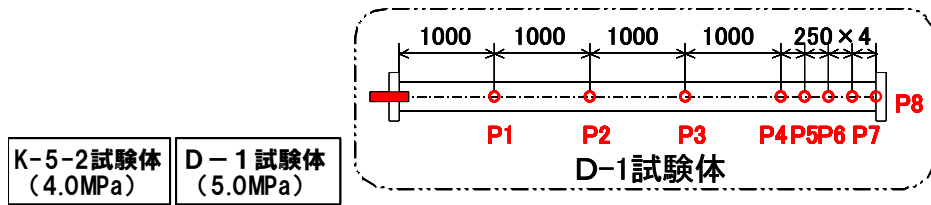
付録図 6.4.2-19 組み合わせ配管 ひずみ履歴(第3エルボ, 第4エルボ)



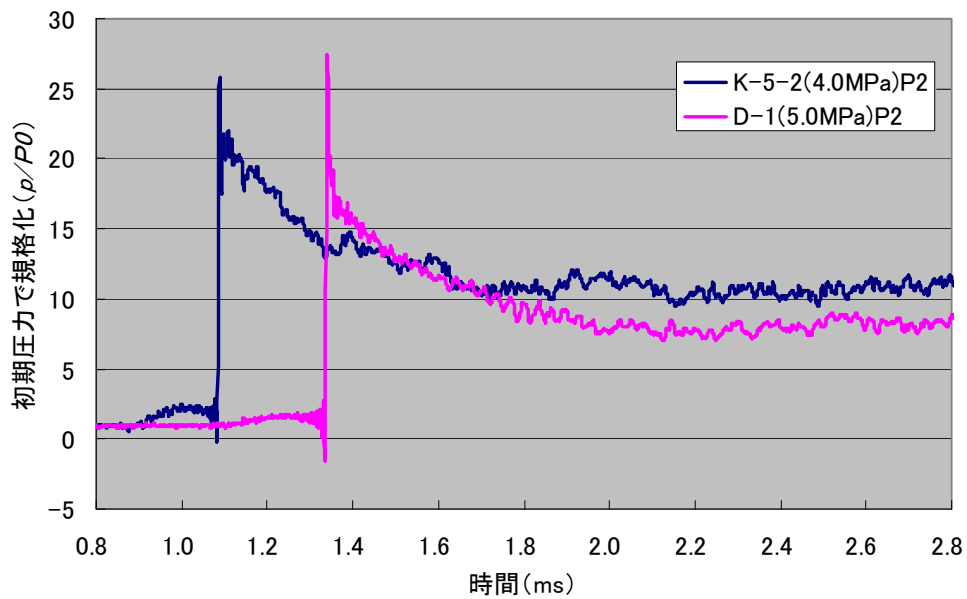
付録図 6.4.2-20 組み合わせ配管 ひずみ履歴(第3エルボ上流直管, 下流直管, 第4エルボ下流直管)



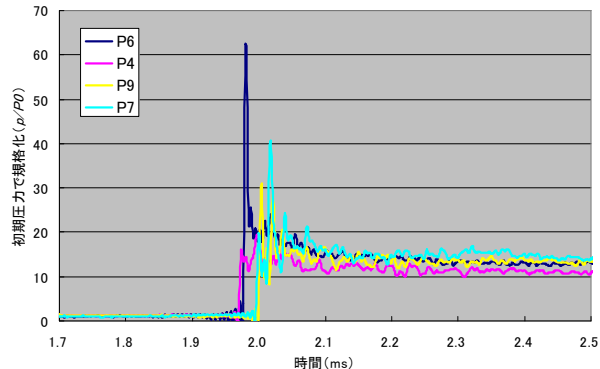
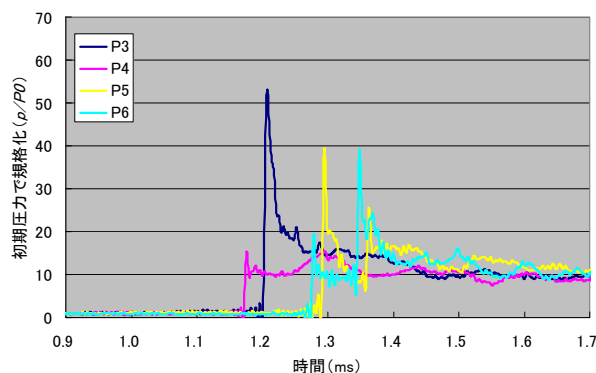
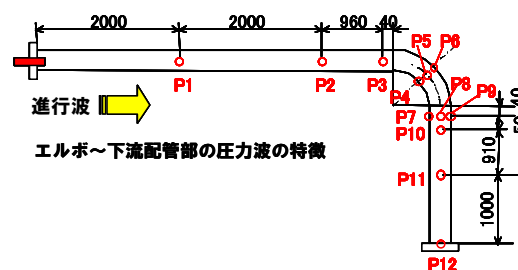
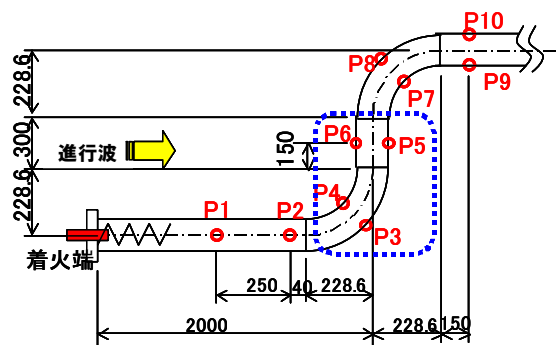
付録図 6.4.2-21 組み合わせ配管 ひずみ履歴(閉止端近傍)



K-5-2試験体 (4.0MPa)	D-1試験体 (5.0MPa)
----------------------	--------------------



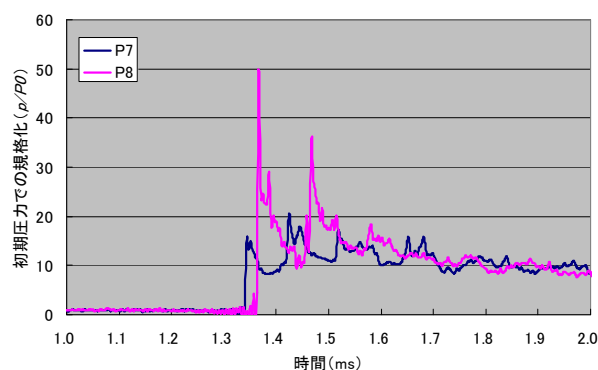
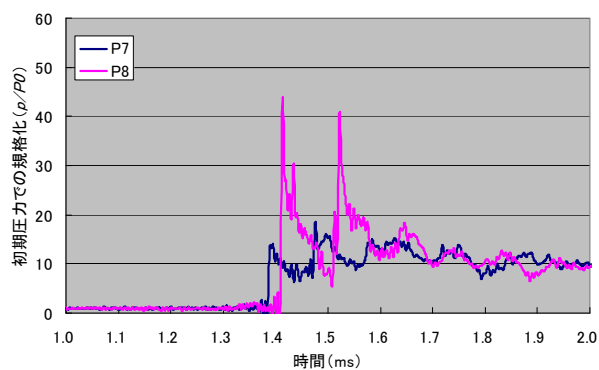
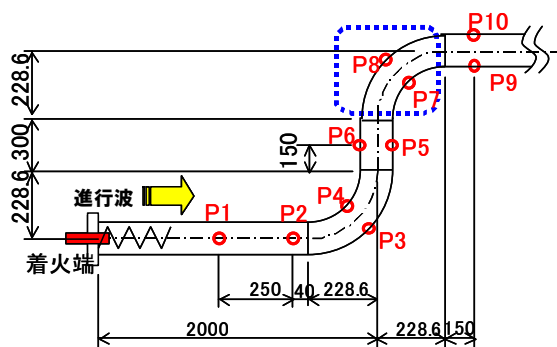
付録図 6.4.2-22 圧力波形データ比較結果



(a) K-5 試験 ( $P_0=0.3\text{MPa}$ )

(b) D-2 試験 ( $P_0=5.0\text{MPa}$ )

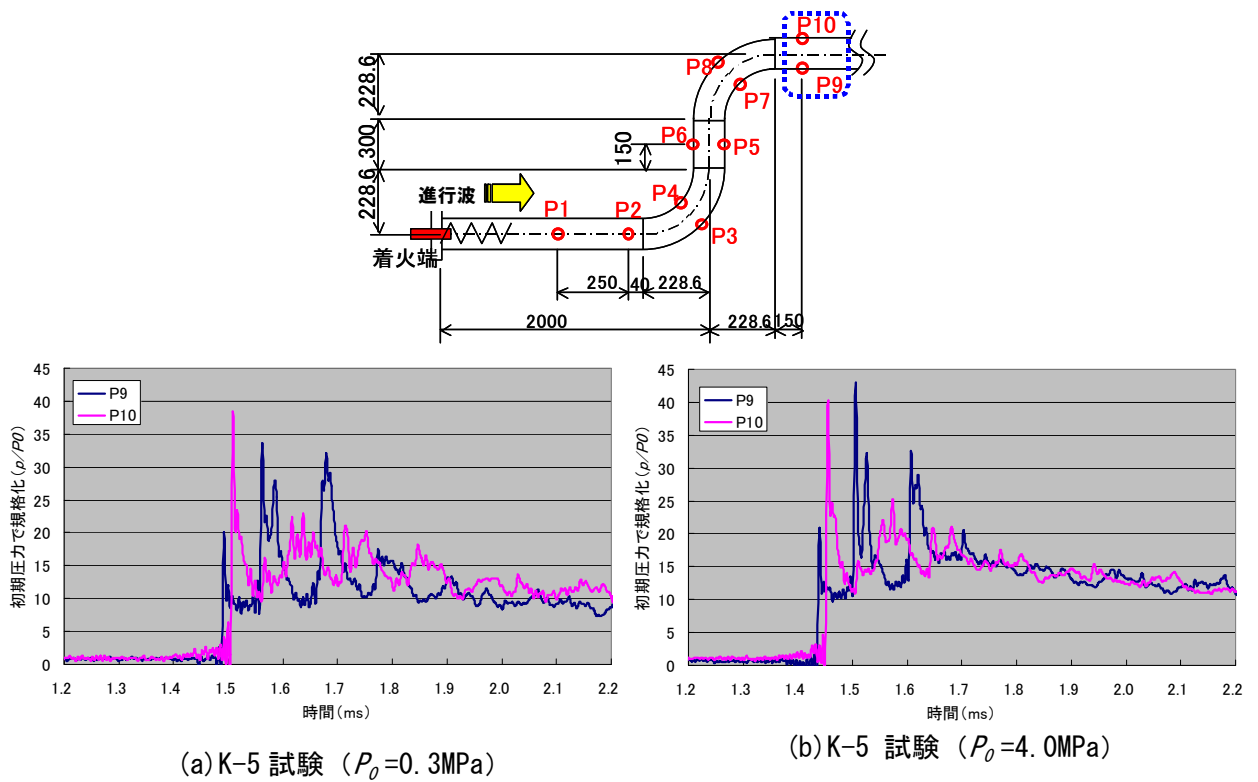
付録図 6.4.2-23 組み合わせ圧力履歴(第1エルボ部+下流直管)



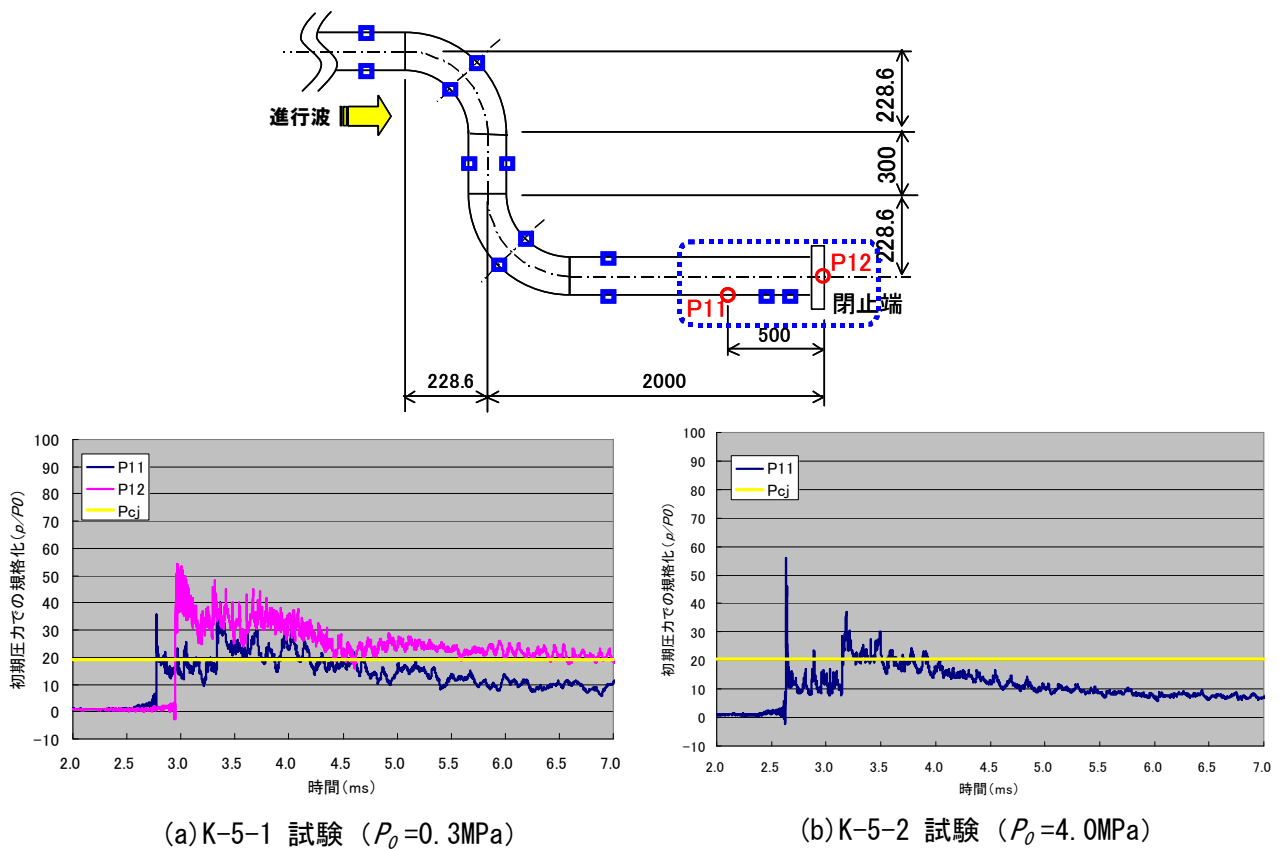
(a) K-5 試験 ( $P_0=0.3\text{MPa}$ )

(b) K-5 試験 ( $P_0=4.0\text{MPa}$ )

付録図 6.4.2-24 組み合わせ試験圧力履歴(第2エルボ部)



付録図 6.4.2-25 組み合わせ試験圧力履歴(第 2 エルボ部下流)



付録図 6.4.2-26 組み合わせ試験圧力履歴(閉止端部)

## 付録6.5 強度解析手法

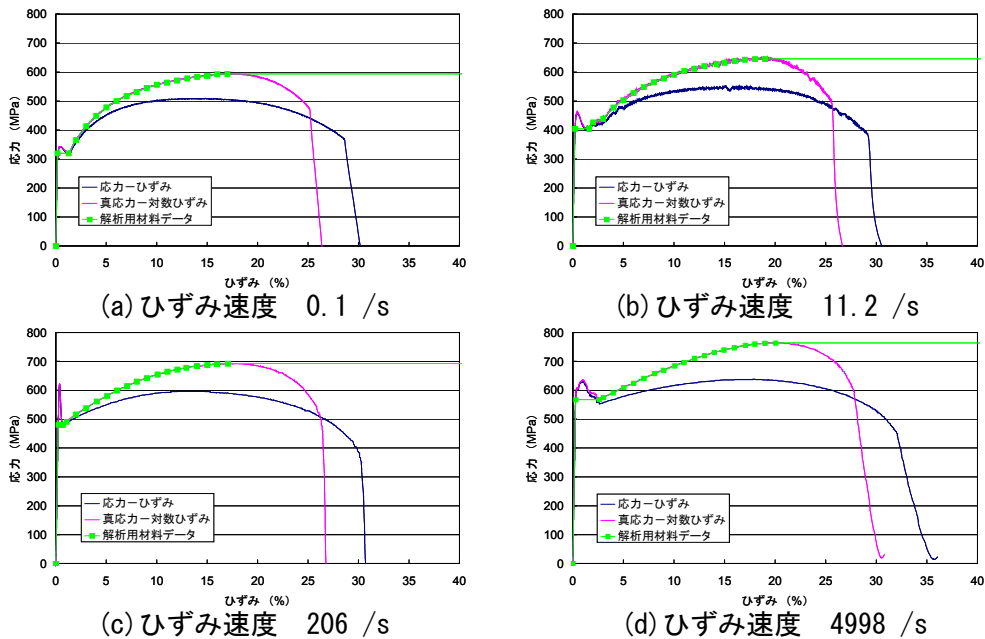
### 付録6.5.1 解析パラメータ

強度試験解析において、強度解析パラメータとして考えられる材料特性、メッシュ寸法に関する影響について検討した結果を以下に示す。

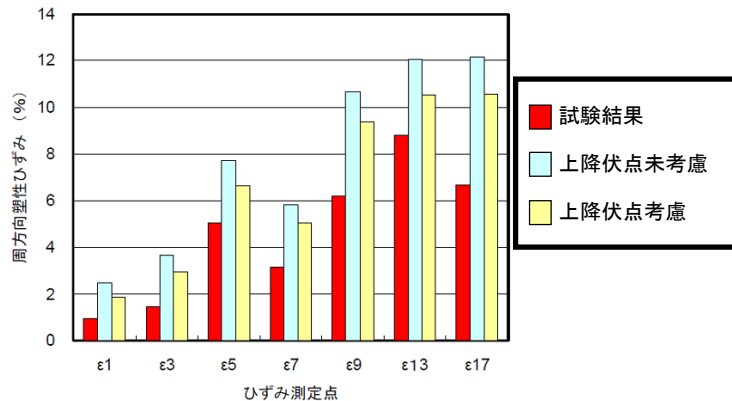
#### (1) 材料特性

強度解析においては、高速引張試験で得た応力-ひずみ関係を用いるが、上降伏点の影響について検討した。今回、高速引張試験結果で得た応力-ひずみ関係を用い、付録図6.5.1-1に示すように、真応力-対数ひずみ関係を多直線近似した。

上降伏点を考慮する場合と考慮しない場合の周方向発生ひずみを解析により算出し、試験結果との比較を行った、その結果を付録図6.5.1-2に示す。比較した結果から、上降伏点を考慮しない場合、考慮した場合に比べて1.3~1.5割高いひずみを算出し、常に、安全側の評価結果となった。上降伏点は再現性が低く、材料毎のばらつきが大きく、上降伏点を取得した材料データが少ないことから、標準的な解析手法の構築において上降伏点を考慮しないこととした。



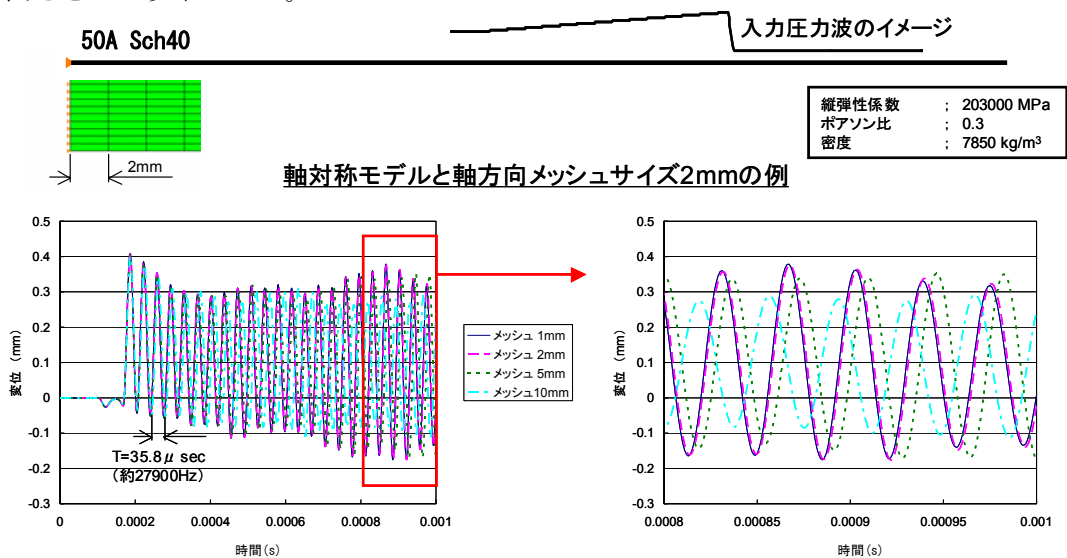
付録図 6.5.1-1 高速引張試験 解析用データ



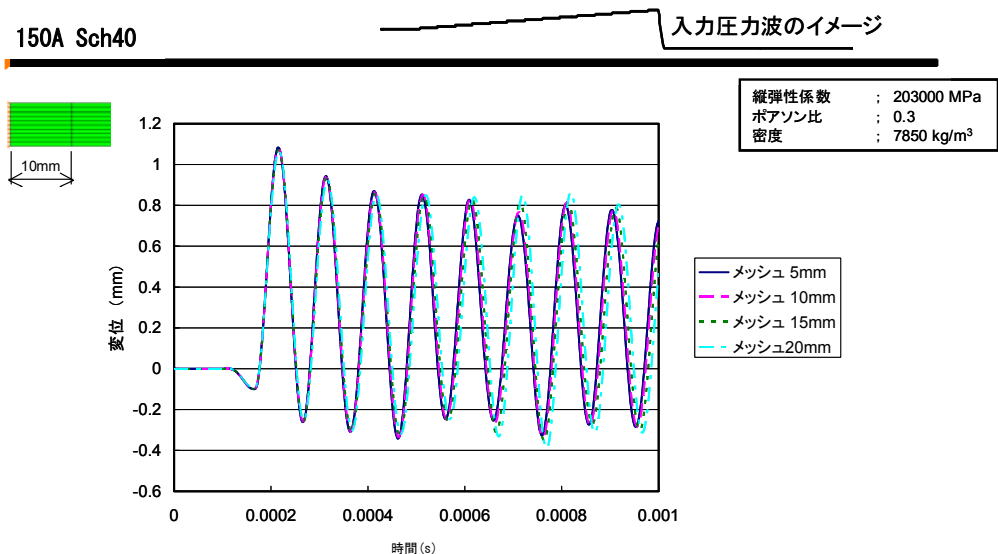
付録図 6.5.1-2 上降伏点 影響検討結果

(2) メッシュ寸法

メッシュサイズによる影響を検討した。本試験で対象となった 50A 配管および 150A 配管に対して、メッシュサイズが振動特性に及ぼす影響を検討した。付録図 6.5.1-3 および付録図 6.5.1-4 にその結果を示す。メッシュサイズをパラメータとして比較した結果、50A については、メッシュ長さ 5mm を超過すると 2mm 以下のものと比較し差異が大きくなり、また 150A についてもメッシュ長さ 15mm を超過すると 10mm 以下のものと比較し差異が大きくなるが、配管サイズを考慮し 5mm と設定した。よって、振動特性に影響を及ぼさないと考慮される条件として、50A 配管の軸方向メッシュ長さを 2mm 以下、150A 配管の軸方向メッシュ長さを 5mm 以下とした。



付録図 6.5.1-3 メッシュサイズ影響検討結果 (50A)



付録図 6.5.1-4 メッシュサイズ影響検討結果 (150A)

## 付録 6. 5. 2 試験模擬解析

実機配管系における爆轟時の強度解析手法を構築することを目的として、強度試験における解析用材料データの作成および入力圧力波形の設定後、FEMによる弾塑性大変形解析を実施し、試験結果との比較により本解析手法の妥当性を確認した。

### (1) K-1 試験模擬解析

#### a. FEM モデル

強度試験 (K-1) における強度解析に用いる FEM モデルは付録図 6. 5. 2-1 に示される 3次元モデルであり、幾何学形状には同図に示される K-1 試験体の肉厚測定結果を考慮した。解析コードはAbaqus Ver. 6. 4-1 のExplicit (陽解法) を使用し、3次元ソリッド要素を用いてモデル化し、軸方向 2mm ピッチで解析モデルを作成した。本モデルの拘束条件は、試験と同様に、同図に示されるサポートラグの翼部下面を拘束することで模擬している。

#### b. 解析用材料データ

試験体の供試材は STPT410 (JIS G3456) <sup>引用文献[30]</sup> である。解析用材料データとして、縦弾性係数: 203000 N/mm<sup>2</sup> <sup>引用文献[31]</sup>, ポアソン比: 0.3 <sup>引用文献[2]</sup> および密度: 7.85 g/cm<sup>3</sup>=7850 kg/m<sup>3</sup> <sup>引用文献[30]</sup> を用いる。

弾塑性応力-ひずみ関係には、付録表 6. 4. 1-1 の条件で実施した引張試験より、過渡的な内圧による周方向応力が支配的であることから、STPT410 の配管周方向より採取した引張試験ケース M-2 を選定した。付録表 6. 4. 1-1 より、M-2 ではひずみ速度の異なる 4 条件 (0.1 /s, 11.2 /s, 206 /s, 4998 /s) にて引張試験データが取得されており、各ひずみ速度における応力-ひずみ関係を付録図 6. 5. 2-2 に示す。各ひずみ速度における公称応力 ( $\sigma_0$ ) - 公称ひずみ ( $\varepsilon_0$ ) 関係について、付録式 (6. 5. 2-1) を用いて真応力 ( $\sigma$ ) - 対数ひずみ ( $\varepsilon$ ) 関係にそれぞれ変換した。

$$\begin{aligned}\sigma &= \sigma_0(1 + \varepsilon_0) \\ \varepsilon &= \ln(1 + \varepsilon_0)\end{aligned}\quad \text{付録式(6. 5. 2-1)}$$

さらに、真応力-対数ひずみ関係より同図中の解析用材料データを作成した。解析用材料データでは、上降伏点は考慮しないものとし、真応力強さより水平に補間している。

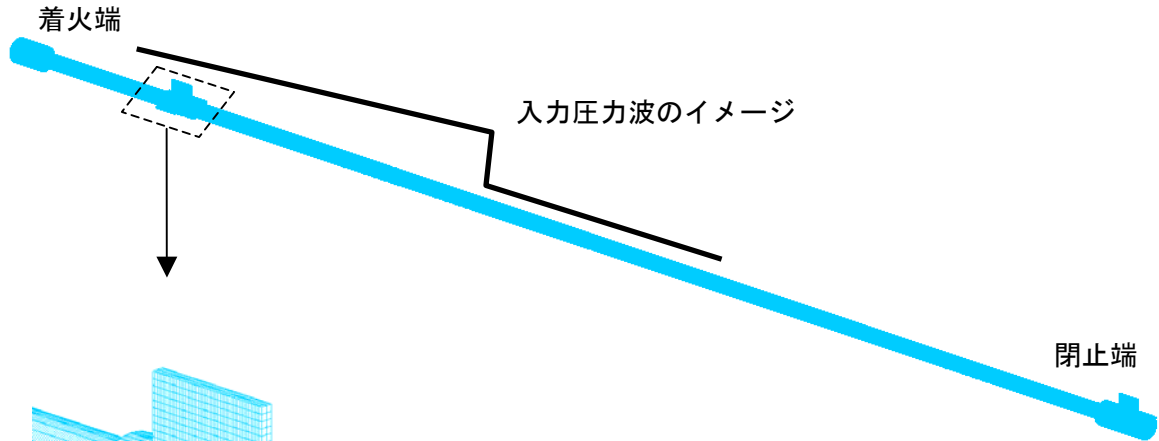
#### c. 入力圧力波の設定

強度解析に必要な配管内圧力の時間変化を爆轟解析により予測した。解析手法は付録 6.3 で検証された手法を用い、付録図 6.5.2-3 に示される K-1 の爆轟解析体系を用いて解析を実施した。

付録図 6.5.2-4 に K-1 試験の圧力測定点 P1 にて測定された圧力時間歴を解析結果と比較して示す。なお、解析結果は試験結果 P1 の立ち上がりと時間が一致するように表示している。両測定点において解析結果は試験結果に比べて保守側の結果を与えている。強度解析に用いる入力圧力波には、上記の圧力時間歴を多直線近似することでモデル化し、入力圧力波を爆轟速度（3000 m/s）で着火端より閉止端に向けて伝ばさせることで爆轟挙動を模擬した。付録図6.5.2-5に入力圧力波の設定を示す。圧力時間歴を多直線近似した CASE1では圧力が高すぎるため解析が発散したことから、ここでは、圧力補正係数（ $\kappa=0.85$ ）を考慮したCASE2のみを設定した。なお、爆轟解析結果より直管部の位置の違いによる圧力時間歴の変化はわずかであるため、ここでは圧力測定点（P1）における圧力時間歴で代表させた。

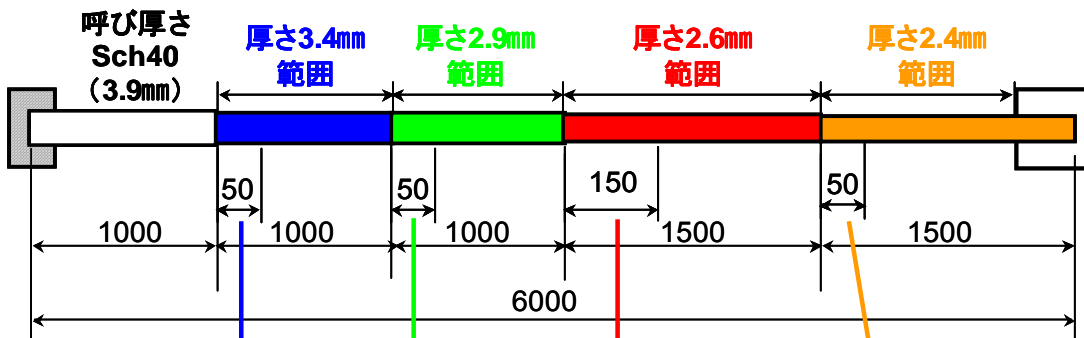
#### d. 強度解析結果

上記の解析手法によりFEMによる弾塑性大変形解析を実施した。付録図6.5.2-6には、図中のひずみ測定点における最大周方向ひずみの試験結果と解析結果の比較を示す。結果として、K-1爆轟解析結果を入力圧力波とした場合の発生ひずみは、1倍のケースでは圧力が高すぎて解析が発散するという過度に保守側の結果となるものの、圧力補正係数（ $\kappa=0.85$ ）を考慮したケースでは解析可能なレベルとなり、試験結果に対して保守側に再現できることを確認した。



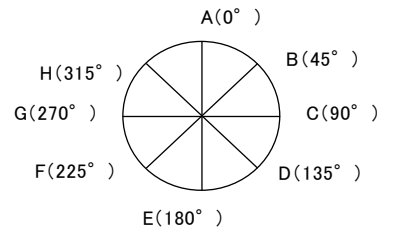
サポートラグ翼部  
の下面を拘束

板厚方向 1mm 以下  
軸方向 2mm ピッチ  
周方向 15° ピッチ



肉厚測定位置

	最小肉厚 3.4mm					最小肉厚 2.9mm				
0° (天側)	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.1	3.1	3.2	3.2	3.1
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° (地側)	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

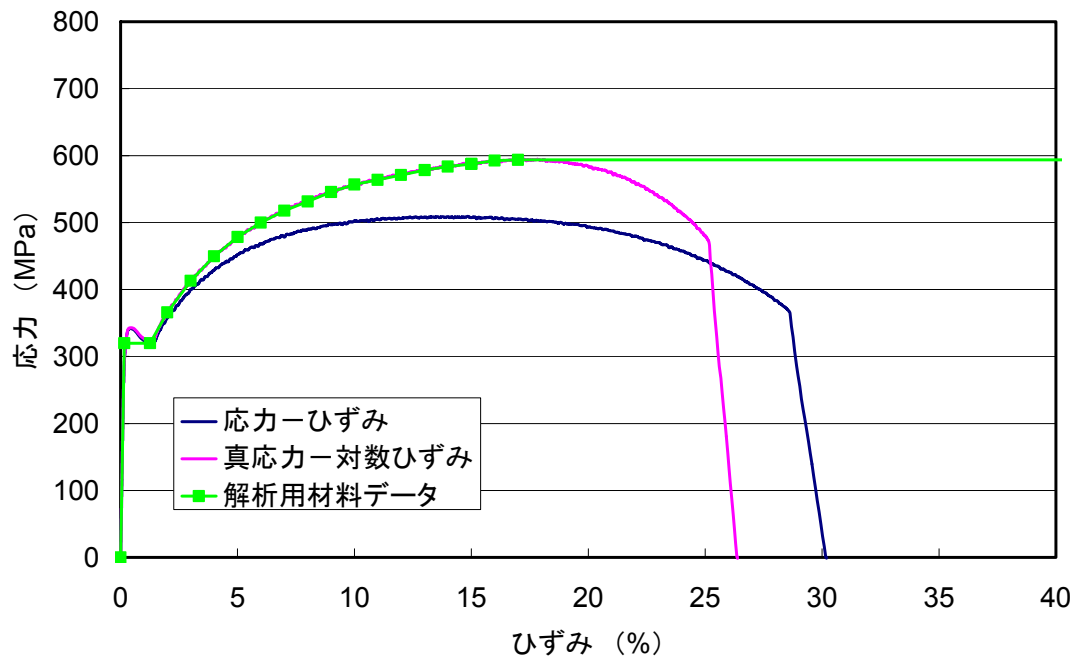


着火端から閉止端を見る

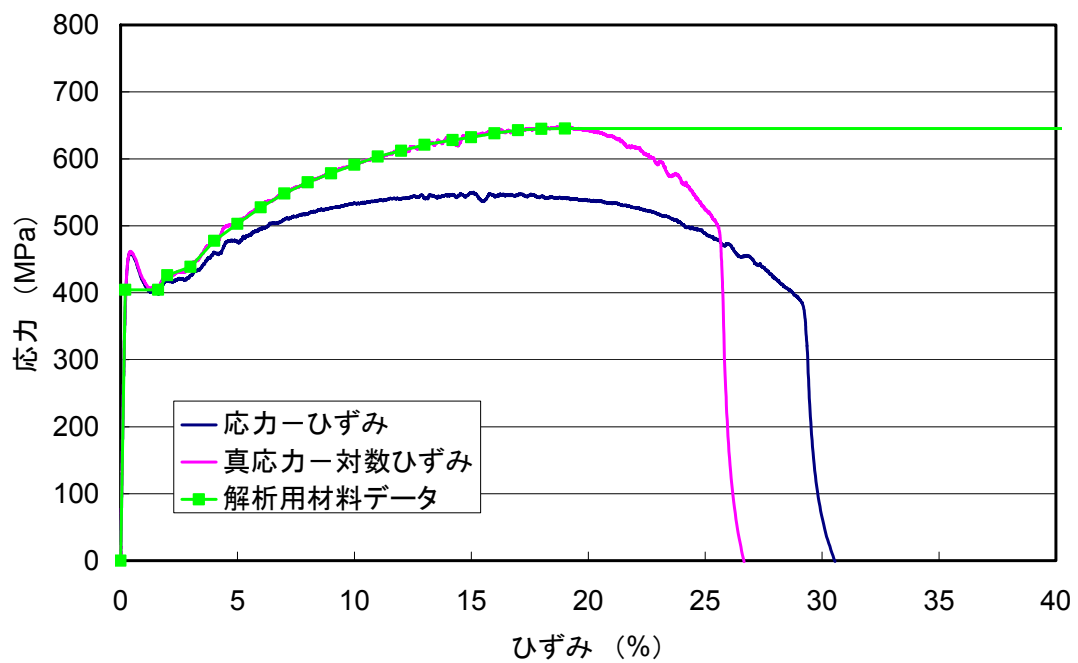
最小肉厚 2.6mm															最小肉厚 2.4mm				
2.9	2.9	2.8	2.9	2.9	2.9	2.8	2.9	2.9	2.9	2.9	3.0	2.9	2.9	2.9	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8
2.8	2.9	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.8	2.9	2.8	2.8	2.8	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1
3.0	3.0	3.0	3.0	3.0	3.0	3.0	3.0	3.1	3.1	3.1	3.0	3.0	3.0	3.0	3.1	3.2	3.2	3.2	3.1
3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.2
3.1	3.1	3.1	3.0	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	3.0	3.1	3.1	3.1	3.1	2.9	2.9	2.9	2.9	3.0
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	2.8	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	2.8	2.9	2.9	2.9	2.4	2.4	2.4	2.4	2.4
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	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5

(段差部から10mmの位置を始点として10mmピッチで測定)

付録図 6.5.2-1 FEM モデル

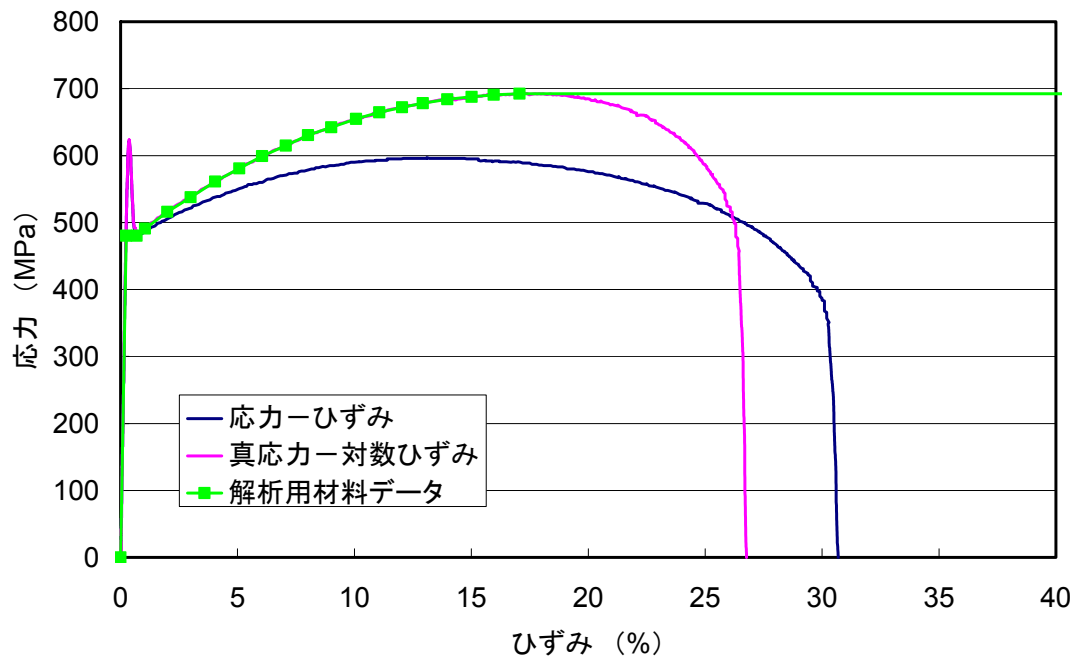


(a) ひずみ速度 0.1 /s

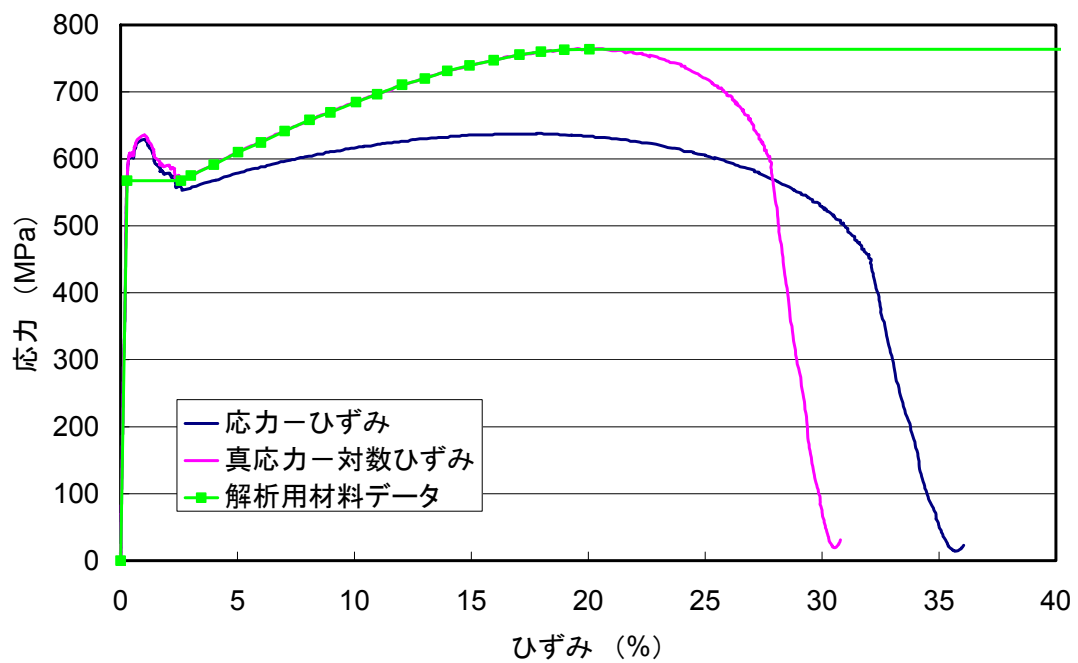


(b) ひずみ速度 11.2 /s

付録図 6.5.2-2(1/2) 解析用材料データの作成

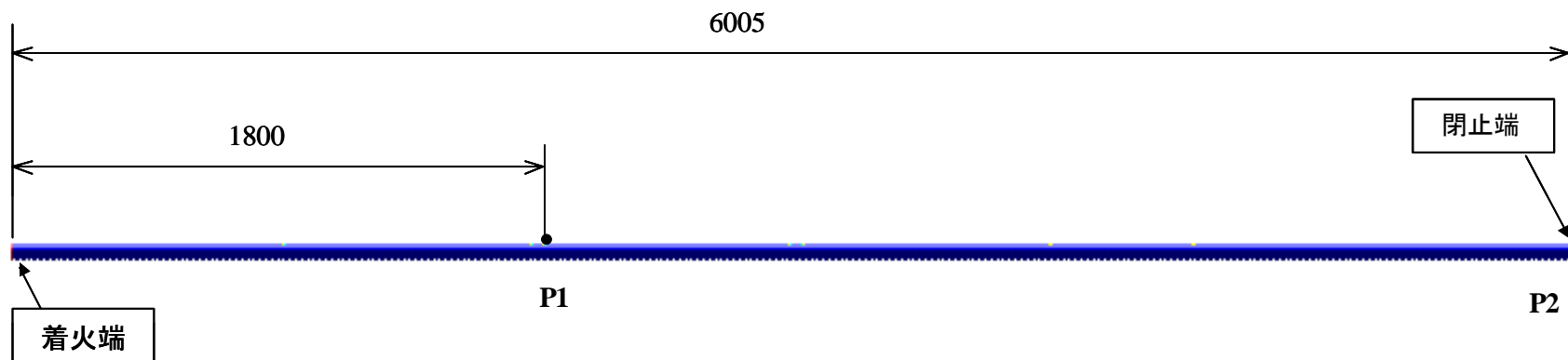


(c) ひずみ速度 206 /s



(d) ひずみ速度 4998 /s

付録図 6.5.2-2(2/2) 解析用材料データの作成

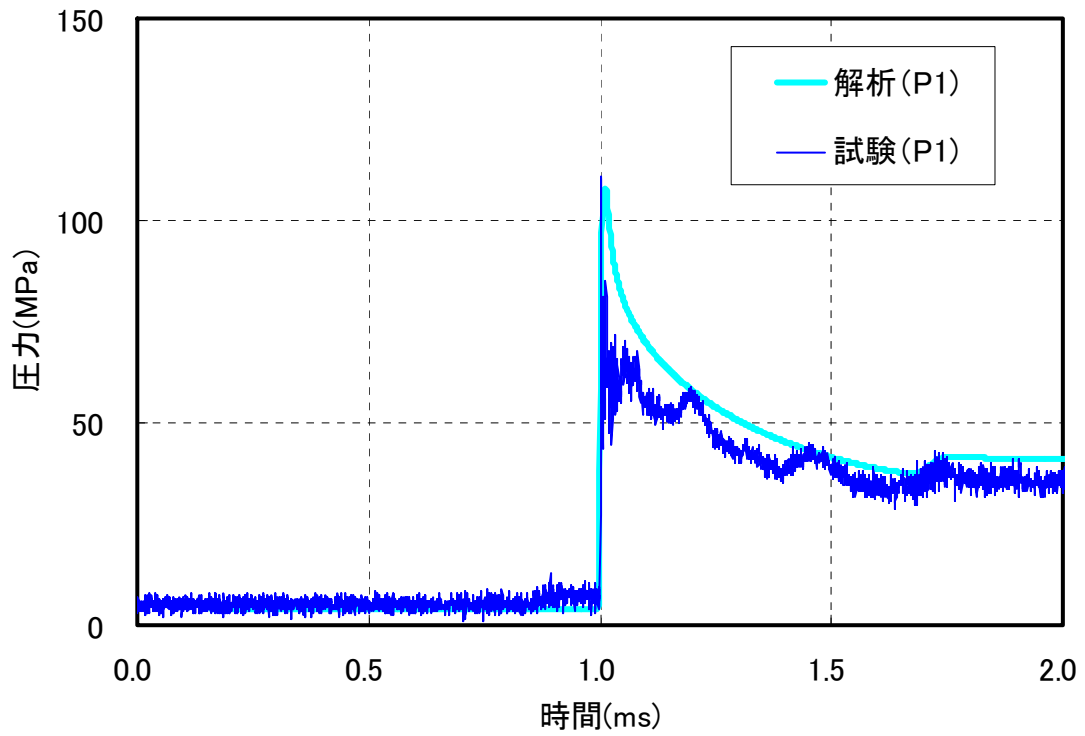


(a) 爆轟解析モデル

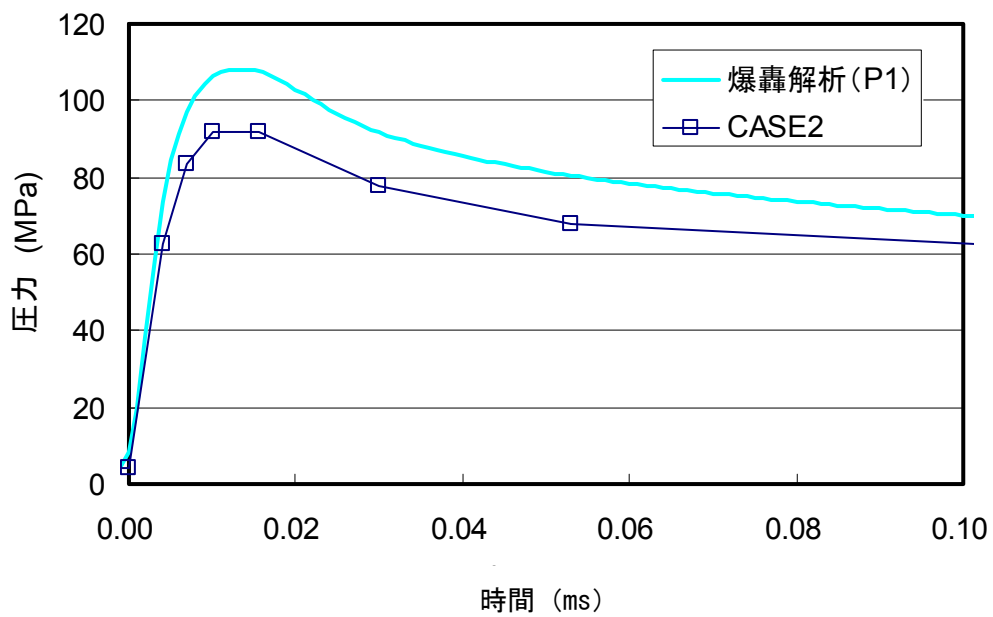
試験ケース番号	混合ガス条件	初期圧力 (MPa)	初期温度 (°C)
K-1	水素 60.7%, 酸素 33.7%, 窒素 5.6%	4.0	22

(b) 爆轟解析条件

付録図 6.5.2-3 K-1 の爆轟解析体系

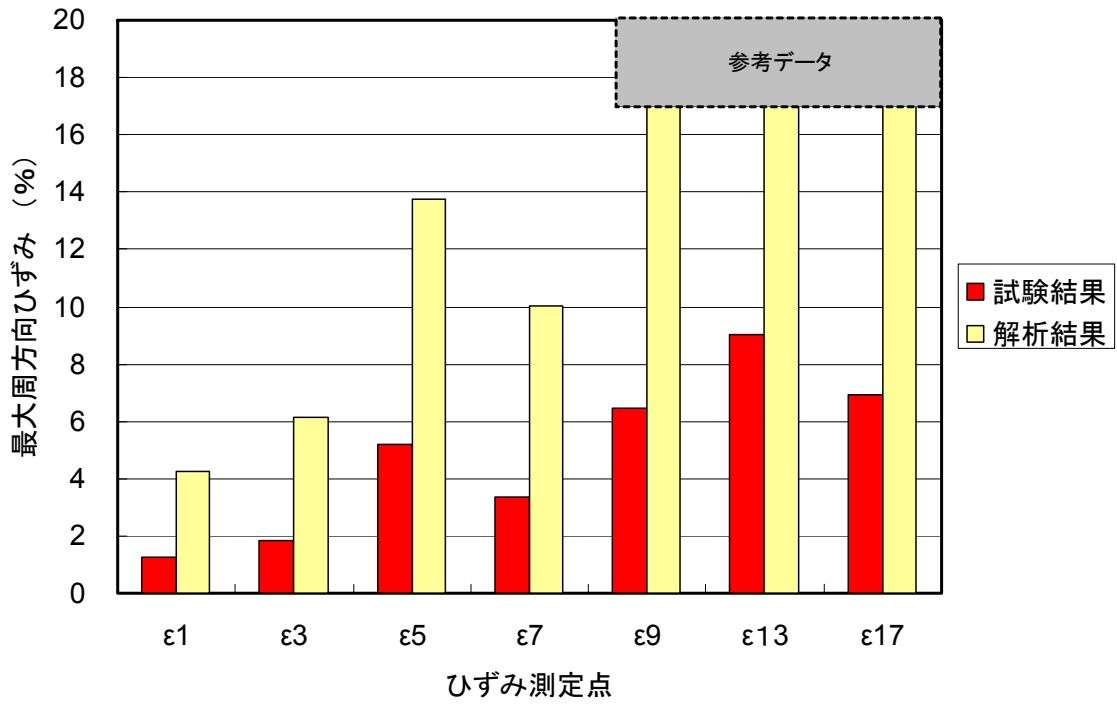
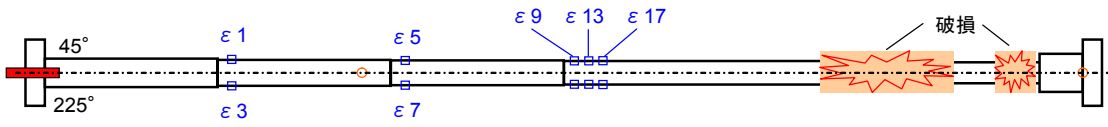


付録図 6.5.2-4 K-1 爆轟解析における試験結果と解析結果の比較



爆轟解析結果の 0.85 倍

付録図 6.5.2-5 入力圧力波の設定



付録図 6.5.2-6 強度解析結果

## (2) K-2 試験模擬解析

### a. FEM モデル

強度試験 (K-2) における強度解析に用いる FEM モデルは付録図 6.5.2-7 に示される 3次元モデルであり、幾何学形状には同図に示される K-2 試験体の肉厚測定結果を考慮した。解析コードは Abaqus Ver. 6.4-1 の Explicit (陽解法) を使用し、3次元ソリッド要素を用いてモデル化し、軸方向 2mm ピッチで解析モデルを作成した。本モデルの拘束条件は、試験と同様に、同図に示されるサポートラグの翼部下面を拘束することで模擬している。

### b. 解析用材料データ

K-2 強度解析に用いる解析用材料データは、K-1 強度解析と同様に付録図 6.5.2-2 の解析用材料データを用いる。

### c. 入力圧力波の設定

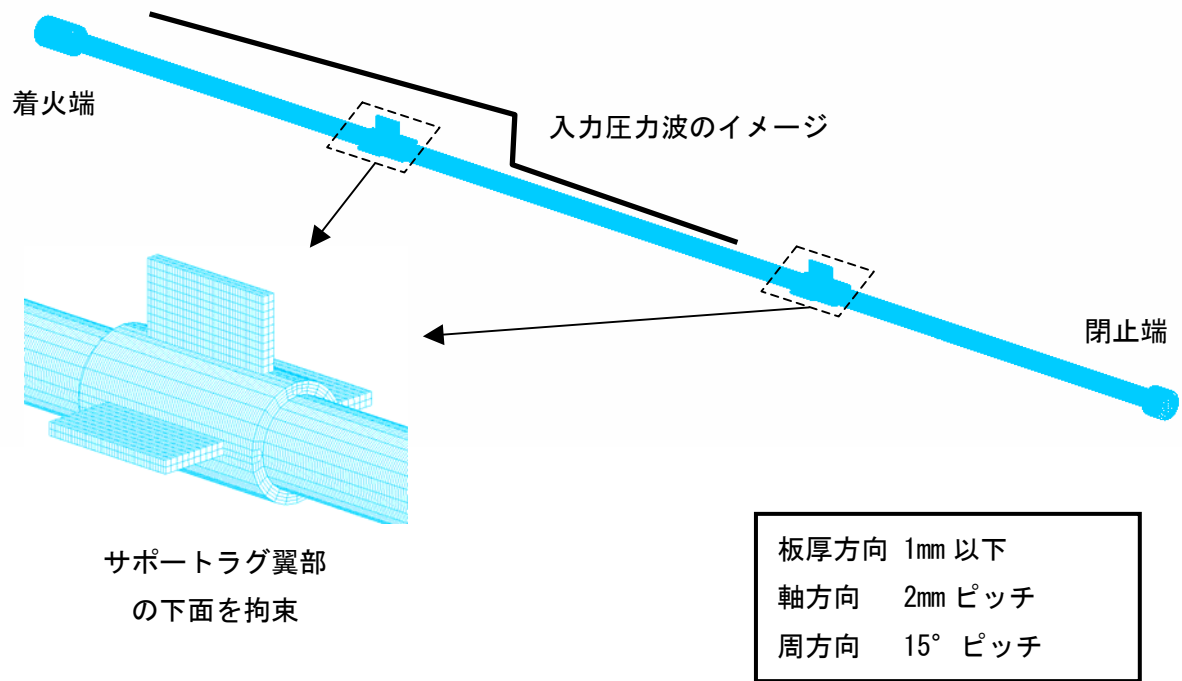
強度解析に必要となる配管内圧力の時間変化を爆轟解析により予測した。解析手法には付録 6.3 で検証された手法を用い、付録図 6.5.2-8 に示される K-2 の爆轟解析体系を用いて解析を実施した。

付録図 6.5.2-9 に K-2 試験の圧力測定点 P1~P3 にて測定された圧力時間歴を解析結果と比較して示す。なお、解析結果は試験結果 P1 の立ち上がりと時間が一致するように表示している。

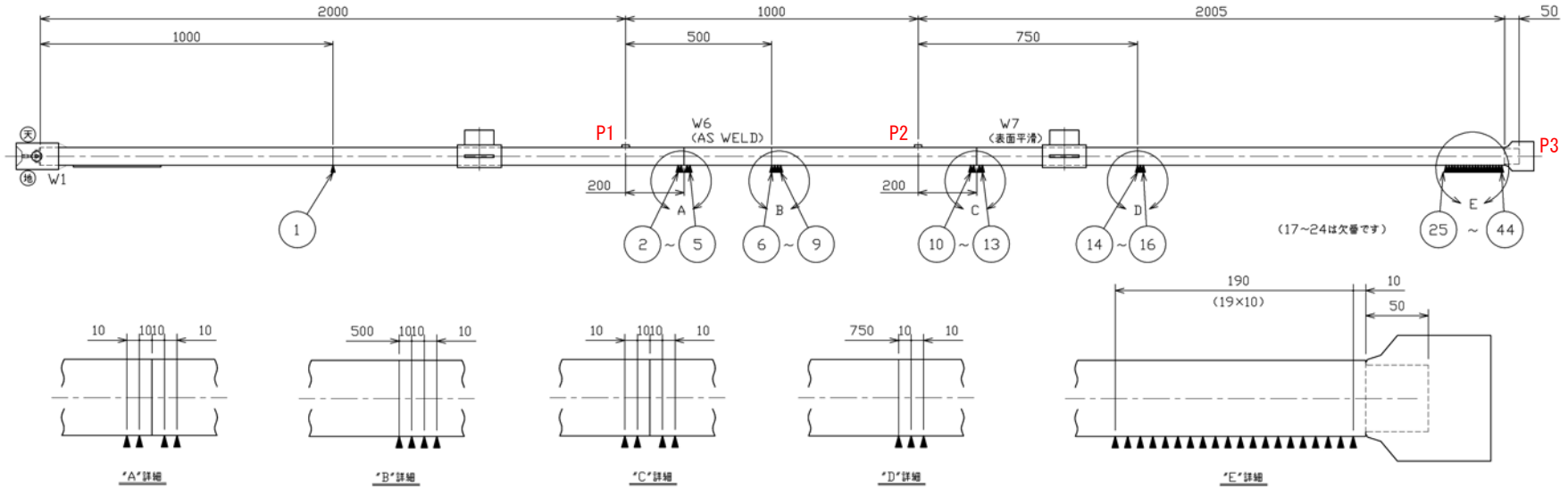
強度解析に用いる入力圧力波には、上記の圧力時間歴を多直線近似することでモデル化し、入力圧力波を爆轟速度 (3000 m/s) で着火端より閉止端に向けて伝ばさせることで爆轟挙動を模擬した。付録図 6.5.2-10 に入力圧力波の設定を示す。ここでは、圧力時間歴を多直線近似した CASE1 および圧力補正係数 ( $\kappa=0.85$ ) を考慮した CASE2 の 2 ケースを設定した。なお、爆轟解析結果より直管部の位置の違いによる圧力時間歴の変化はわずかであるため、ここでは強度試験 (K-1) における圧力測定点 (P1 および P3) における圧力時間歴で代表させた。

### d. 強度解析結果

上記の解析手法により FEM による弾塑性大変形解析を実施した。付録図 6.5.2-11 および付録図 6.5.2-12 にはそれぞれ CASE1 および CASE2 におけるひずみ測定点での周方向ひずみ時間歴の試験結果と解析結果の比較を示す。結果として、K-2 爆轟解析結果を入力圧力波とした場合の発生ひずみは、試験結果に対して平均値として保守側に再現できることを確認した。



付録図 6.5.2-7(1/2) FEM モデル

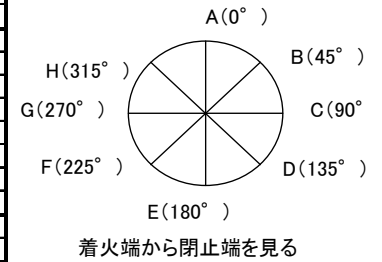


肉厚測定位置

①～④④ は肉厚計測 No. を示す。

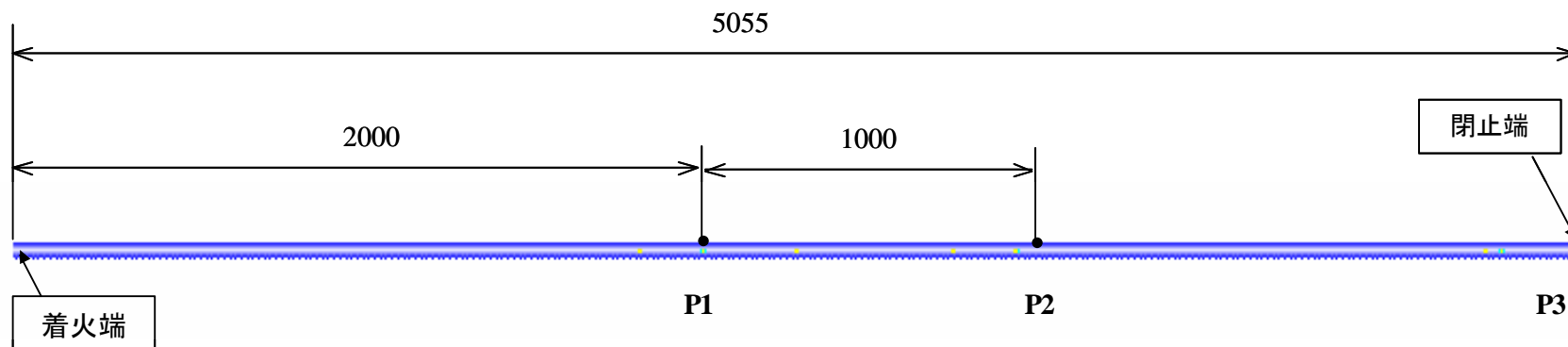
K-2 肉厚および外径測定記録

		着火端からの距離 (mm)																
		No.																
		1000	2180	2190	2210	2220	2500	2510	2520	2530	3180	3190	3210	3220	3750	3760	3770	
肉厚	A	0° (天側)	3.7	3.6	3.6	4.0	3.9	3.9	3.9	3.9	3.8	3.9	4.1	4.2	4.1	4.1	4.1	
	B	45°	3.8	3.7	3.7	4.2	4.2	4.1	4.1	4.1	4.0	4.0	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	
	C	90°	3.9	3.9	3.9	4.1	4.1	4.0	4.0	4.1	4.0	3.9	4.0	3.6	3.6	3.6	3.6	
	D	135°	3.8	3.8	3.7	4.1	4.0	3.9	3.9	3.9	4.0	3.9	3.8	3.9	3.9	4.0	3.9	3.9
	E	180° (地側)	3.8	3.8	3.8	4.1	4.0	4.0	3.9	4.0	4.1	3.9	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	
	F	225°	3.9	3.9	4.0	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.0	4.1	3.9	3.9	4.0	4.0	4.0	4.0
	G	270°	3.9	3.9	3.9	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.7	3.8	3.6	3.6	3.6	3.7	3.7	3.7
	H	315°	3.8	3.6	3.7	3.8	3.9	3.8	3.8	3.8	3.8	3.7	3.6	3.9	3.9	4.0	4.0	4.0
外径	天地		60.4	-	60.4	-	-	60.6	-	-	-	-	-	60.4	-	-	-	
	左右		60.4	-	60.4	-	-	60.4	-	-	-	-	60.3	-	-	60.5	-	



		着火端からの距離 (mm)																					
		No.																					
		4805	4815	4825	4835	4845	4855	4865	4875	4885	4895	4905	4915	4925	4935	4945	4955	4965	4975	4985	4995		
肉厚	A	0° (天側)	4.2	4.3	4.2	4.2	4.2	4.3	4.2	4.3	4.3	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	
	B	45°	4.1	4.0	4.0	4.0	4.0	4.1	4.0	4.1	4.0	3.9	4.0	3.9	4.0	4.0	4.0	3.9	3.9	4.0	3.9	3.9	
	C	90°	3.7	3.7	3.6	3.7	3.6	3.7	3.7	3.7	3.7	3.6	3.6	3.7	3.6	3.6	3.6	3.7	3.7	3.7	3.6	3.6	
	D	135°	3.9	4.0	4.0	4.0	4.0	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	
	E	180° (地側)	4.1	4.1	4.1	4.1	4.2	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.0	4.1	
	F	225°	4.0	4.1	4.1	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.1	4.0	4.0	4.1	4.1	4.0	4.1	4.1	4.1	4.1
	G	270°	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.9	3.9	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	4.0	4.0	4.1	4.1	4.1	4.1	4.0	4.0	4.0	4.0	
外径	天地		60.4	-	60.5	-	60.5	-	60.5	-	60.5	-	60.5	-	60.4	-	60.6	-	60.6	-	-	-	
	左右		60.5	-	60.5	-	60.5	-	60.5	-	60.5	-	60.5	-	60.5	-	60.5	-	60.3	-	-	-	

付録図 6.5.2-7(2/2) FEM モデル

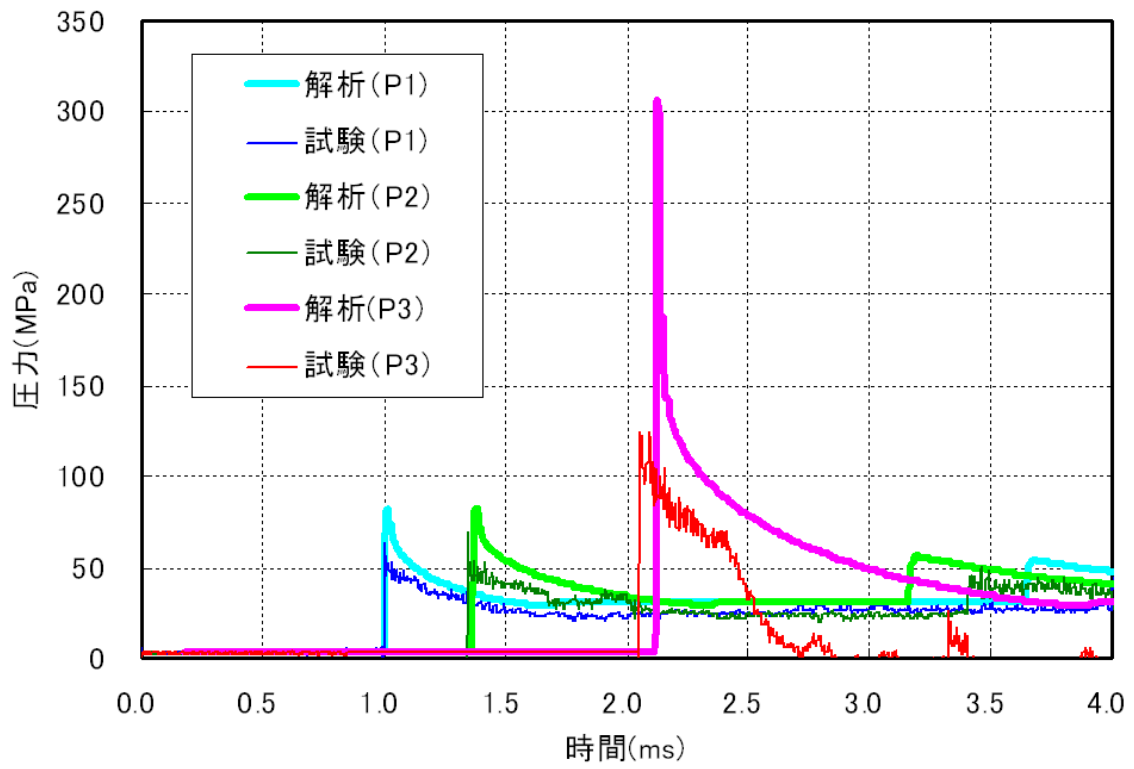


(a) 爆轟解析モデル

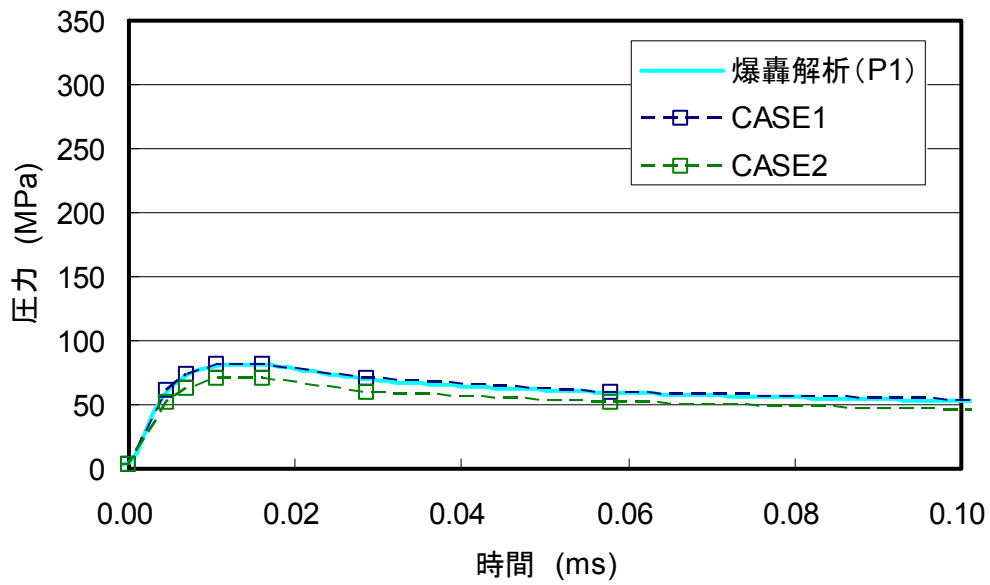
試験ケース番号	混合ガス条件	初期圧力 (MPa)	初期温度 (°C)
K-2	水素 61.1%, 酸素 33.2%, 窒素 5.7%	3.0	20

(b) 爆轟解析条件

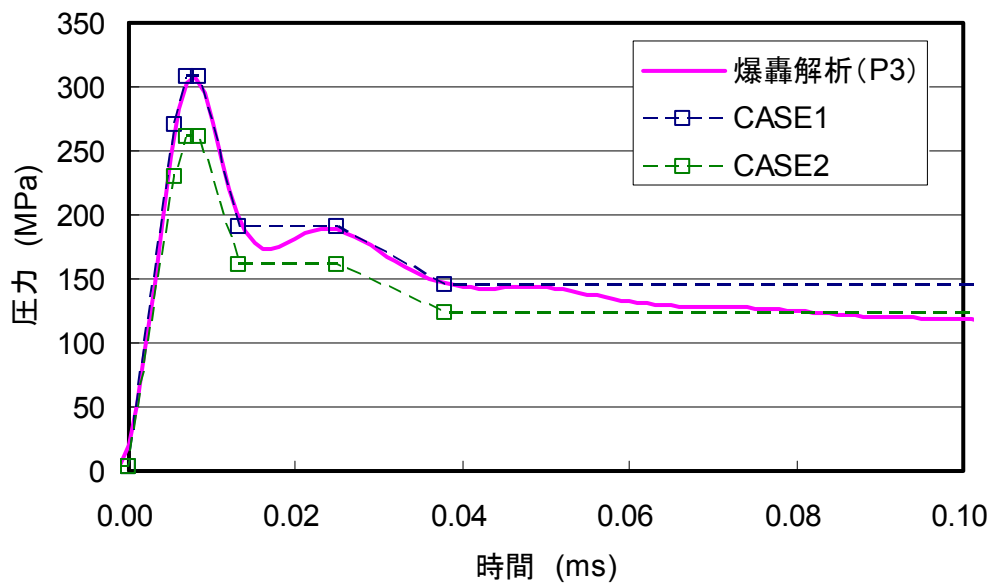
付録図 6.5.2-8 K-2 の爆轟解析体系



付録図 6.5.2-9 K-2 爆轟解析における試験結果と解析結果の比較

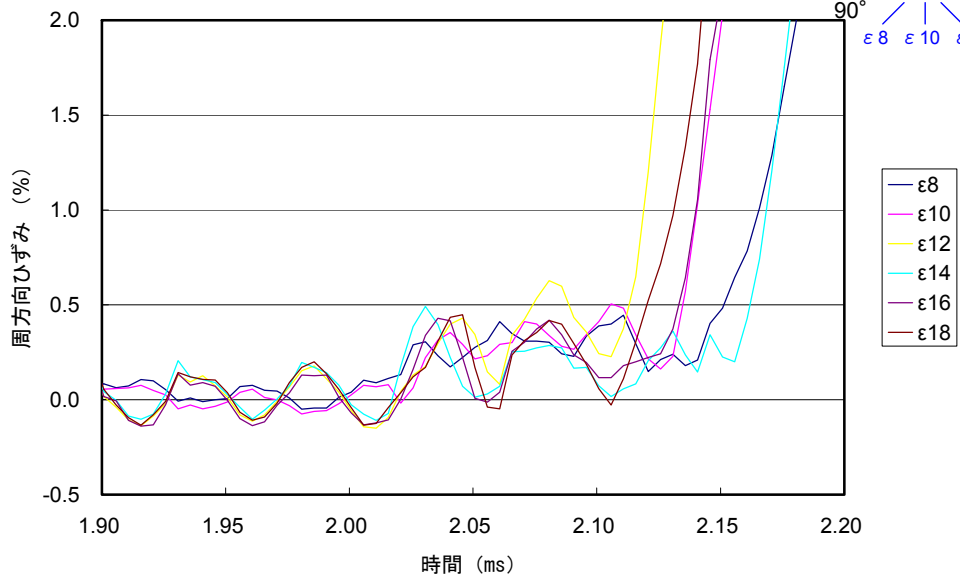
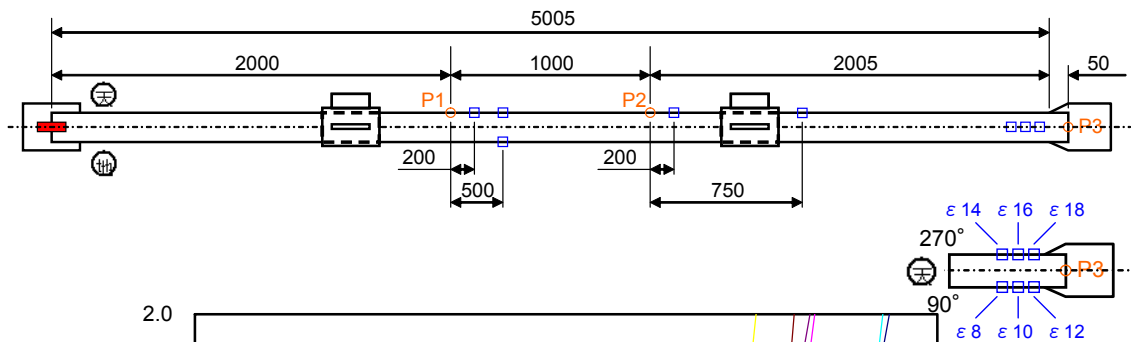


(a) 進行波 (P1)

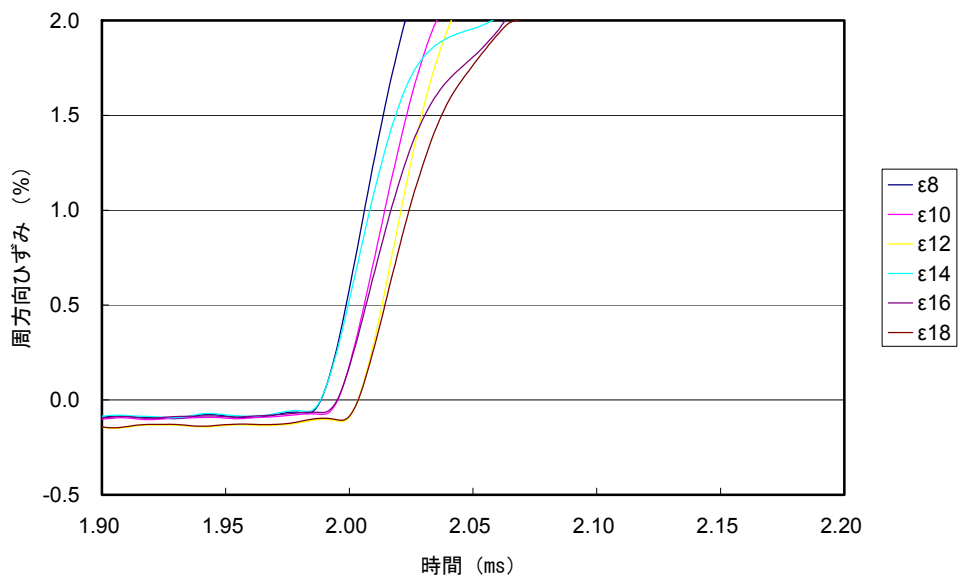


(b) 反射波 (P3)

付録図 6.5.2-10 入力圧力波の設定

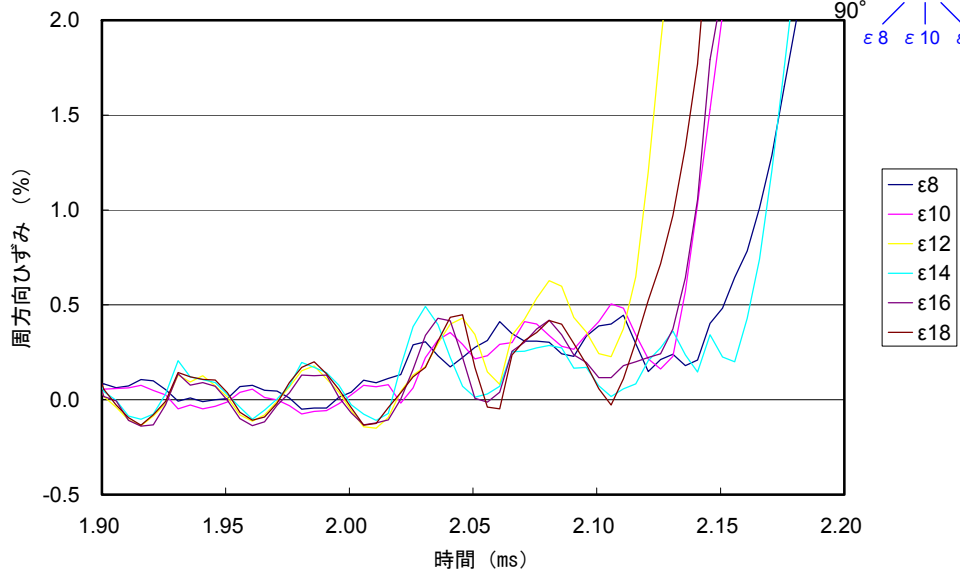
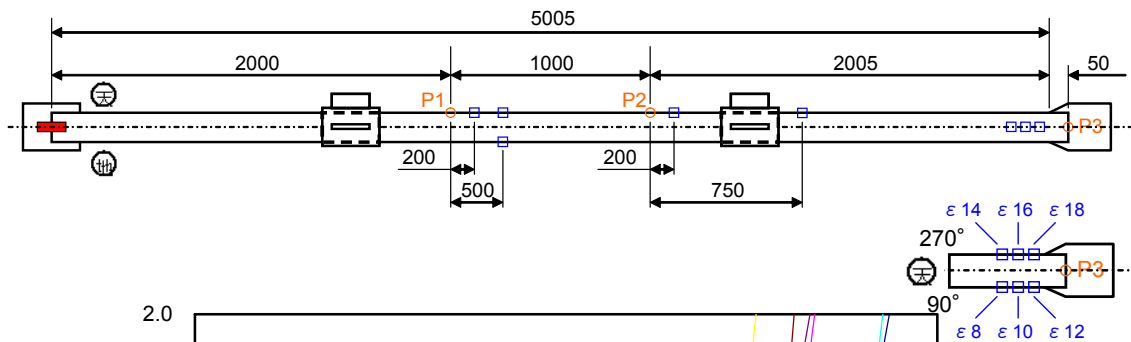


(a) 試験結果

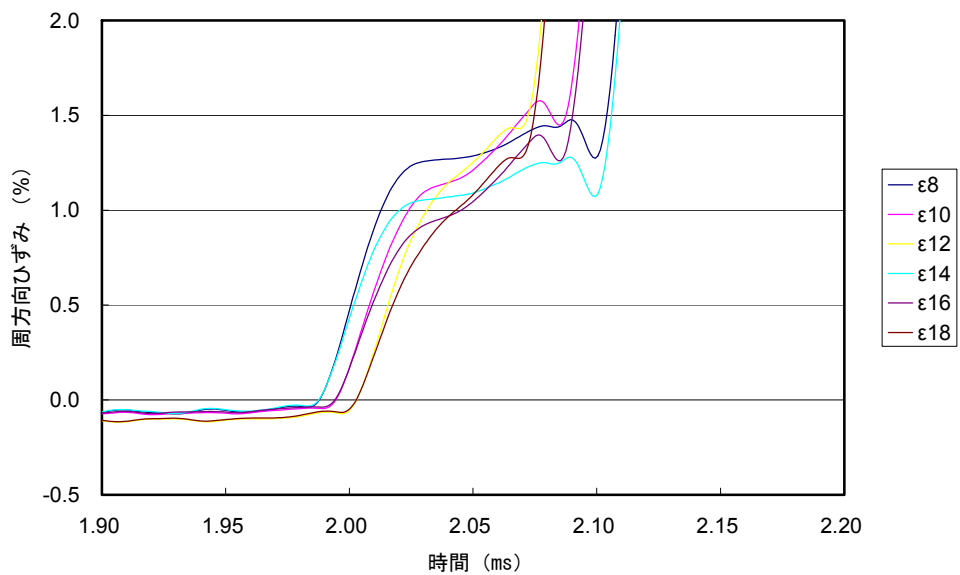


(b) 解析結果

付録図 6.5.2-11 強度解析結果 (CASE1)



(a) 試験結果



(b) 解析結果

付録図 6.5.2-12 強度解析結果 (CASE2)

### (3) K-3 試験模擬解析

#### a. FEM モデル

強度試験 (K-3) における強度解析に用いる FEM モデルは付録図 6.5.2-13 に示される 3次元モデルであり、幾何学形状には同図に示される K-3 試験体の肉厚測定結果を考慮した。解析コードは Abaqus Ver. 6.4-1 の Explicit (陽解法) を使用し、3次元ソリッド要素を用いてモデル化し、軸方向 2mm ピッチで解析モデルを作成した。本モデルの拘束条件は、試験と同様に、同図に示されるサポートラグの翼部下面を拘束することで模擬している。

#### b. 解析用材料データ

K-3 強度解析に用いる解析用材料データは、K-1 強度解析と同様に付録図 6.5.2-2 の解析用材料データを用いる。

#### c. 入力圧力波の設定

強度解析に必要となる配管内圧力の時間変化を爆轟解析により予測した。解析手法には付録 6.3 で検証された手法を用い、付録図 6.5.2-14 に示される K-3 の爆轟解析体系を用いて解析を実施した。

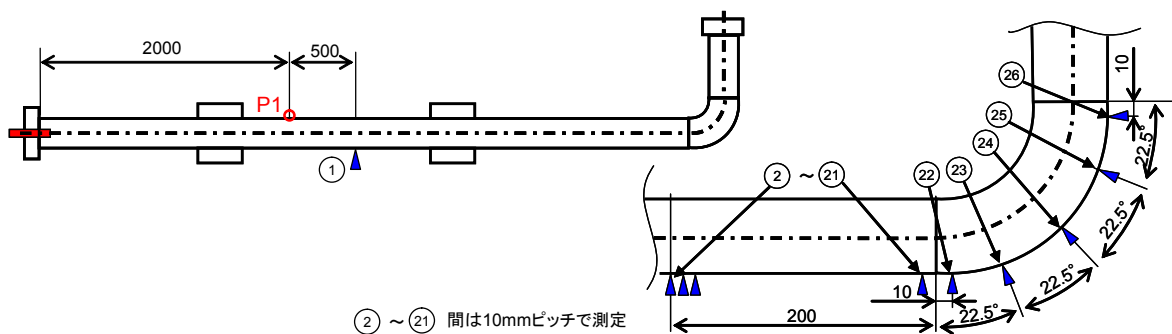
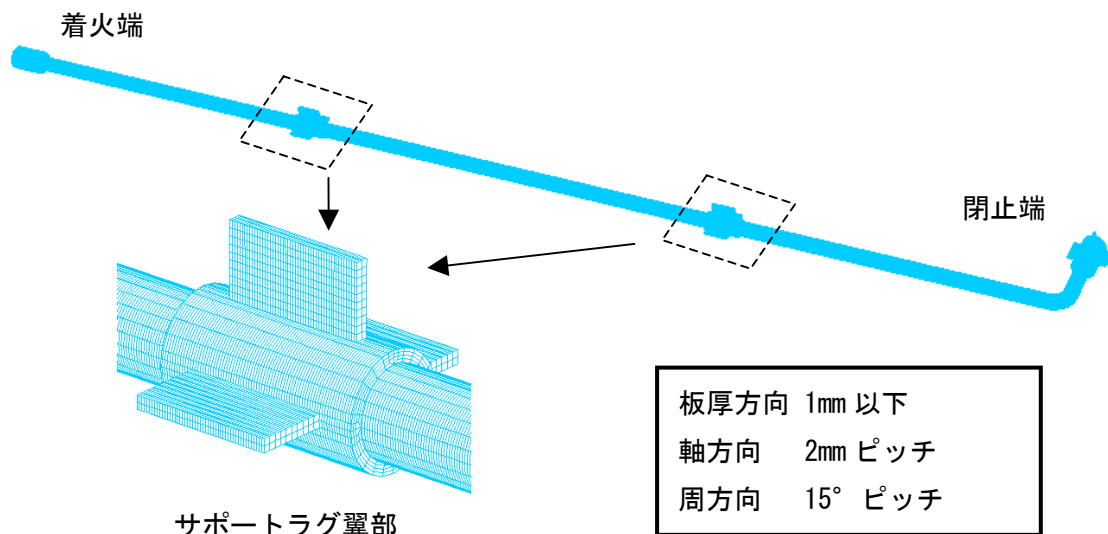
付録図 6.5.2-15 に K-3 試験の圧力測定点 P1 及び閉止端 P2 での圧力波形を試験と解析で比較して示す。解析結果は P1 の試験の立ち上がりと時間が一致するように表示している。

強度解析に用いる入力圧力波には、爆轟解析結果の壁面圧力データを FEM モデルの内表面にマッピングすることで実現した。ここで使用した爆轟解析結果マッピングプログラムの概要を付録図 6.5.2-16 に示す。ここでは、爆轟解析結果をマッピングした CASE1 および圧力補正係数 ( $\kappa=0.85$ ) を考慮した CASE2 の 2 ケースを設定した。

#### d. 強度解析結果

上記の解析手法により FEM による弾塑性大変形解析を実施した。付録図 6.5.2-17 には K-3 強度試験におけるひずみ測定点を、付録図 6.5.2-18 には各ひずみ測定点における周方向ひずみ時間歴の試験結果と解析結果 (CASE1 および CASE2) の比較を示す。

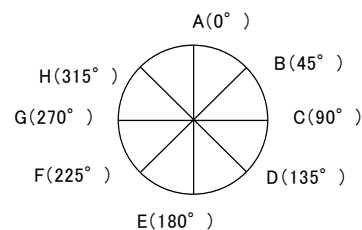
結果として、爆轟解析結果を入力圧力データとした場合、CASE1、CASE2 の発生ひずみは試験結果に対して両者とも保守側に再現できることを確認した。また、CASE2 の方が、試験結果に近い結果となっている。



K-3 肉厚測定記録

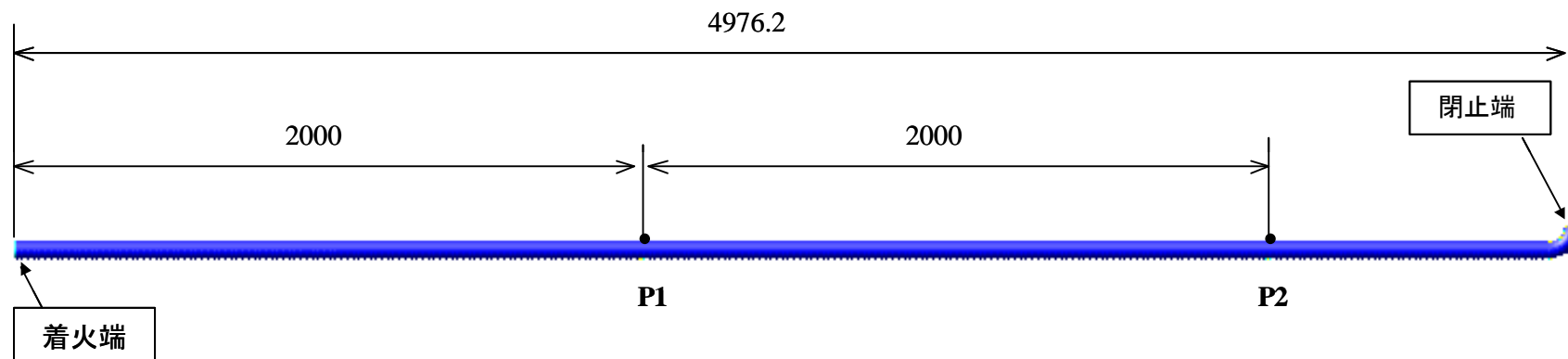
No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21			
肉厚 0° (天側)	3.6	3.6	3.6	3.7	3.7	3.8	3.7	3.7	3.7	3.6	3.6	3.6	3.6	3.6	3.6	3.6	3.6	3.6	3.6	3.6	3.6	3.6		
45°	3.9	3.9	3.8	3.8	3.8	3.8	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	
90°	4.1	4.2	4.1	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.1	4.2	4.2	4.2	4.2	4.1	4.1	4.1	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.1	4.1	
135°	3.9	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.1	4.0	4.0	4.0	4.1	4.0	4.1	4.1	4.1	4.0	4.1	4.1	4.1	4.1	4.0	3.9	3.9	
180° (地側)	3.7	3.7	3.7	3.8	3.8	3.7	3.8	3.8	3.7	3.8	3.7	3.7	3.8	3.7	3.7	3.7	3.7	3.7	3.7	3.7	3.7	3.7	3.6	3.6
225°	3.9	4.1	4.1	4.0	4.0	4.0	3.9	4.0	4.0	4.1	4.0	4.1	4.0	4.0	3.9	3.9	3.9	4.0	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9
270°	3.9	4.1	4.1	4.1	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.0	4.0	4.0
315°	4.0	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.9	3.8	3.8	3.9	3.9	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8

No.	22	23	24	25	26
肉厚 0° (天側)	4.5	4.6	4.5	4.5	4.4
45°	4.4	4.6	4.6	4.6	4.4
90°	4.4	4.6	4.6	4.4	4.3
135°	4.3	4.4	4.4	4.4	4.2
180° (地側)	4.2	4.3	4.3	4.4	4.2
225°	4.2	4.4	4.5	4.4	4.4
270°	4.7	4.8	4.9	4.9	4.8
315°	4.5	4.7	4.6	4.6	4.5



着火端から閉止端を見る

付録図 6.5.2-13 FEM モデル

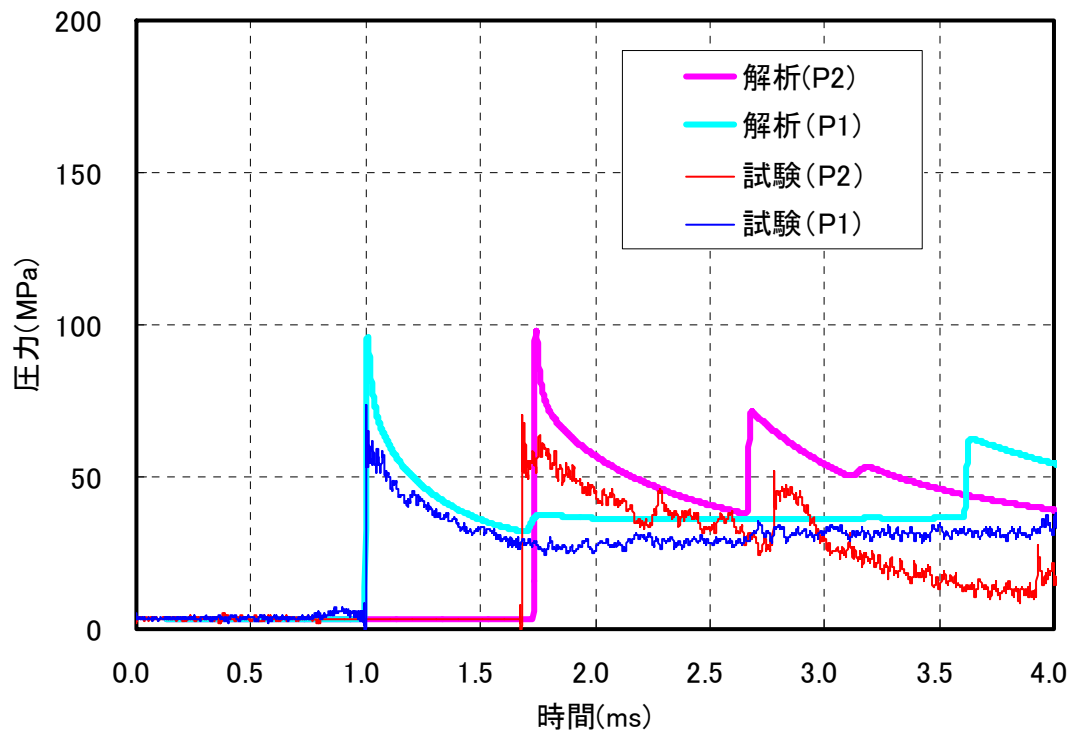


(a) 爆轟解析モデル

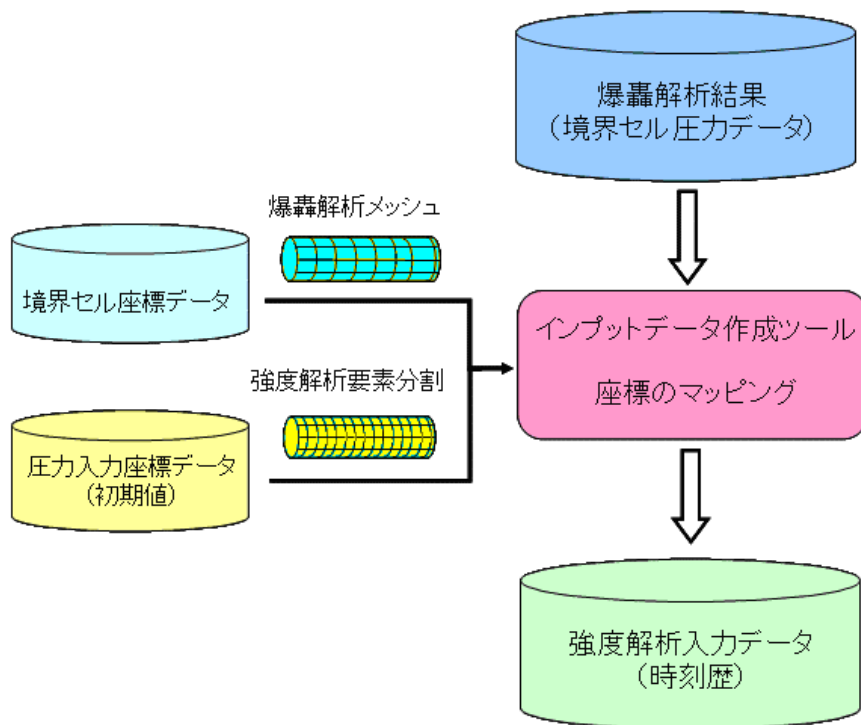
試験ケース番号	混合ガス条件	初期圧力 (MPa)	初期温度 (°C)
K-3	水素 61.1%, 酸素 33.1%, 窒素 5.8%	3.5	21

(b) 爆轟解析条件

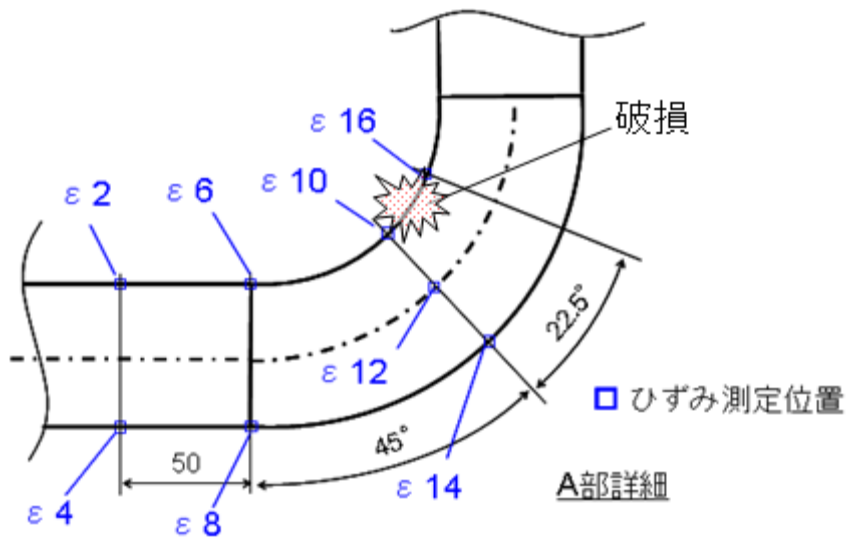
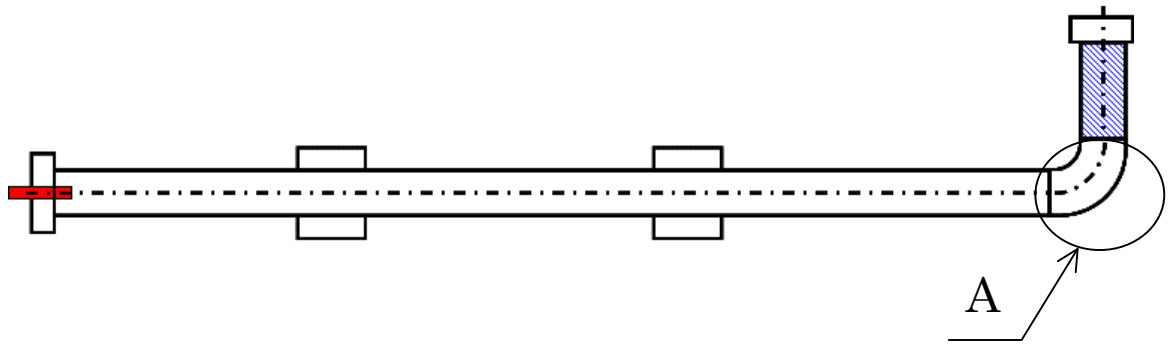
付録図 6.5.2-14 K-3 の爆轟解析体系



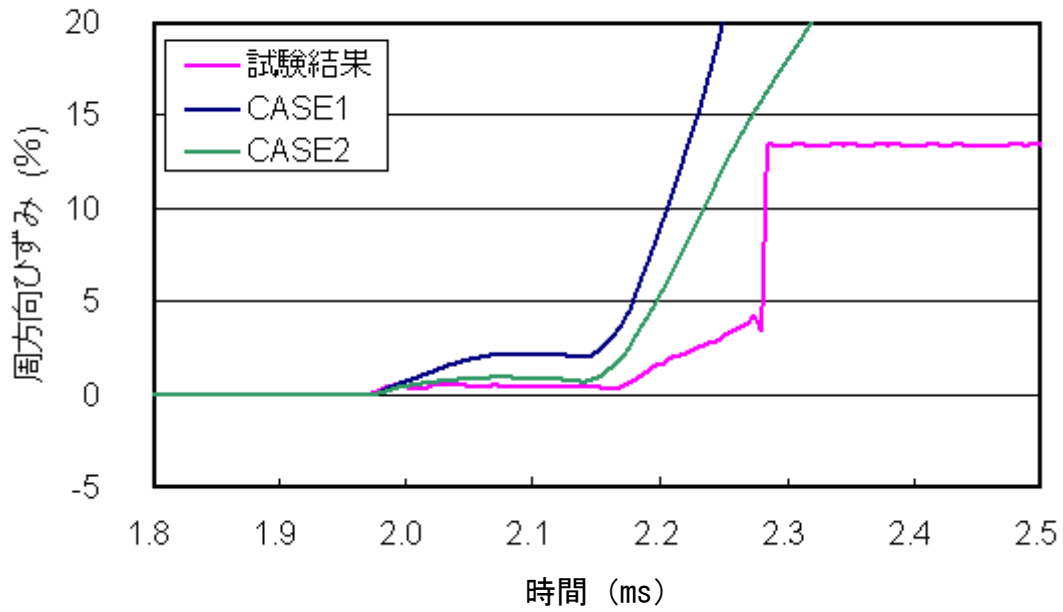
付録図 6.5.2-15 K-3 爆轟解析における試験結果と解析結果の比較



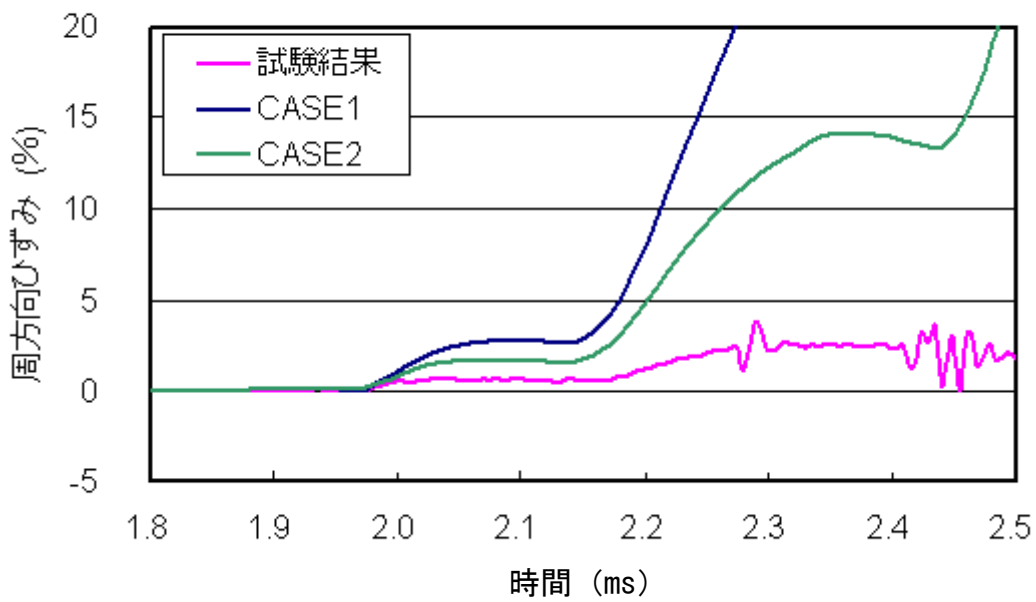
付録図 6.5.2-16 爆轟解析結果マッピングプログラムの概要



付録図 6.5.2-17 K-3 強度試験におけるひずみ測定点

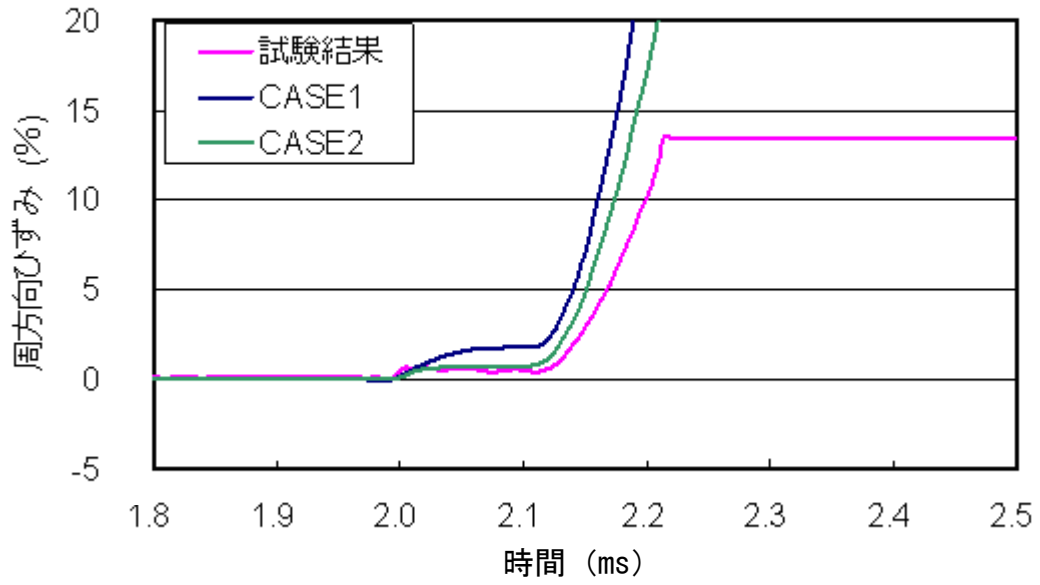


(a)  $\epsilon 2$

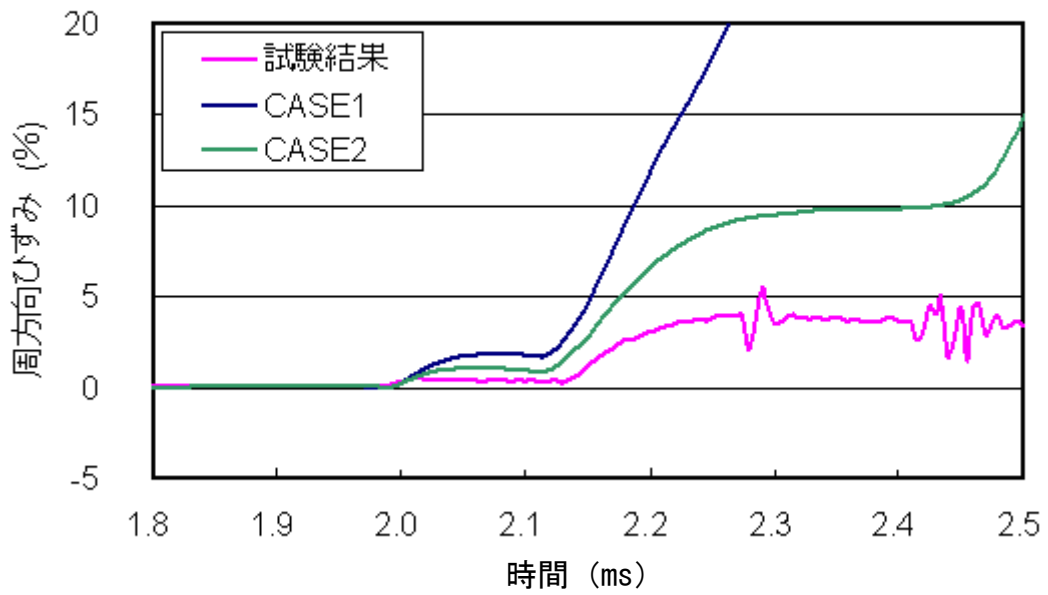


(b)  $\epsilon 4$

付録図 6.5.2-18(1/4) K-3 強度解析結果

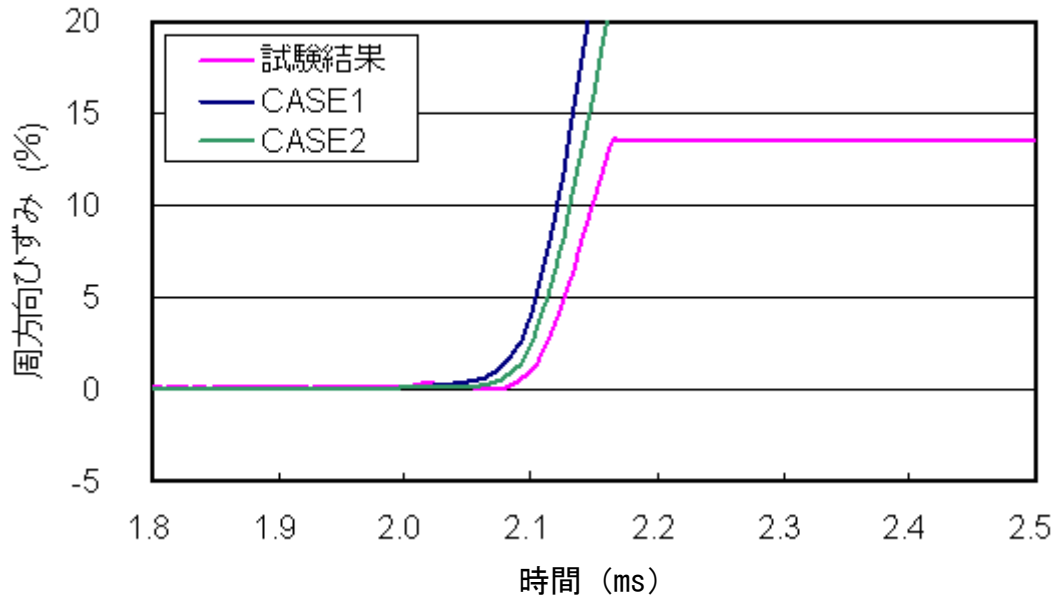


(c)  $\epsilon 6$

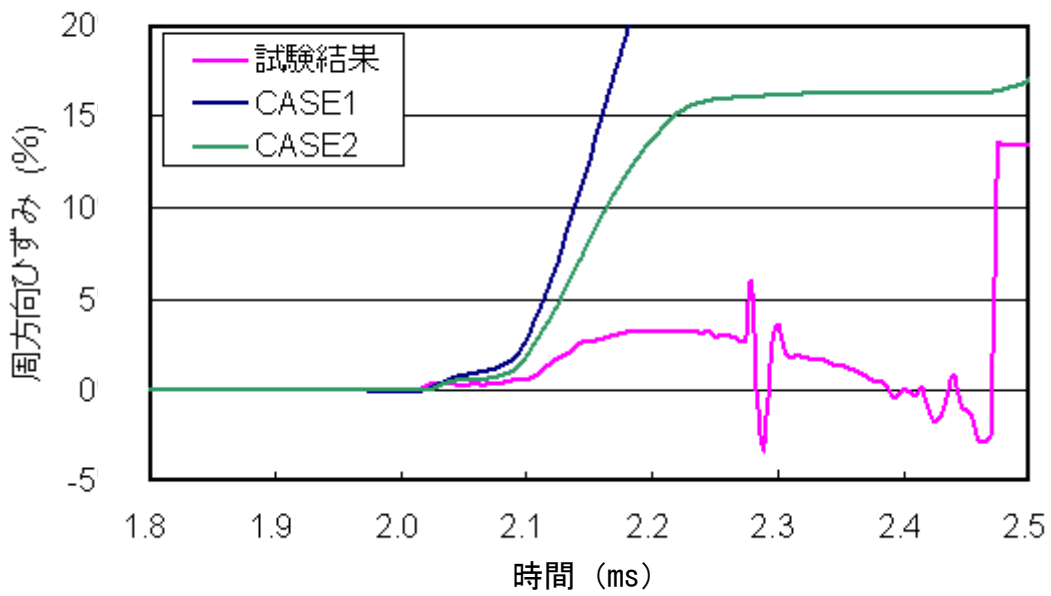


(d)  $\epsilon 8$

付録図 6.5.2-18(2/4) K-3 強度解析結果

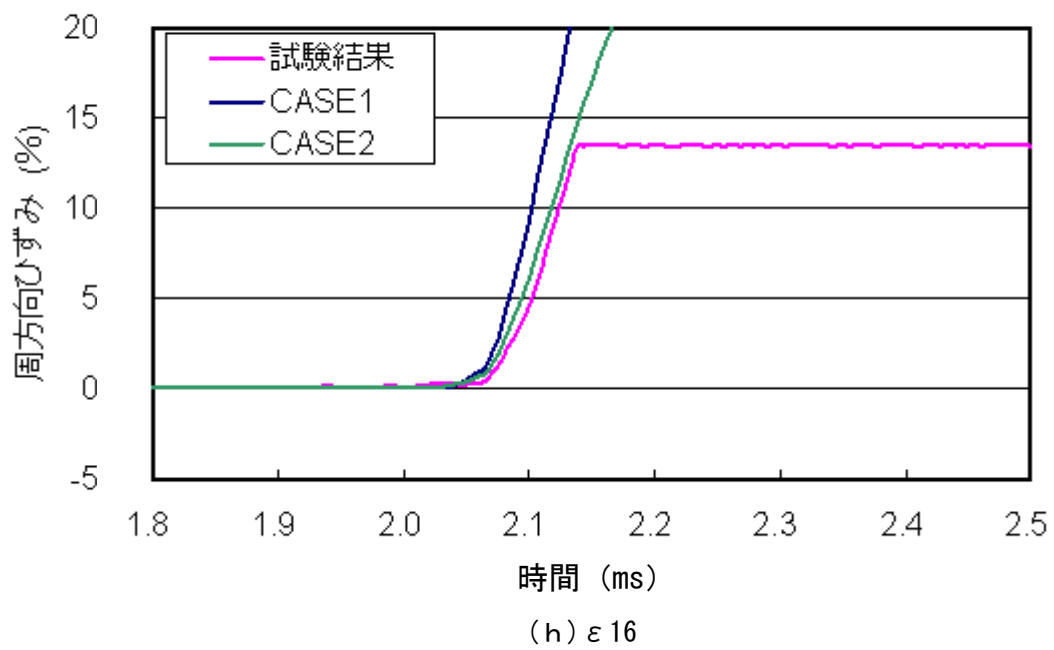
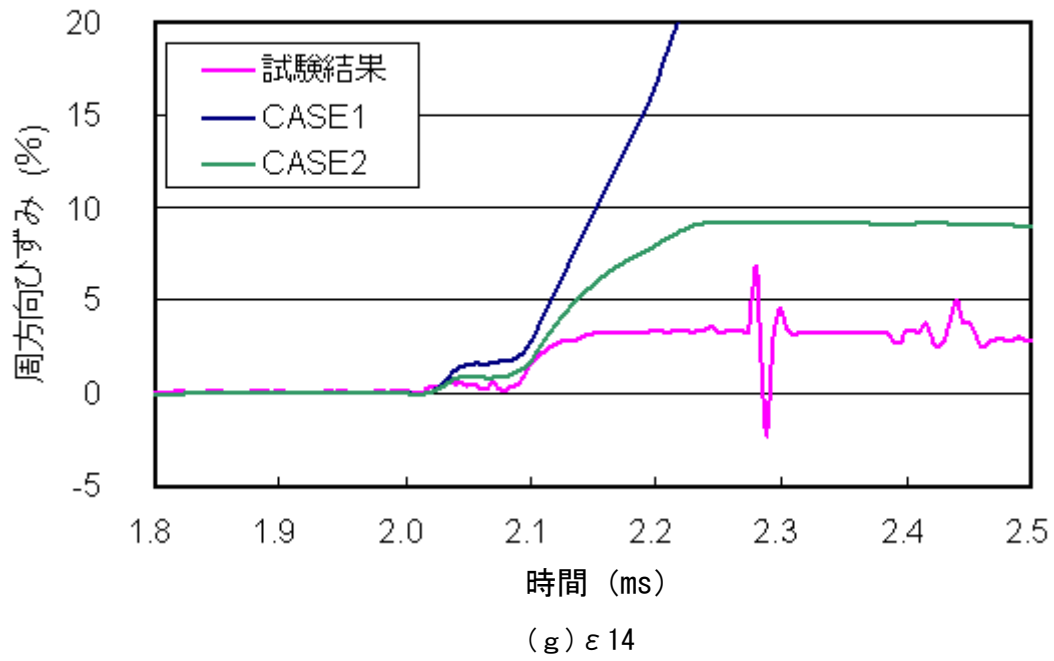


(e)  $\epsilon 10$



(f)  $\epsilon 12$

付録図 6.5.2-18(3/4) K-3 強度解析結果



付録図 6.5.2-18(4/4) K-3 強度解析結果

#### (4) K-4 試験模擬解析

##### a. FEM モデル

強度試験 (K-4) における強度解析に用いる FEM モデルは付録図 6.5.2-19 に示される 3次元モデルであり, 幾何学形状には同図に示される K-4 試験体の肉厚測定結果を考慮した。解析コードは LS-DYNA Ver.9.70 の Explicit (陽解法) を使用し, 3次元ソリッド要素を用いてモデル化した。なお, メッシュサイズについては別途感度解析を実施し, 軸方向 5mm ピッチで解析モデルを作成した。本モデルの拘束条件は, 同図に示されるサポートラグの翼部下面を拘束することで模擬している。

##### b. 解析用材料データ

K-4 強度解析に用いる応力とひずみのデータは K-1 強度解析と同様に付録図 6.5.2-2 の解析用材料データを用いる。

##### c. 入力用圧力波の設定

強度解析に入力する配管内圧力の履歴を爆轟解析により予測した。解析手法には付録 6.3 で検証された手法を用い, 付録図 6.5.2-20 に示す K-4 の爆轟解析体系を用いて解析を実施した。

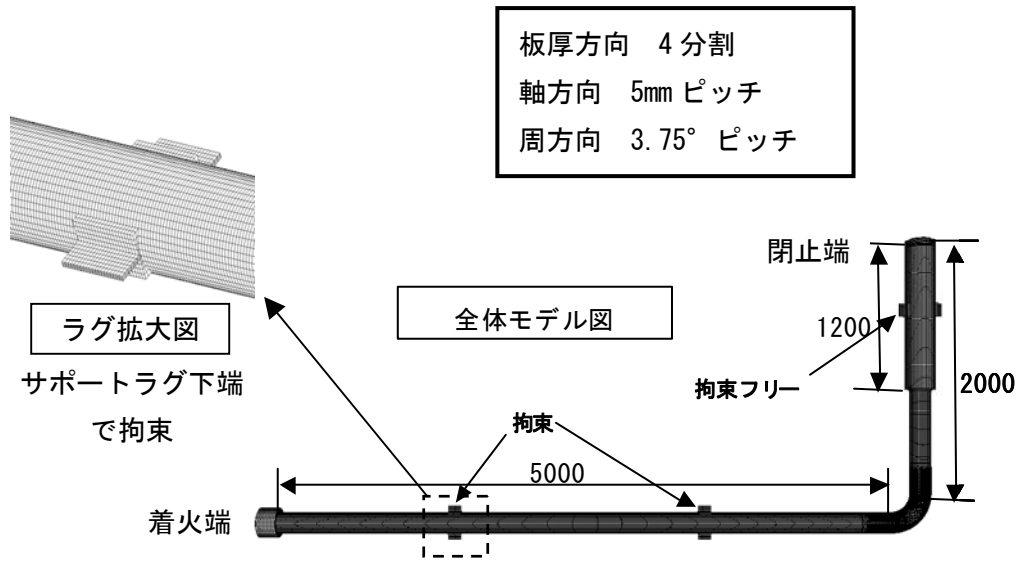
付録図 6.5.2-21 に K-4 試験の圧力測定点 P1~P4 にて測定された圧力時刻歴を解析結果と比較して示す。解析結果は, 付録 6.3 で検証した圧力補正係数  $\kappa (=0.85)$  を考慮している。なお, 解析結果は試験結果 P1 の立ち上がりと時間が一致するように表示した。

強度解析では, 爆轟解析で得られた圧力波をもとに, 配管内の各要素に圧力履歴を分布させた。図 6.5.2-22 に, 強度解析の入力に用いた圧力波形を示す。

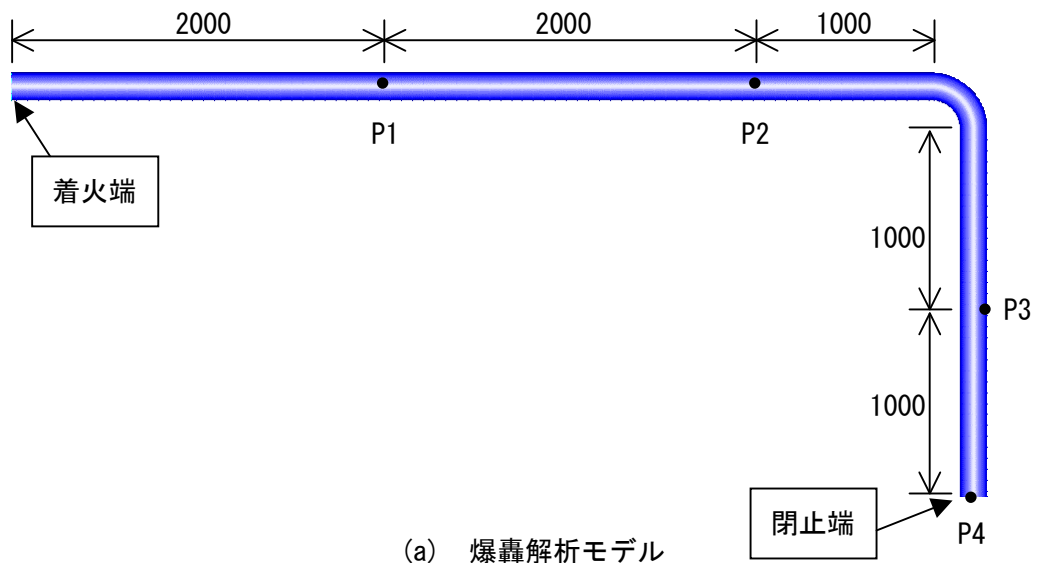
##### d. 強度解析結果

強度試験と強度解析を比較した結果を以下に示す。付録図 6.5.2-23 に K-4 試験体のひずみ計測位置を示す。また, 周方向ひずみの試験結果と解析結果の比較を付録図 6.5.2-24~6.5.2-27 に示す。

上流直管ではひずみをほぼ同等か保守的に算出した。エルボ 45°, 67.5° 位置では保守的にひずみを算出した。エルボ入口および出口, また, 下流直管では腹側と背側の差が試験と違いが見られるが, 腹と背の平均値としては試験を良く再現可能である。



付録図 6.5.2-19 FEM モデル

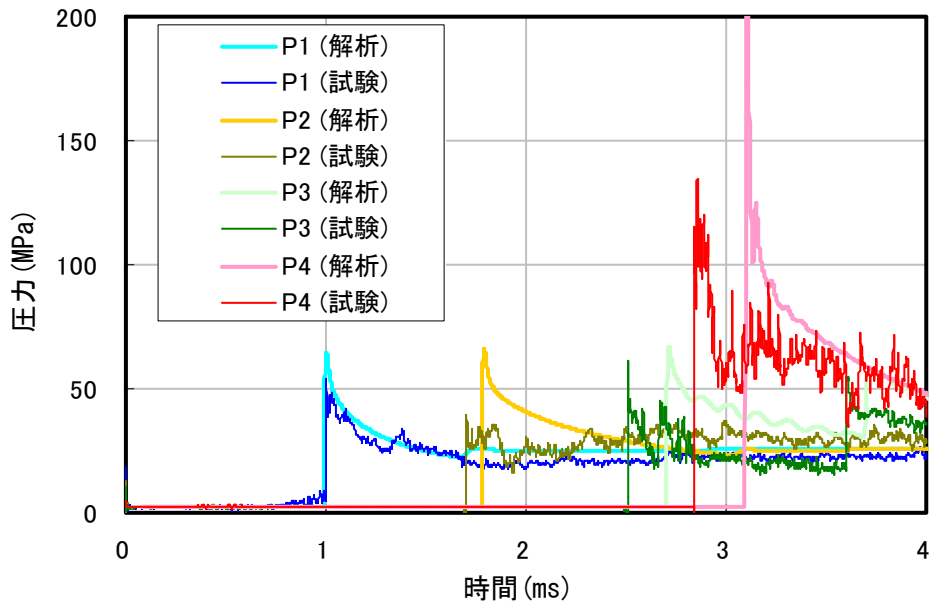


(a) 爆轟解析モデル

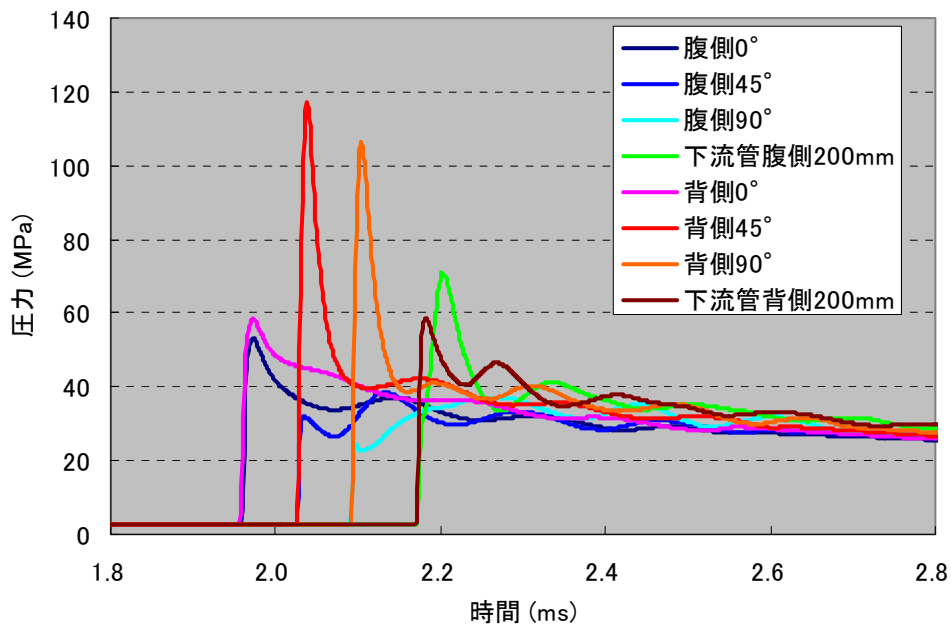
試験ケース番号	混合ガス条件	初期圧力 (MPa)	初期温度 (°C)
K-4	水素 57.3%, 酸素 32.5%, 窒素 10.2%	2.5	27

(b) 爆轟解析条件

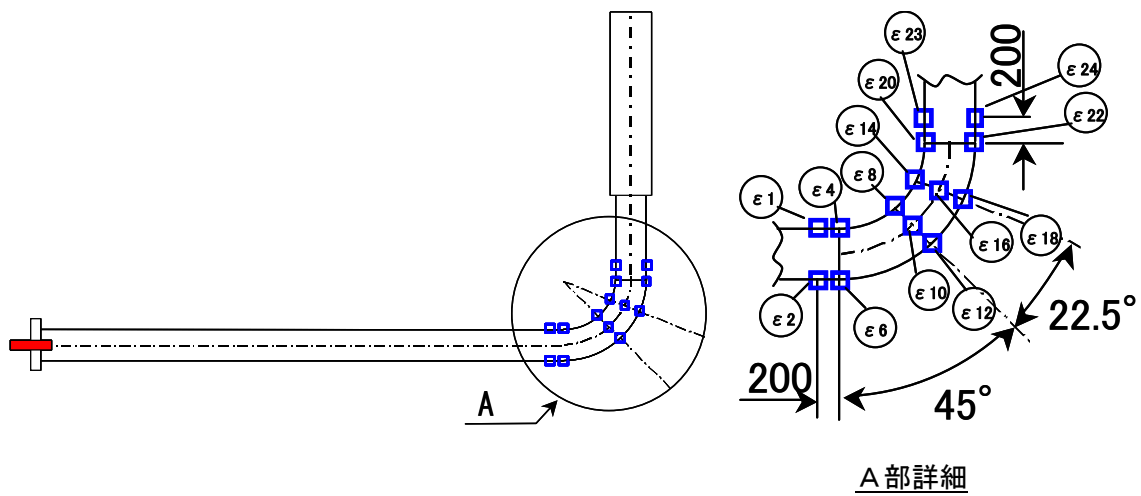
付録図 6.5.2-20 K-4 の爆轟解析体系



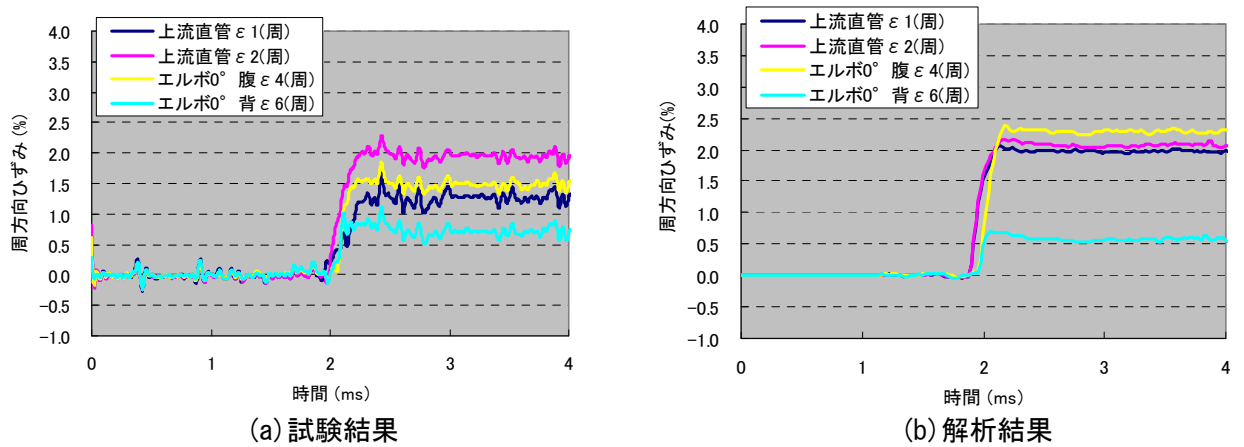
付録図 6. 5. 2-21 K-4 爆轟解析における試験結果と解析結果の比較



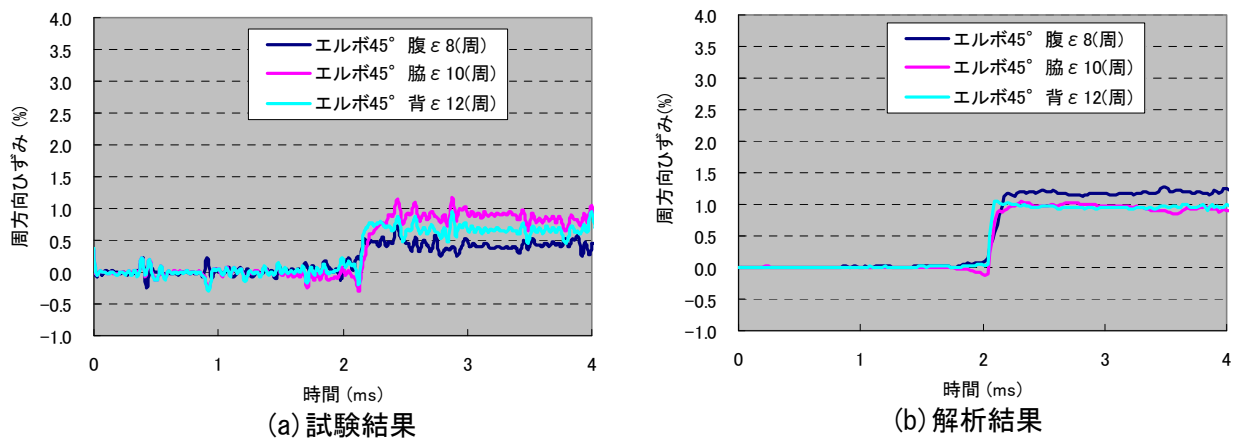
付録図 6. 5. 2-22 K-4 強度解析に用いた爆轟圧力波形



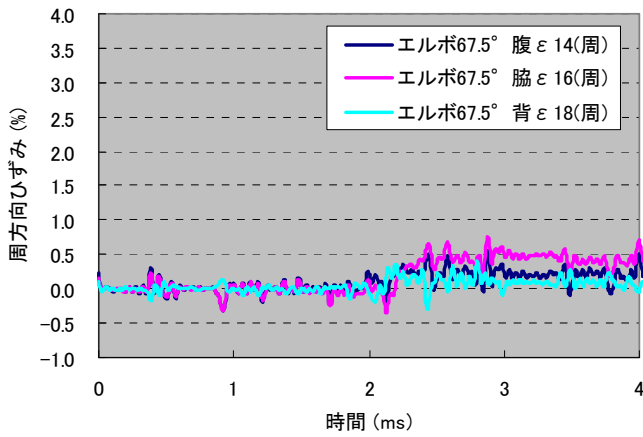
付録図 6. 5. 2-23 K-4 試験体 ひずみ計測位置



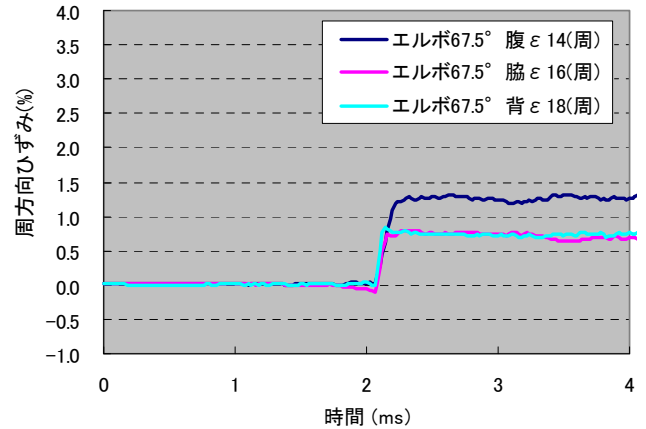
付録図 6. 5. 2-24 強度解析結果



付録図 6. 5. 2-25 強度解析結果

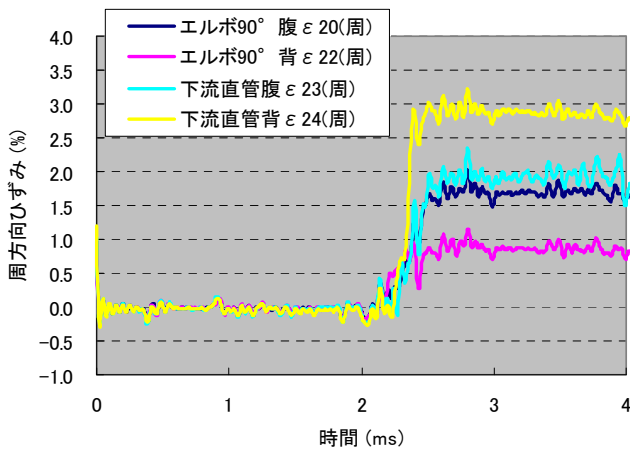


(a) 試験結果

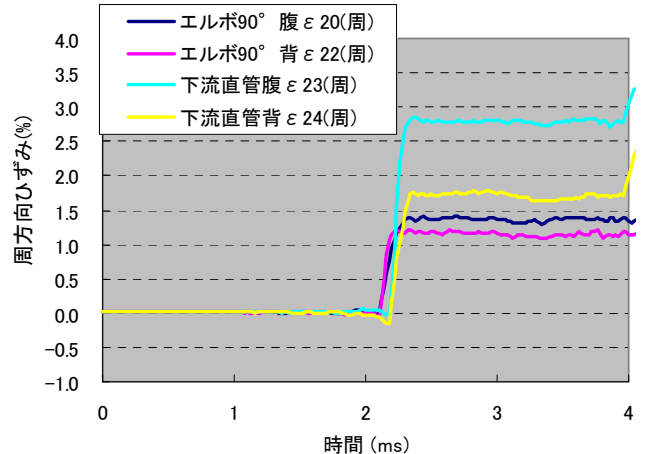


(b) 解析結果

付録図 6.5.2-26 強度解析結果



(a) 試験結果



(b) 解析結果

付録図 6.5.2-27 強度解析結果

#### (5) 試験模擬解析のまとめ

付録 6.3 で検証された爆轟解析を用いて配管内の圧力履歴を予測し、強度試験体の FEM モデルに入力することで強度試験の解析を実施した。

K-1, K-2 および K-3 試験体の解析では、圧力補正係数  $\kappa$  を考慮した爆轟解析結果を入力することで、試験結果に対して保守側に再現できることを確認した。同様に圧力補正係数  $\kappa$  を考慮した K-4 試験体の解析では、圧力波の乱れるエルボ下流において腹側と背側のひずみの差に試験と違いが見られたが、腹側と背側の平均値としては試験を良く再現可能である。

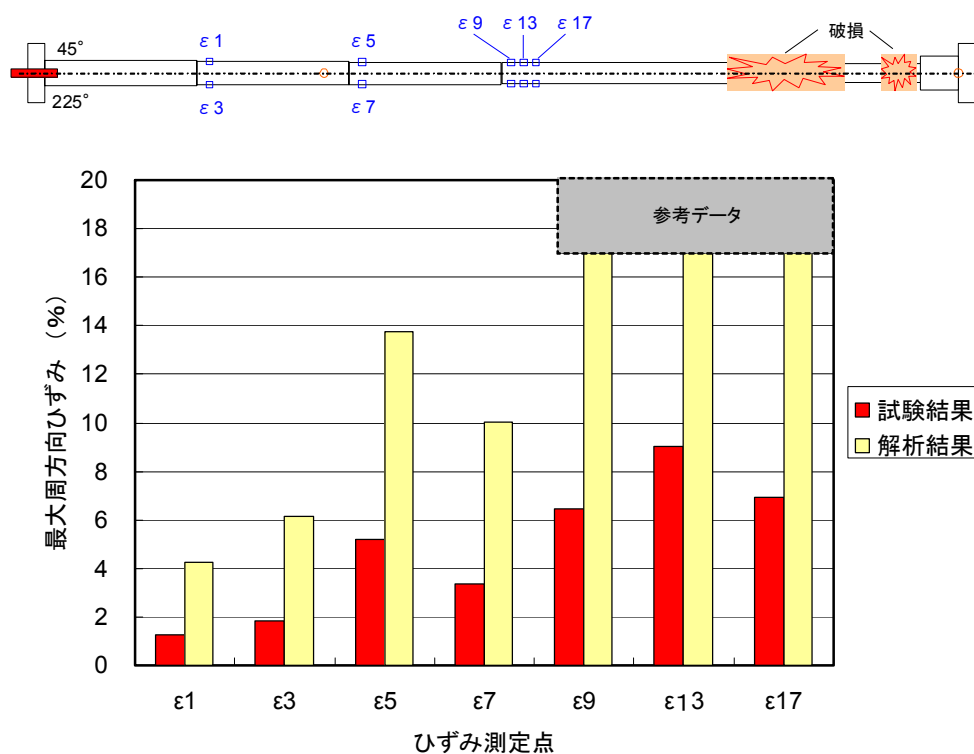
以上の結果から、付録 6.3 および 6.5 に示した一連の解析手法によって強度試験体の塑性変形を同等または保守的に再現可能であることが確認された。

## 付録6.6 評価裕度

付録6.3に記載の爆轟解析手法において、圧力補正係数 $\kappa$ を用いた爆轟解析を実施することにより、配管強度解析用の圧力条件を算出可能であることが確認されており、また、付録6.5に記載の強度解析を実施することにより爆轟圧力による配管変形を評価できることが確認されている。ここでは、解析手法のもつ評価裕度を確認した。

### (1) 直管部 (K-1 試験) の評価裕度について

試験体の軸方向各計測点における最大周方向ひずみの試験結果と解析結果を比較し付録図6.6-1に示す。この場合の解析によるひずみは、試験に比べて高く保守的であった。よって、圧力補正係数を適用しても1.0倍以上の裕度を持つことが確認された。

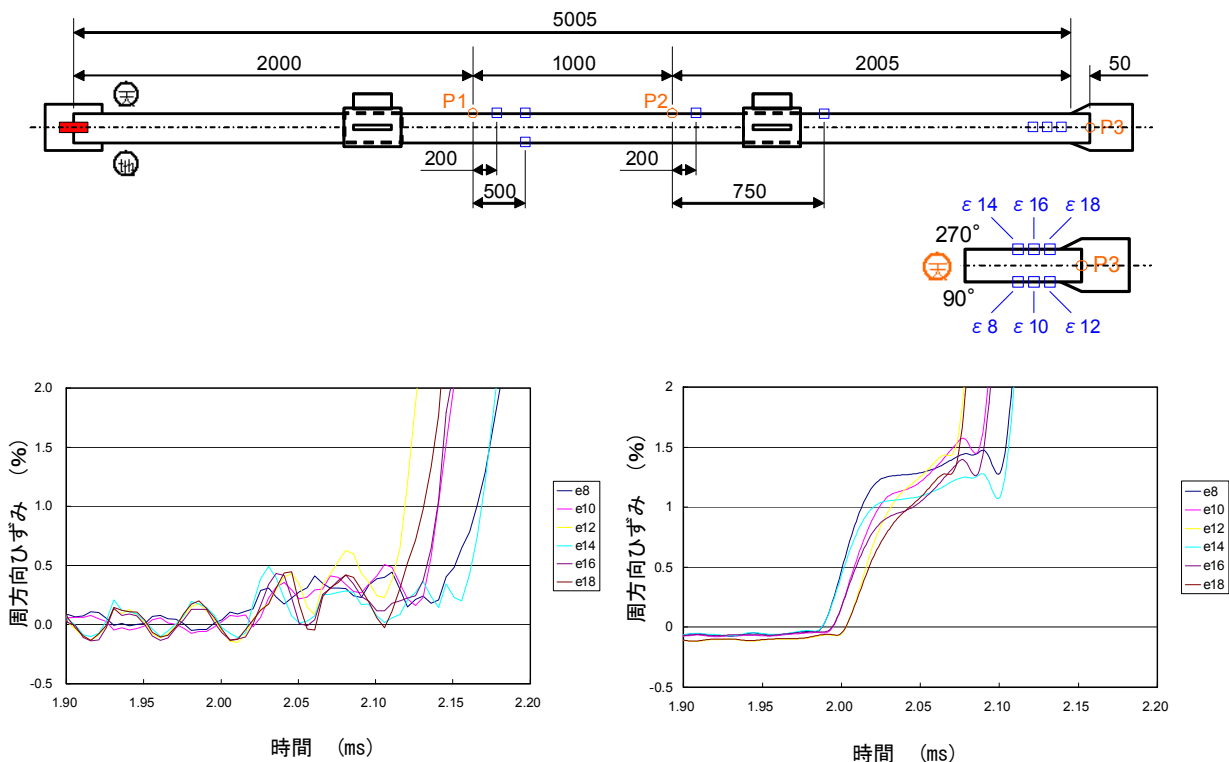


付録図 6.6-1 試験結果と解析結果の比較

(2) 閉止端 (K-2 試験) の評価裕度について

閉止端近傍の計測点における周方向ひずみの試験結果を付録図 6.6-2 に、解析結果を付録図 6.6-3 に示す。

この場合の解析によるひずみは、試験に比べて高く保守的であった。よって、圧力補正係数を適用しても 1.0 倍以上の裕度を持つことが確認された。

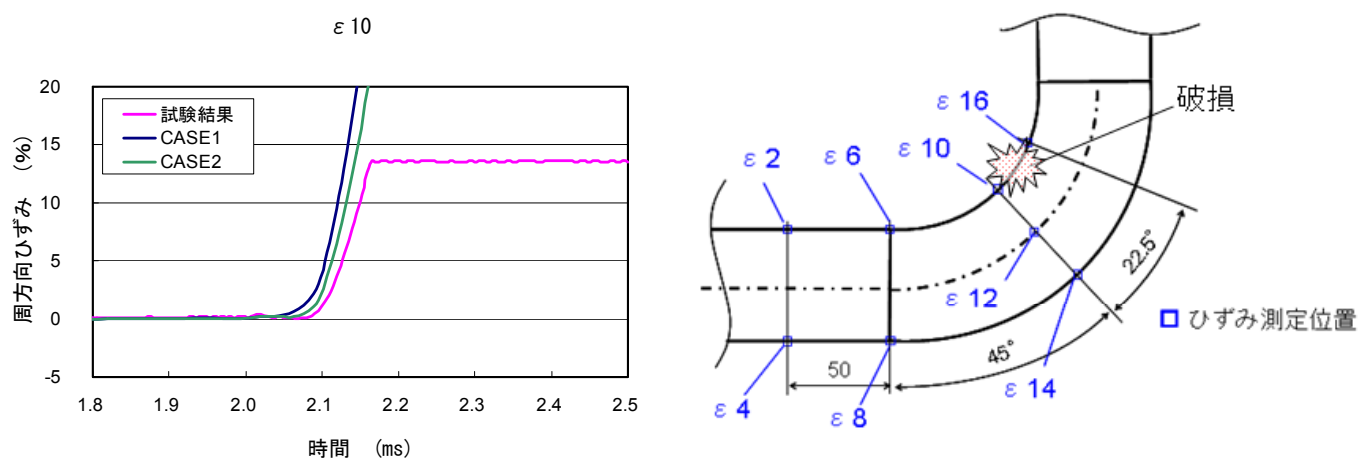


付録図 6.6-2 強度試験結果

付録図 6.6-3 強度解析結果

(3) エルボ部(K-3 試験)の評価裕度について

エルボ腹側 ( $\epsilon 10$  位置) におけるひずみの試験結果と解析結果を比較し付録図 6.6-4 に示す。この場合の解析によるひずみは、試験に比べてほぼ同様であり、圧力補正係数を適用しても 1.0 倍以上の裕度を持つことが確認された。



付録図 6.6-4 試験結果と解析結果の比較

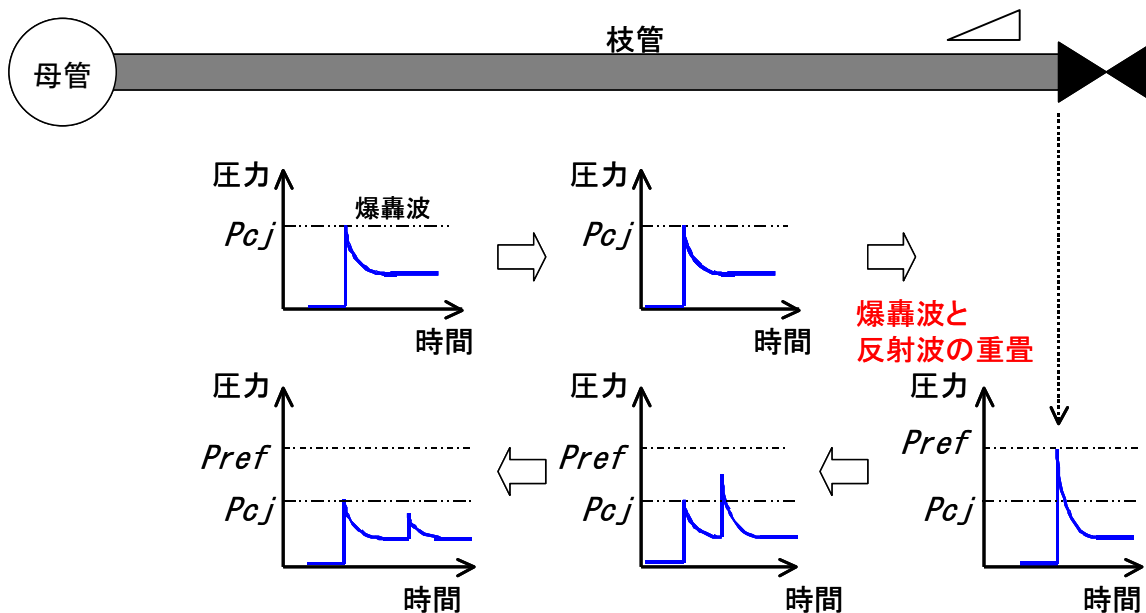
## 付録6.7 強度評価対象部位の選定

### (1) 直管部

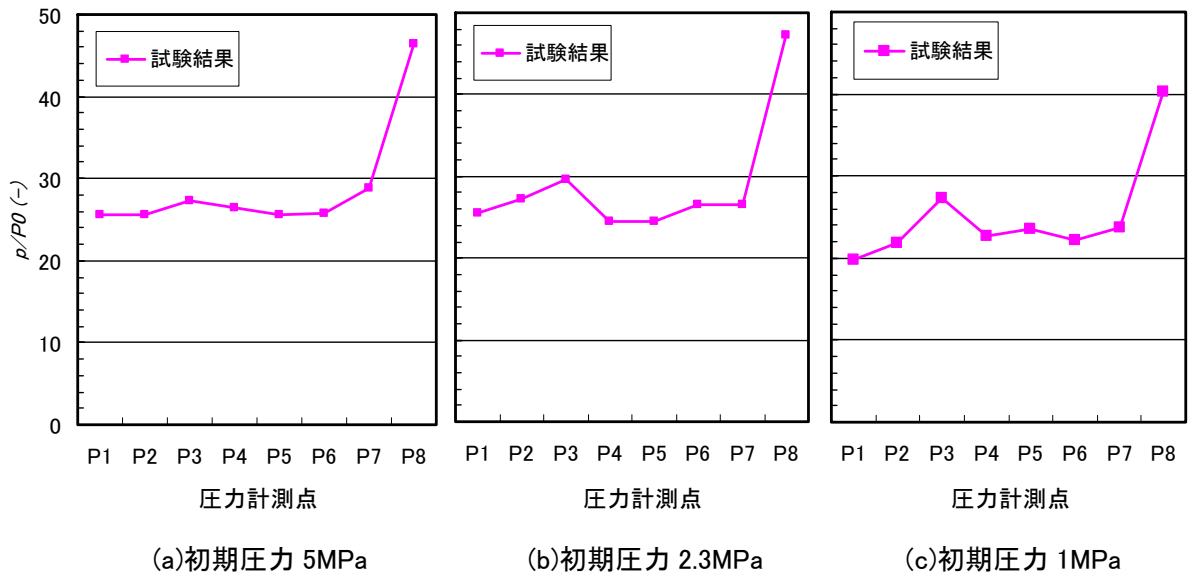
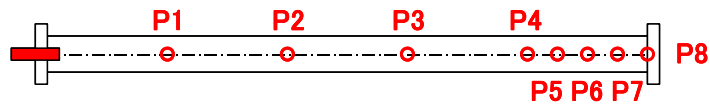
付録1.2 混合ガス蓄積試験、付録1.4 混合ガスの蓄積過程で示したように、枝管からの放熱により、混合ガスは、閉止端で仕切られた先端部から徐々に蓄積することが明らかになっている。したがって、枝管内での混合ガス濃度は、閉止端側が最大となる。このため、枝管内に蓄積した混合ガスが何らかの要因で着火して爆轟に至った場合には、爆轟波は、混合ガス濃度が低い母管側ではなく、高濃度側の閉止端に向かって進行すると考えられている。付録図6.7-1に示すように、閉止端は弁等の剛体で構成されており、剛体反射による反射波と爆轟波との重畳影響により、爆轟圧力が増加する。反射波は主蒸気を内包する配管（母管）方向に進行するに従って圧力が低下する。D-1試験体の試験結果からも、付録図6.7-2に示す燃焼前の混合ガス圧力( $P_0$ )に対する爆轟圧力および閉止端部での圧力比のように、直管と閉止端で構成される枝管では、閉止端部での圧力比が高くなっている。

また、K-2試験体の試験結果からも、付録図6.7-3のひずみ計測データのように、閉止端部でのひずみが直管部よりも高くなっている。

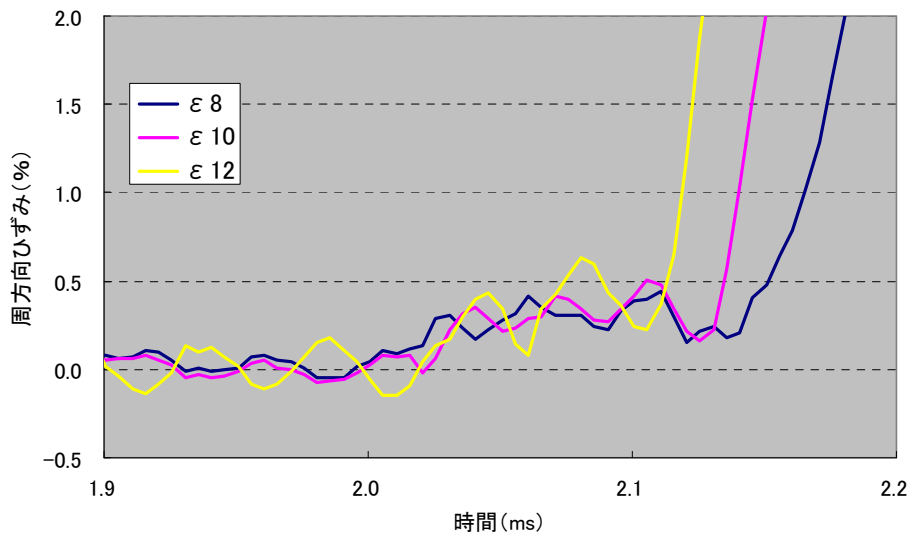
これらの試験結果から、直管と閉止端で構成される枝管では、閉止端を強度評価対象とする。



付録図 6.7-1 枝管(直管および閉止端)での圧力上昇



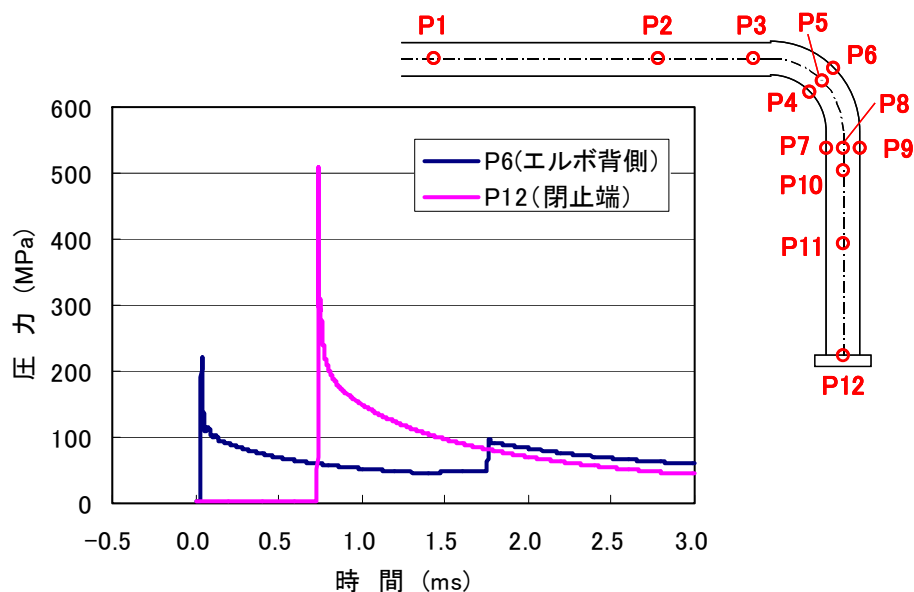
付録図 6.7-2 D-1 試験体 圧力計測点での圧力比



付録図 6.7-3 ひずみ計測結果

(2) エルボ

付録図 6.7-4 に、爆轟試験解析におけるエルボ部と閉止端の圧力波を示す。付録図 6.7-4 での時間軸の基準は、P1 位置に爆轟波が到達した時間を 1ms としている。エルボ部の最大圧力は 45° 位置の背側(P6 位置)となるが、閉止端部の圧力は、エルボ部の圧力を上回っており、直管部と同様、閉止端を強度評価対象とすることとした。



付録図 6.7-4 エルボ背側と閉止端での圧力波形の比較  
(初期圧力 5MPa での解析結果)

### (3) ティー

付録図 6.7-5 に、爆轟試験解析におけるティー付根部と閉止端の圧力波を示す。ティーでの最大圧力は付根部(P10 位置)であるが、閉止端部の圧力がティー付根部の圧力を上回っており、直管部と同様、閉止端を強度評価対象とすることとした。

爆轟解析によって求めたティー内部の圧力波履歴を強度解析モデルに入力することで、ティー部のひずみを評価した。また、閉止端を模擬した直管について、反射波によって生じるひずみを強度解析によって求め、両者を比較した。

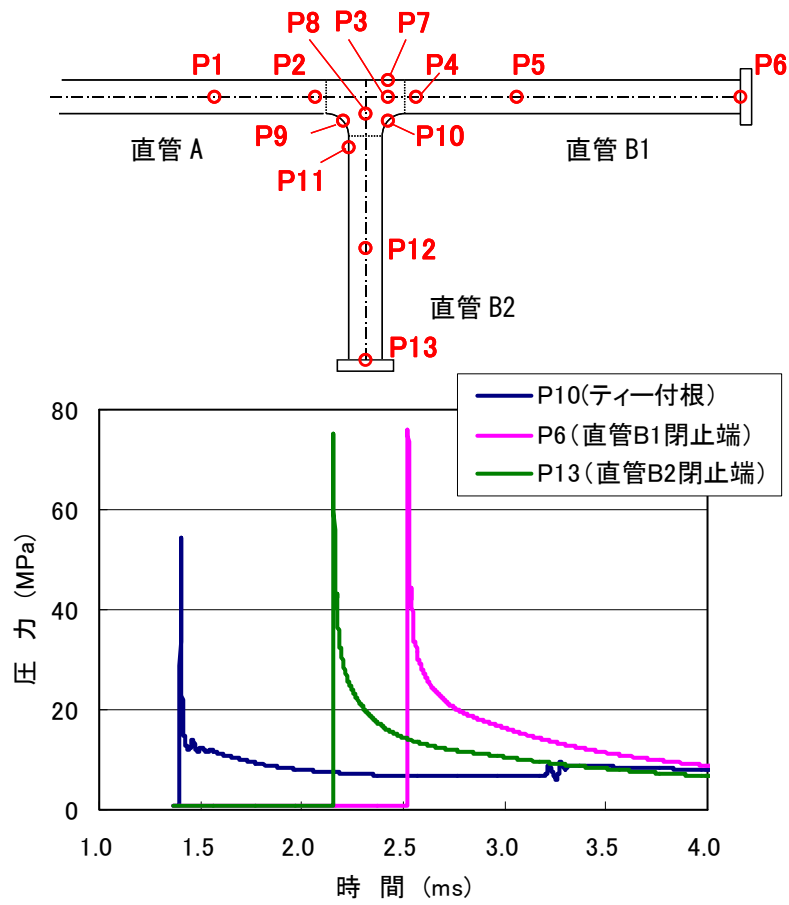
ティーおよび閉止端の解析モデルを付録図 6.7-6 に示す。管形状は、爆轟試験のティー試験体を模擬した。管口径は 50A(60.5 mm)である。配管厚さは、一様に呼び厚さ Sch160 配管厚さ 8.7 mm とした。枝管と母管の接続部は、一般的に公称肉厚より厚くなるが、その分布は複雑となるため、FEM モデルでは保守的に公称肉厚一様とした。モデル化の範囲は、ティーを中心に母管を両側に 500mm、枝管を 500mm とした。また、閉止端は長さ 1000mm、口径 50A、配管厚さ 8.7 mm の直管をモデル化し、端部を厚さ 30mm の板で閉止した。メッシュサイズは、軸方向長さを 2mm 以下とした。

材料の機械的特性は、付録 6.4 に示した材料試験 M-2 の結果を用いた。これを、付録 6.5 の強度解析手法で解説したように、応力-ひずみ関係を真応力-対数ひずみ関係に変換して用いた。

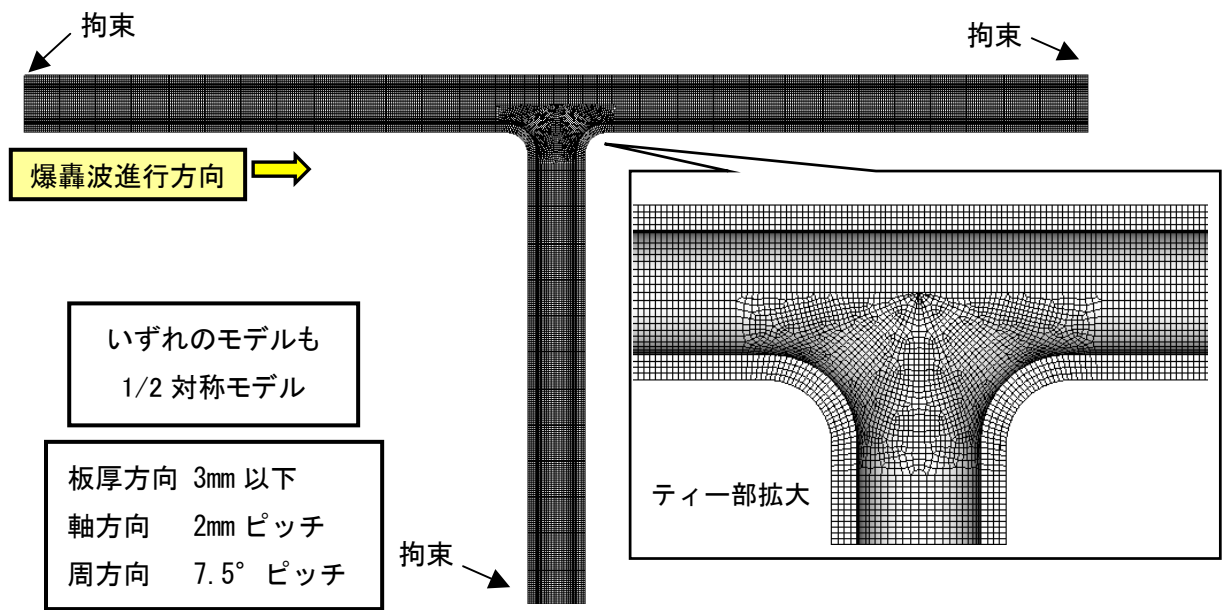
ティー内部の圧力波は、付録 6.3 で検証された爆轟解析手法に基づき算出した、爆轟解析結果に圧力補正係数  $\kappa$  を乗じた波を用いた。モデルに塑性変形を生じさせるように初期圧力を 5MPa とした。閉止端部の圧力波は、初期圧力 5 MPa の爆轟試験直管試験体の爆轟解析結果に圧力補正係数  $\kappa$  を乗じた圧力波を用いた。強度解析に用いた圧力波を付録図 6.7-7 に示す。

強度解析により求めた相当塑性ひずみ分布を付録図 6.7-8 に示す。ティーの最大ひずみは、ティー付け根部の下流側に生じた 3.7% である。この部分は爆轟波の反射によって圧力が高くなる位置である。一方、閉止端の最大ひずみは 6.1% となった。ティーの内部では圧力波の複雑な挙動によって直管に比べて圧力が高くなる箇所が存在するが、より高いひずみが発生するのは閉止端であることがわかった。

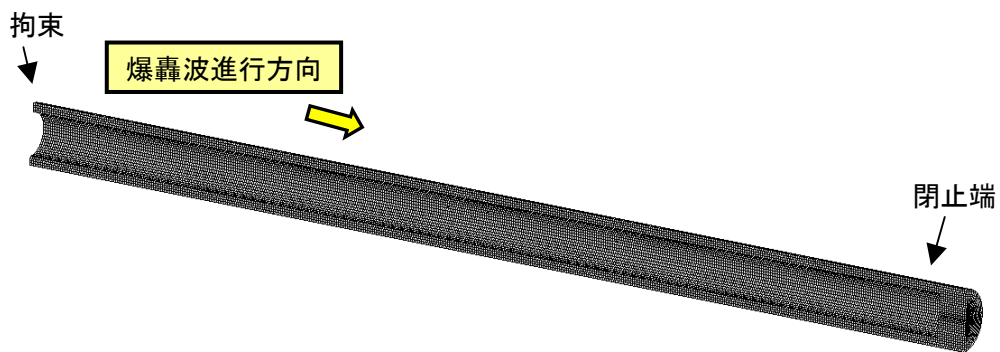
以上の結果から、配管系にティーと閉止端が存在する場合、閉止端の強度評価を行うことで系の健全性を評価できることが示された。



付録図 6.7-5 ティー付根と閉止端での圧力波形の比較  
 (初期圧力 0.8MPa での解析結果)

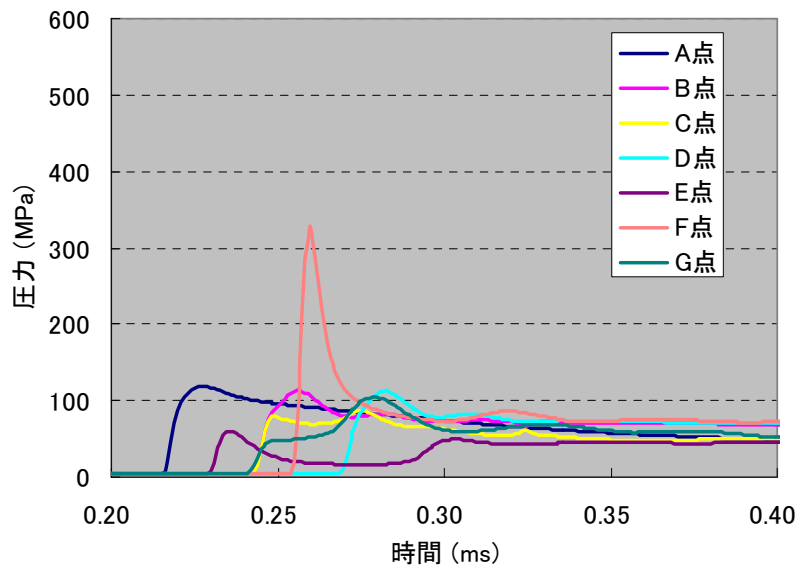
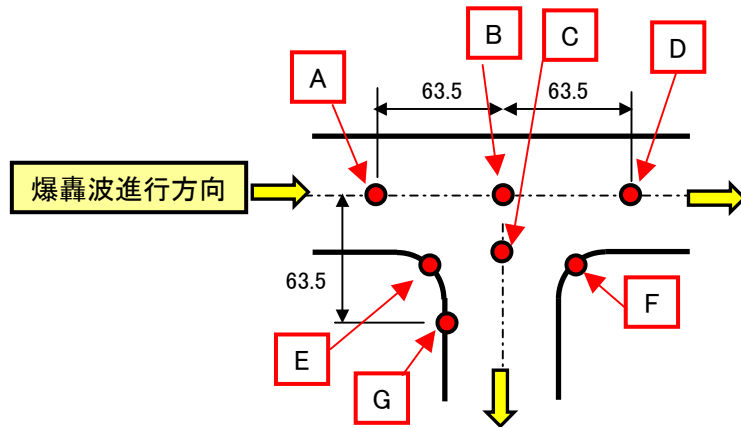


(a) ティーの FEM モデル

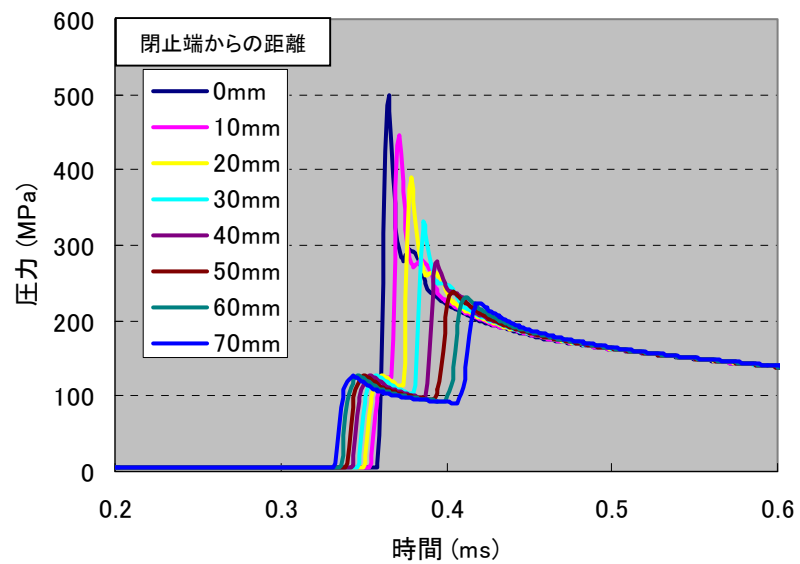


(b) 比較用の閉止端 FEM モデル

付録図 6.7-6 ティー強度解析モデル

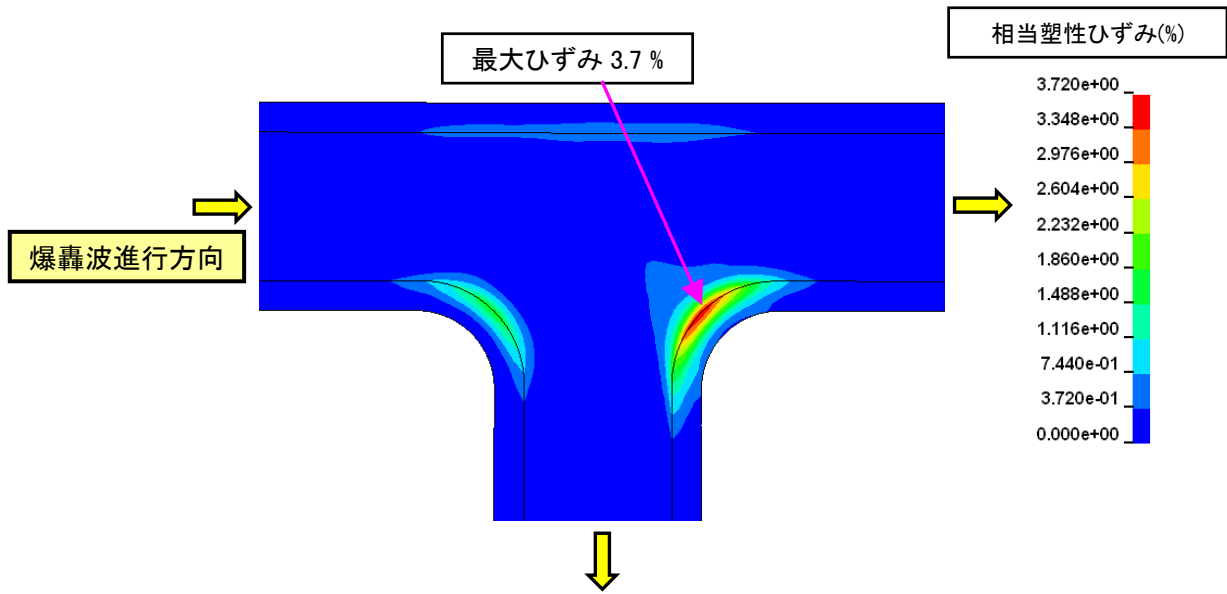


(a) ティー部

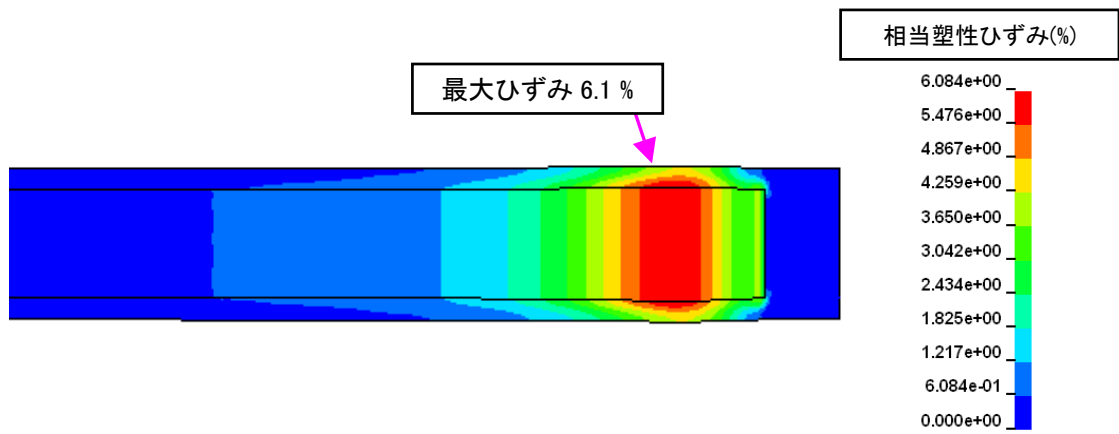


(b) 閉止端部

付録図 6.7-7 入力圧力波の設定



(a) ティー部の相当塑性ひずみ分布



(b) 閉止端の相当塑性ひずみ分布

付録図 6.7-8 強度解析結果

#### (4) レジューサ

付録図 6.7-9 に、爆轟試験解析におけるレジューサ前後と閉止端の圧力波を示す。レジューサでの最大圧力はレジューサ中央(P4 位置)となるが、閉止端部の圧力がレジューサ中央の圧力を上回っており、直管部と同様、閉止端を強度評価対象とすることとした。

爆轟解析によって求めたレジューサ内部の圧力波履歴を、強度解析モデルに入力することでレジューサ部のひずみを評価した。また、閉止端を模擬した直管について、反射波によって生じるひずみを強度解析によって求めた。両者のひずみを比較することで、強度評価の対象とする配管構成要素を判断した。

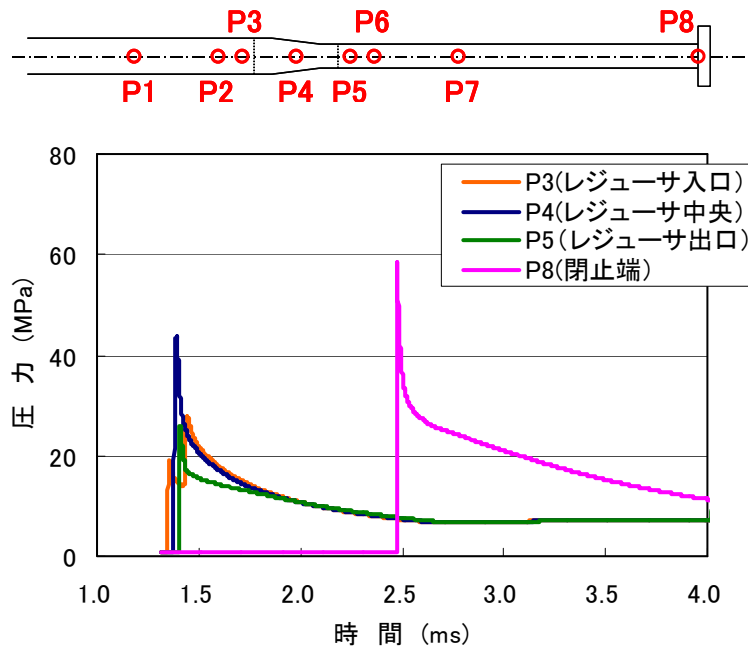
レジューサおよび閉止端の解析モデルを付録図 6.7-10 に示す。管の形状は、爆轟試験のレジューサの形状を模擬した。レジューサの口径は 50A-25A (60.5 mm-34.0 mm)、呼び厚さは Sch160 (8.7 mm-6.7 mm) である。レジューサ部の配管厚さは、爆轟試験のレジューサ試験体の断面写真を参考に、実際の配管厚さ分布を模擬した。モデル化の範囲は、レジューサ前後の直管 500mm とした。一方、閉止端モデルは、長さ 1000mm の口径 25A の直管をモデル化し、端部を厚さ 30mm の板で閉止した。メッシュサイズは、軸方向長さを 2mm 以下とした。

材料の機械的特性は、付録 6.4 に示した材料試験 M-2 の結果を用いた。これを、付録 6.5 の強度解析手法で解説したように、応力-ひずみ関係を真応力-対数ひずみ関係に変換して用いた。

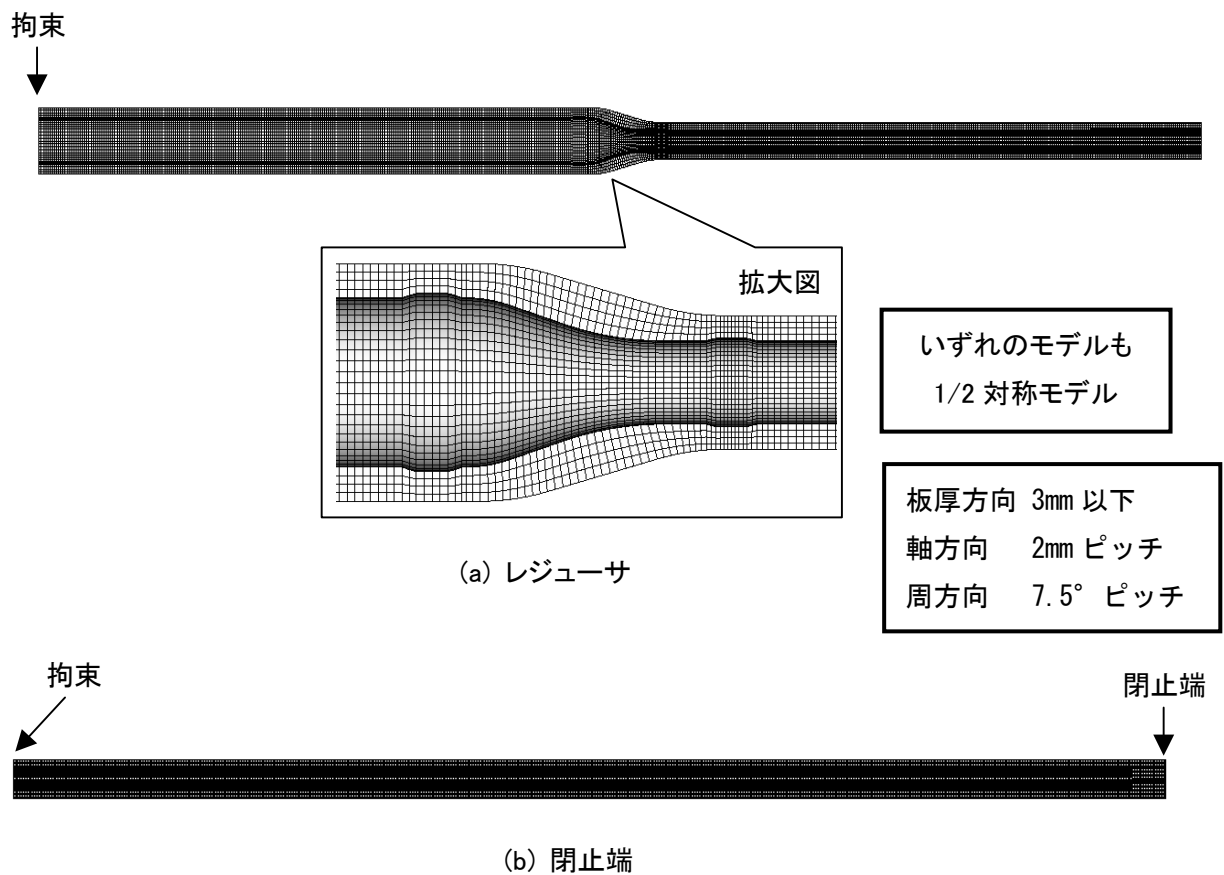
レジューサ内部の圧力波は、付録 6.3 で検証された爆轟解析手法に基づき算出した。モデルに塑性変形を生じさせるように初期圧力を 5MPa とした。閉止端部の圧力波は、初期圧力 5 MPa の爆轟試験直管試験体の爆轟解析結果に圧力補正係数  $\kappa$  を掛けた圧力波を用いた。強度解析に用いた圧力波を付録図 6.7-11 に示す。

強度解析により求めた相当塑性ひずみ分布を付録図 6.7-12 に示す。レジューサの最大ひずみは、口径変化部より上流側に発生する。これは、絞り部で爆轟波が反射し、高い反射圧力が上流に向かって進むためである。最大ひずみは 1.0% となった。一方、閉止端の最大ひずみは 2.1% となり、レジューサ近傍より高い。

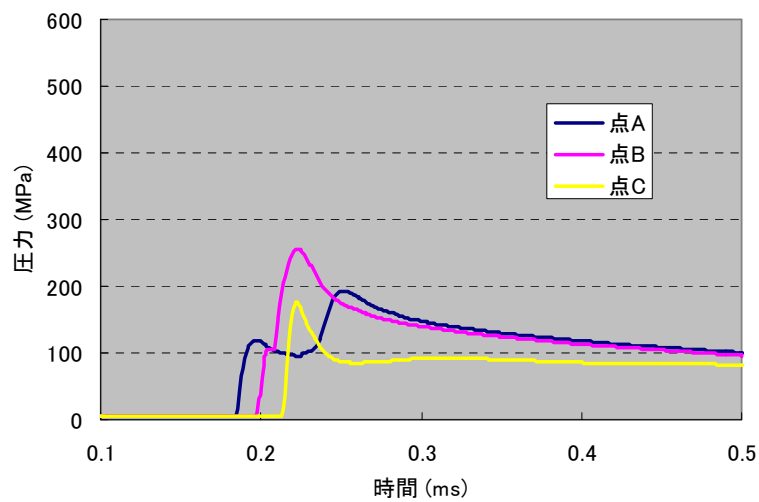
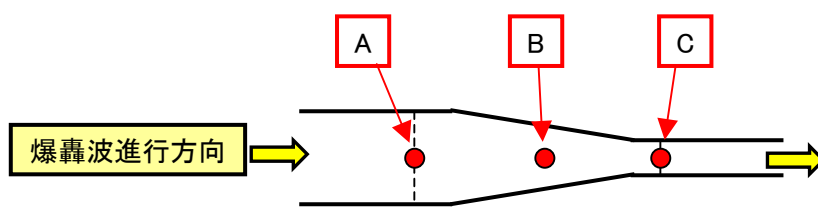
以上の結果から、配管系にレジューサと閉止端が存在する場合、閉止端の強度評価を行うことで系の健全性を評価できることが示された。



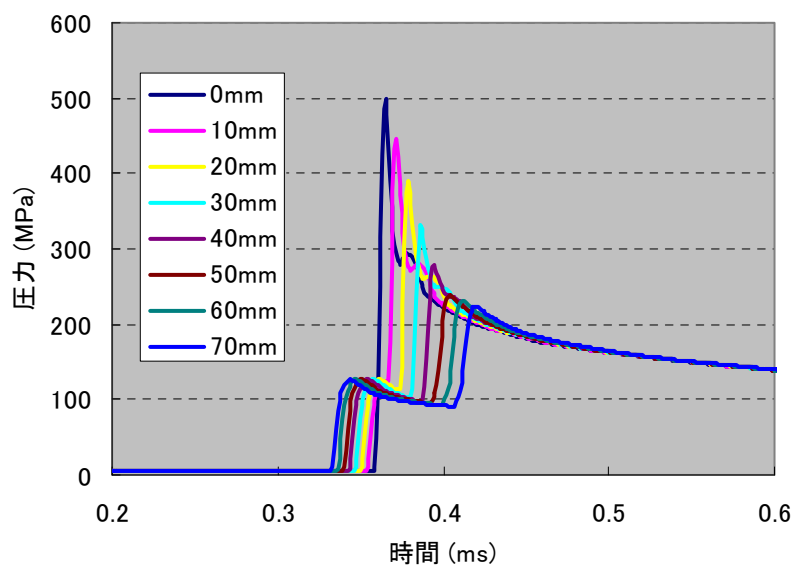
付録図 6.7-9 レジューサ中央と閉止端での圧力波形の比較  
(初期圧力 0.8MPa での解析結果)



付録図 6.7-10 FEM モデル

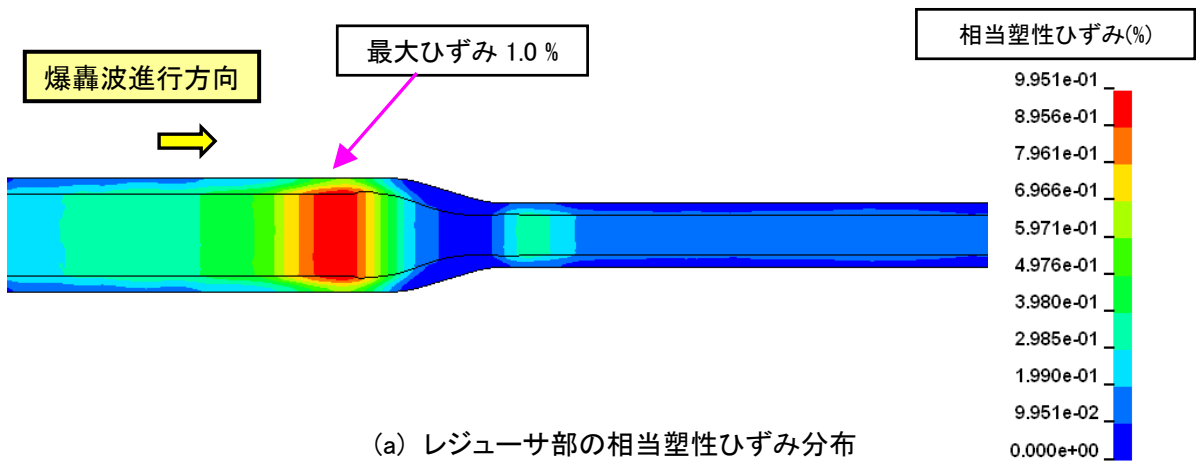


(a) レジューサ部

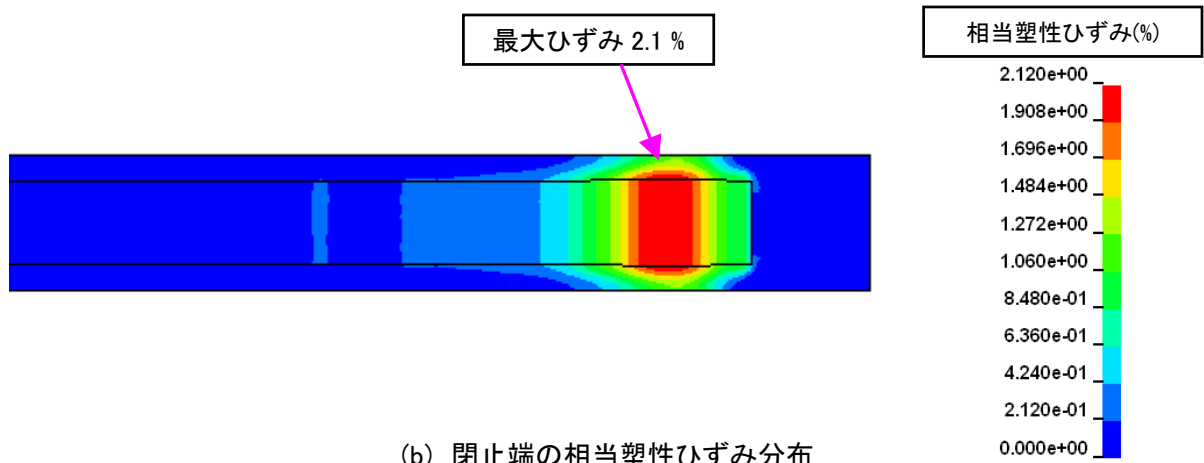


(b) 閉止端部

付録図 6.7-11 入力圧力波の設定



(a) レジューサ部の相当塑性ひずみ分布



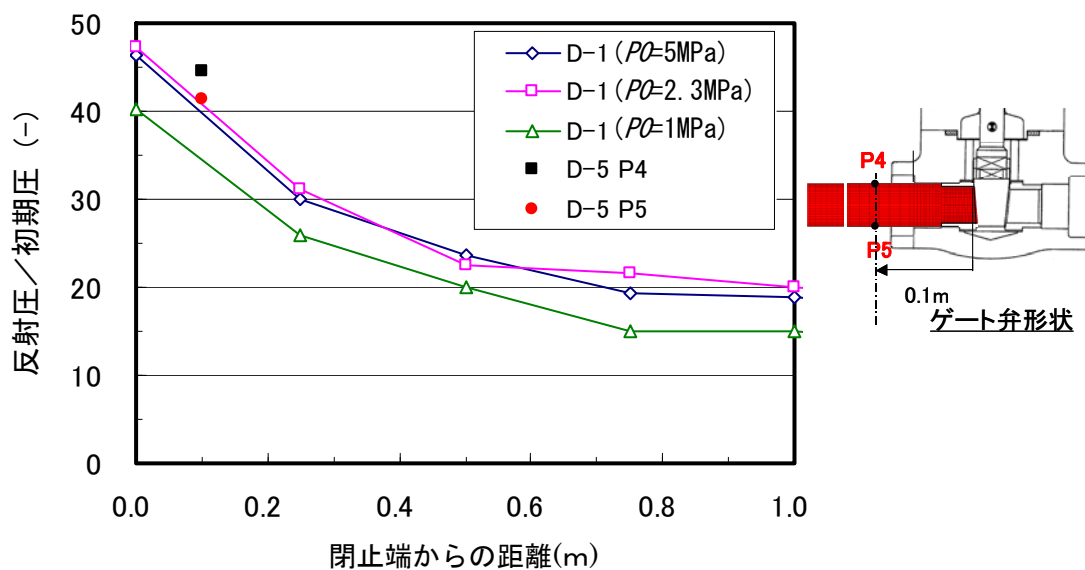
(b) 閉止端の相当塑性ひずみ分布

付録図 6.7-12 強度解析結果

(5) 弁, 水封

弁閉止部については、初期圧力 0.3MPa 条件における試験データと解析結果の比較を前述の付録図 6.3-23 に示す。弁閉止の試験体では、弁取付部近傍の計測点が閉止端である弁体から 0.1m 離れており、付録図 6.7-13 に示す反射圧力のピーク値(初期圧力で規格化)は、直管試験体系での閉止端近傍での反射圧力の結果よりも低下している。また、試験結果/解析結果ともに、弁体の傾斜が反射特性に及ぼす影響が小さいことが確認されている。

弁体は配管に比べ厚肉であり、また、爆轟の反射圧力は弁取合部から閉止端までの距離に応じて減衰することから、弁体は閉止端として評価する。水封閉止部での反射特性については、初期圧力 0.3MPa および初期圧力 0.8MPa 条件における試験データと解析結果の比較を、前述の付録図 6.3-25, 付録図 6.3-26 に示している。水封部の圧力特性は、水面を通して爆轟波のエネルギーの一部が吸収されるため、閉止端部に比べ反射圧力が低下することが確認されている。また、解析モデルとしては、保守的に剛体の閉止端として模擬しており、試験で計測された水面での反射圧力を解析結果が上回ることを確認している。以上より、弁閉止部、水封閉止部についても、剛体の閉止端としてモデル化して評価する。



付録図 6.7-13 弁取付部近傍での反射ピーク圧力と直管試験結果の比較

## 付録 6. 8 配管構成要素の圧力影響範囲

閉止端，エルボ，ティー，レジューサ等の配管構成要素が互いに直管を介して離れて配置されて，配管構成要素による反射波や爆轟波の圧力の乱れが次の配管構成要素の圧力に与える影響が無視できる場合には，付録 6.7 に示すとおり，閉止端で各配管構成要素を代表して配管健全性を確認することができる。配管構成要素が互いに近接して配置されて圧力の乱れが無視できない場合には，閉止端よりも圧力が高くなる可能性があるため，爆轟解析により配管各部の圧力を求めて強度評価を実施する。

ここでは，各配管構成要素が互いに圧力に影響を及ぼす恐れのある範囲を示す。

各配管構成要素による圧力への影響は，各配管構成要素での反射波による圧力波によって手前の配管構成要素に影響する場合と，各配管構成要素によって爆轟進行波の圧力が増加し，次の配管構成要素に影響する場合の 2 つのケースがある。付録図 6.8-1 に示すように，前者は反射した配管構成要素から離れるに従って圧力が減衰し，ある距離以上で爆轟進行波の圧力以下になる。これに対して，後者は圧力を増加させた配管構成要素から，十分に離れたところで直管の爆轟進行波の圧力に戻る。直管の爆轟進行波程度の圧力に減衰すれば，その後の配管構成要素の圧力は直管の爆轟進行波によって生じる圧力と同程度になることから，反射波または各配管構成要素での反射波による圧力波では直管の爆轟進行波以下に圧力が減衰するまでの範囲，各配管構成要素によって直管での爆轟進行波の圧力が増加する場合では，直管の爆轟進行波に対して 1.1 倍以内に圧力が減衰するまでの範囲を圧力影響範囲として設定する。反射波の生じる配管構成要素は，閉止端である。配管構成要素での反射波による圧力波の生じる配管構成要素には，レジューサ（縮管）が，爆轟進行波の圧力が増加する配管構成要素には，エルボ，ティー，レジューサ（縮管）がある。閉止端，エルボ，ティー，レジューサに設定した圧力影響範囲を付録表 6.8-1 に示す。

### （1）閉止端部からの反射波

閉止端からの距離に対する反射圧力の大きさを爆轟解析で求めた結果について，付録図 6.8-2 に初期圧力が異なった場合，付録図 6-8-3 に口径が異なった場合，付録図 6.8-4 に枝管長さが異なった場合を示す。反射波の減衰する距離は初期圧力や口径には依存しないが，枝管長さが長くなると減衰する距離が伸び，着火端から閉止端までの距離の 1/10 以上で圧力が爆轟進行波以下になる。したがって，閉止端の圧力影響範囲は枝管長さの 1/10 とする。なお，混合ガス蓄積部の長さが判明している場合は，その長さの 1/10 としてもよい。

## (2) エルボ

エルボ出口からの距離に対する爆轟圧力の大きさを爆轟解析で求めた結果について、付録図 6.8-5 にエルボ曲げ半径が異なった場合、付録図 6.8-6 に 450A エルボの場合を示す。エルボ出口側の爆轟圧力が直管の爆轟圧力の 1.1 倍以下に減衰する距離は、エルボ曲げ半径の違いによる影響は小さいが口径による影響は大きい。枝管外径を  $do$  とすると、50A の配管の場合はエルボ出口から  $2do$  以上、450A の配管の場合はエルボ出口から  $3do$  以上で直管の爆轟圧力の 1.1 倍以下に減衰する。このため、エルボの圧力影響範囲は、エルボ出口より  $3do$  以内とする。

## (3) ティー

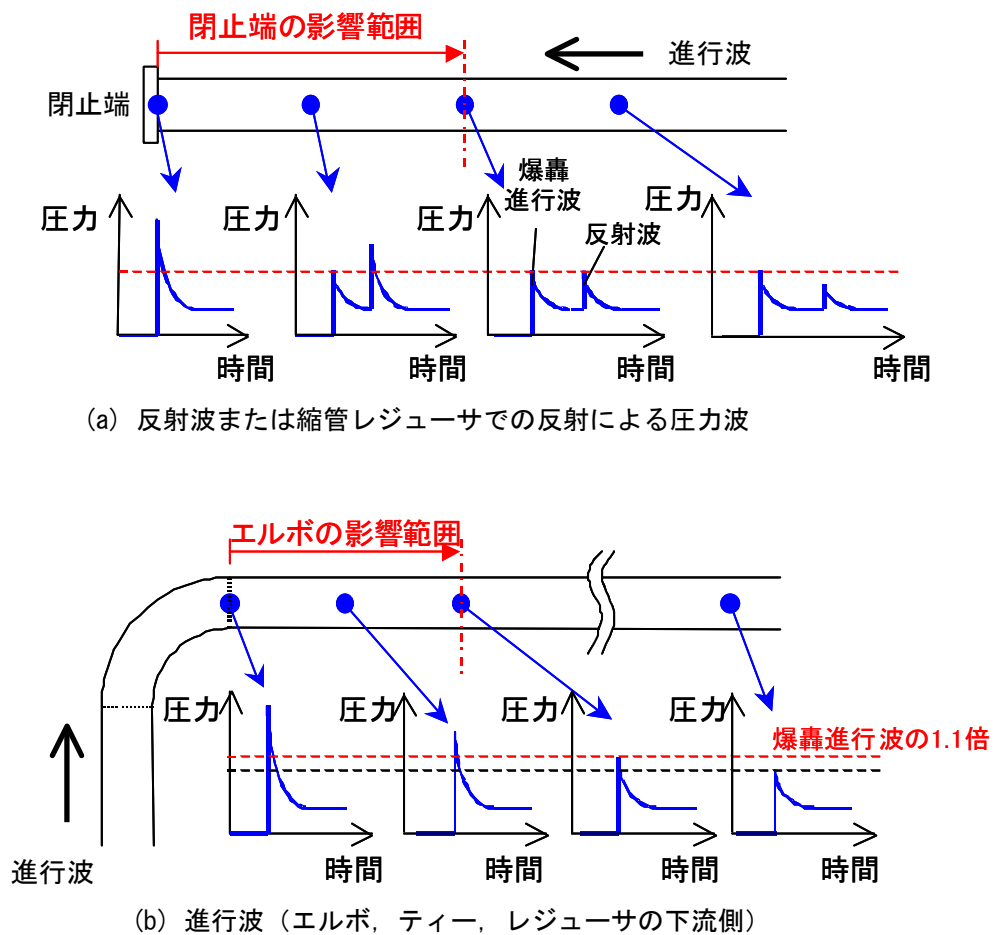
ティー出口からの距離に対する爆轟圧力の大きさを爆轟解析で求めた結果について、付録図 6.8-7 に 50A×50A 同径ティーの場合、付録図 6.8-8 に 50A×20A 異径ティーの場合、付録図 6.8-9 に 50A×50A 同径ティーの下流側圧力の影響を確認した場合、付録図 6.8-10 に 150A×150A 同径ティーの場合を示す。ティー出口側の爆轟圧力が直管の爆轟圧力の 1.1 倍以下に減衰する距離は、最大でも 150A×150A のティーの場合でティー出口より枝管外径  $do$  の 2 倍以内である。このため、ティーの圧力影響範囲は、ティー出口より  $2do$  以内とする。

## (4) レジューサ（縮管）

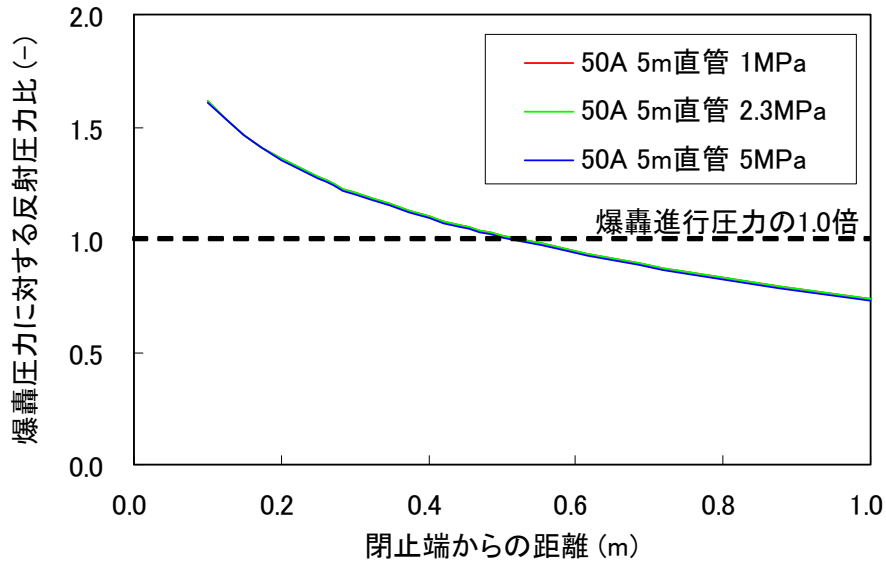
レジューサ入口および出口からの距離に対する圧力の大きさを爆轟解析で求めた結果について、付録図 6.8-11 に 50A×20A 縮管レジューサの場合、付録図 6.8-12 に 150A×65A 縮管レジューサの場合を示す。レジューサ出口側の爆轟圧力が直管の爆轟圧力の 1.1 倍以下に減衰する距離は、150A×65A レジューサの方が長くなり、最大でレジューサ出口より枝管外径  $do$  の 15 倍以内である。このため、レジューサ出口側の圧力影響範囲は、レジューサ出口より  $15do$  以内とする。また、レジューサによる反射による圧力波は、閉止端の反射波と同じく、口径によらずほぼ一定で、0.3m 以内となっている。付録図 6.8-11、付録図 6.8-12 は共に着火端からレジューサ入口まで 4m の体系の解析結果であることから、閉止端の場合と同じく、レジューサ入口側の圧力影響範囲は、枝管入口からレジューサ入口までの距離の 1/10 とする。なお、混合ガス蓄積長さが判明している場合は混合ガス蓄積開始位置よりレジューサ入口までの距離の 1/10 としてもよい。

付録表 6.8-1 配管構成要素の圧力影響範囲

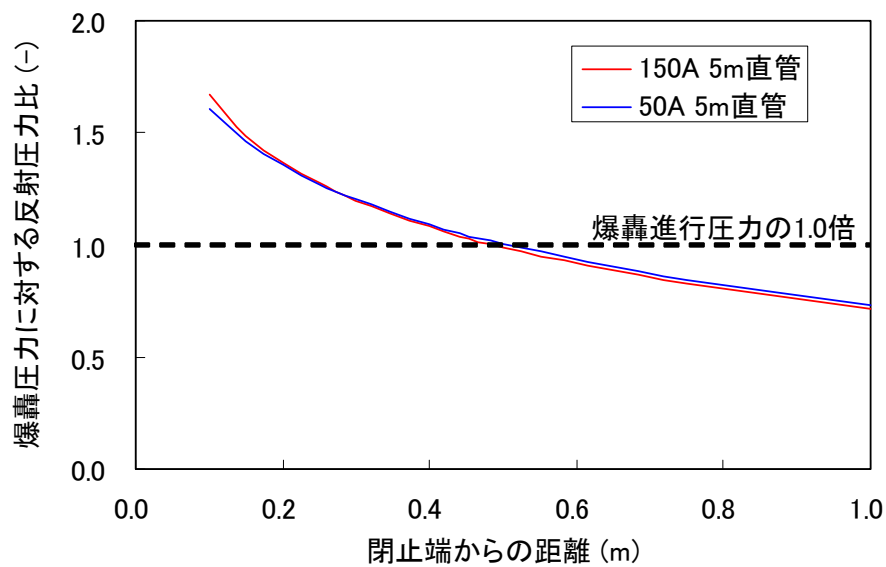
配管構成要素		圧力影響範囲 ( $L$ )
閉止端		枝管長さ, または混合ガス蓄積部長さの $1/10$ 以内。
エルボ		エルボ出口より $3do$ 以内。
ティー		ティー出口より $2do$ 以内。
レジューサ (縮管)	上流側	枝管入口からレジューサ入口までの長さの $1/10$ 以内。 または混合ガス蓄積開始位置からレジューサ入口までの長さの $1/10$ 以内。
	下流側	レジューサ出口より $15do$ 以内。



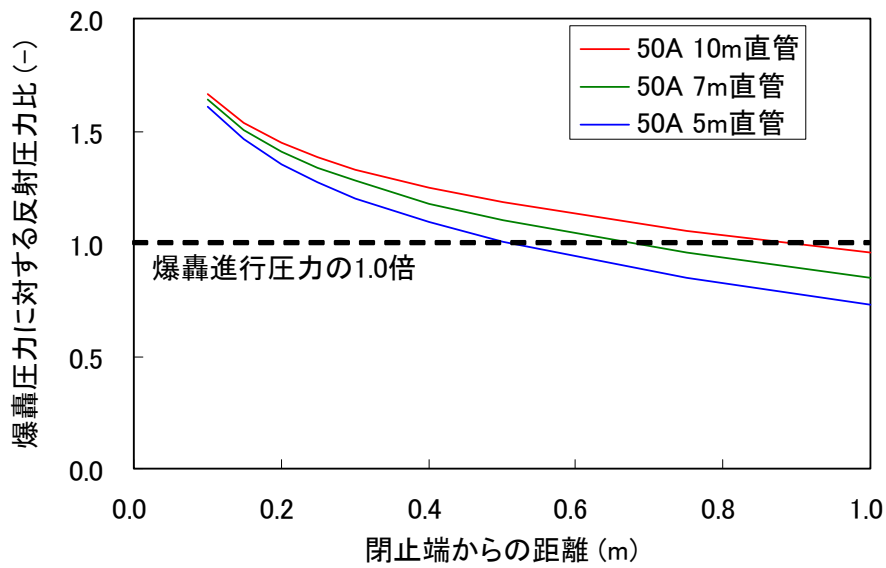
付録図 6.8-1 配管構成要素による圧力への影響の模式図



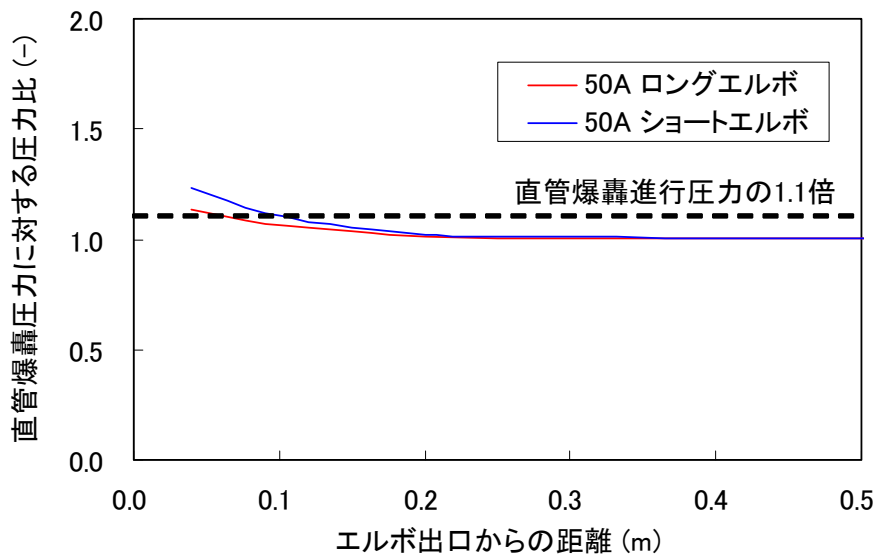
付録図 6.8-2 初期圧力の違いによる閉止端からの距離と反射圧力比による関係  
(50A 5m直管:解析結果)



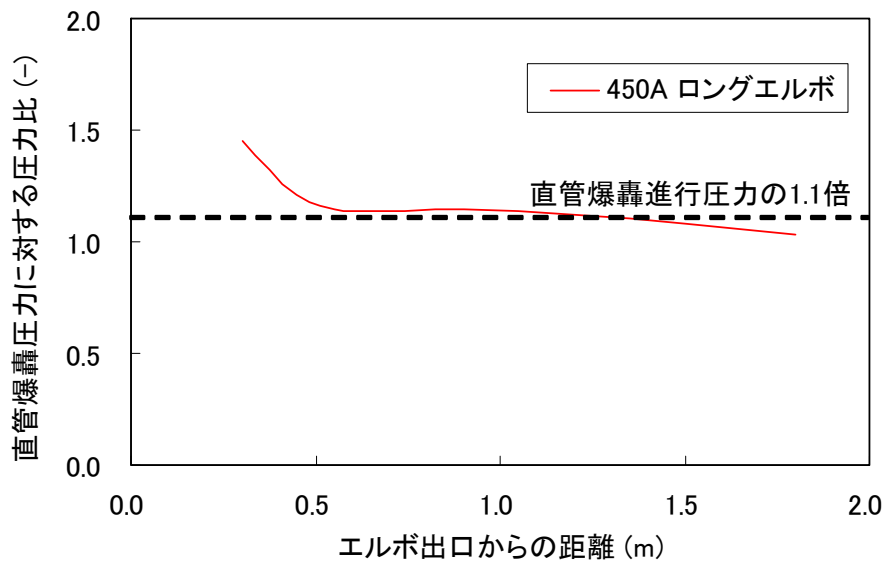
付録図 6.8-3 口径の違いによる閉止端からの距離と反射圧力比による関係  
(5m直管:解析結果)



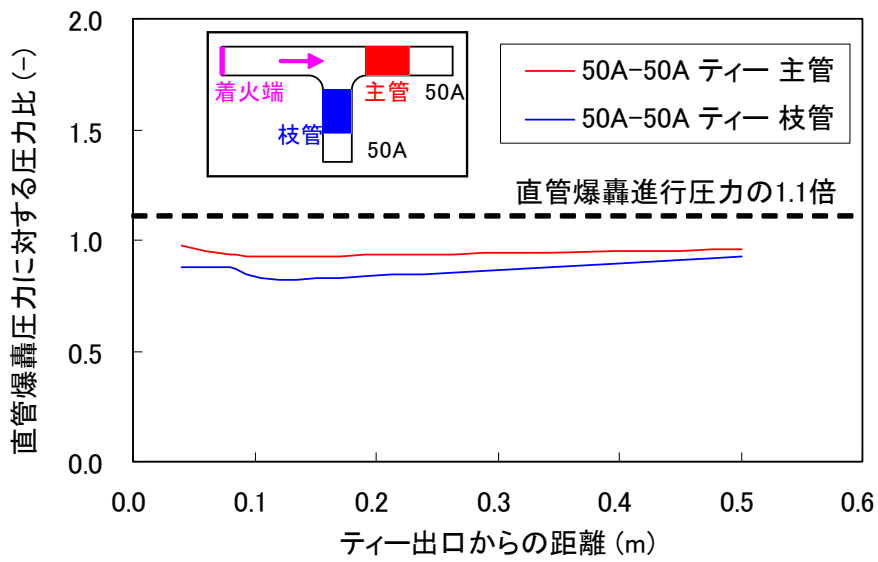
付録図 6.8-4 枝管長さの違いによる閉止端からの距離と反射圧力比による関係  
(50A 直管:解析結果)



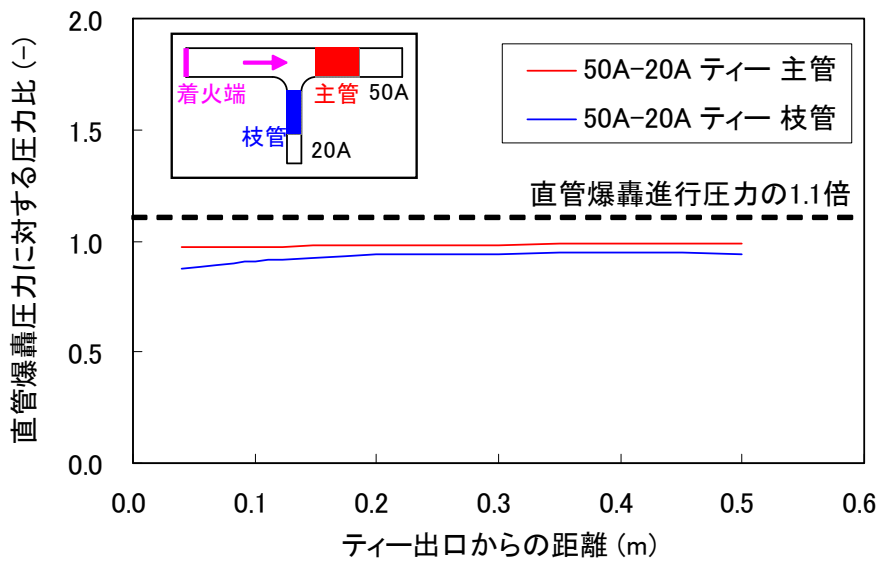
付録図 6.8-5 エルボ曲げ半径の違いによるエルボ下流側圧力への影響  
(50A 配管:解析結果)



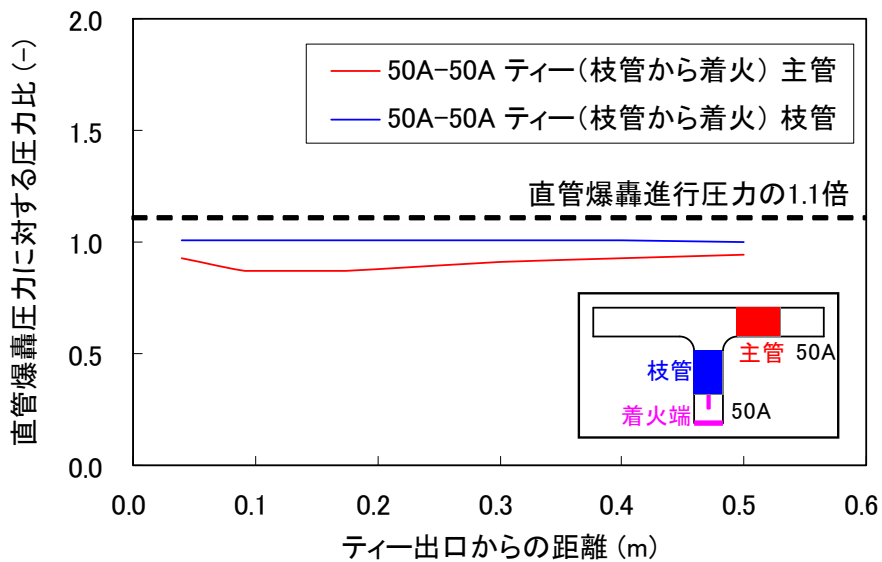
付録図 6.8-6 450A 配管のエルボ下流側圧力への影響  
(450A ロングエルボ配管: 解析結果)



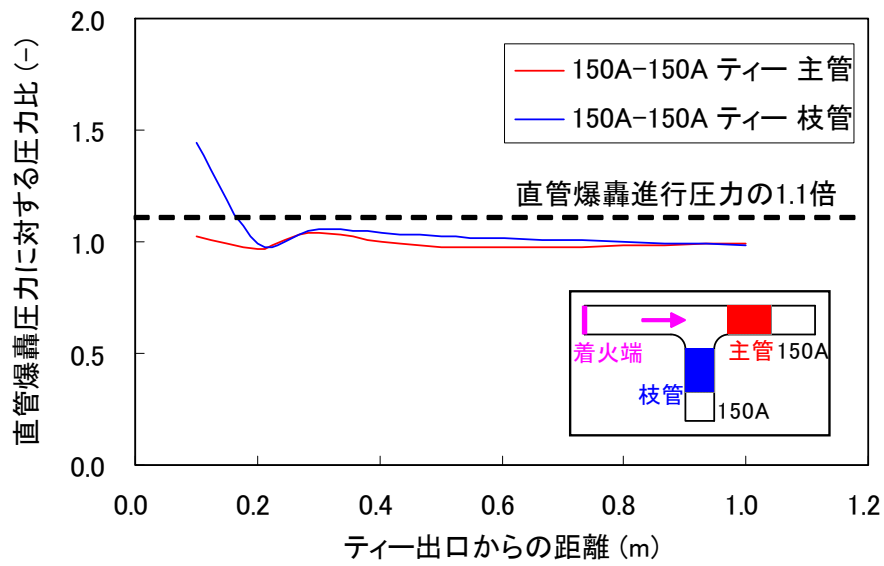
付録図 6.8-7 50A×50A ティーの下流側圧力への影響  
(解析結果)



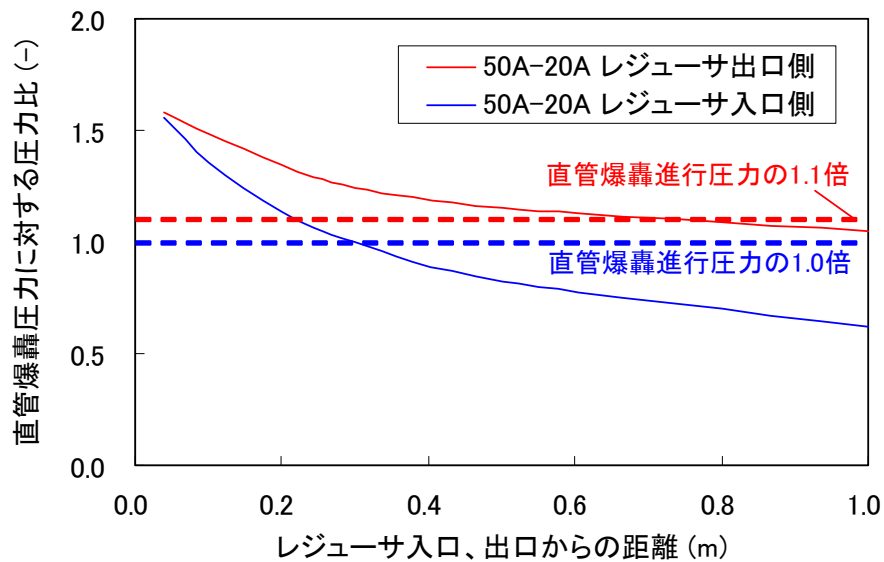
付録図 6.8-8 50A×20A ティーの下流側圧力への影響  
(解析結果)



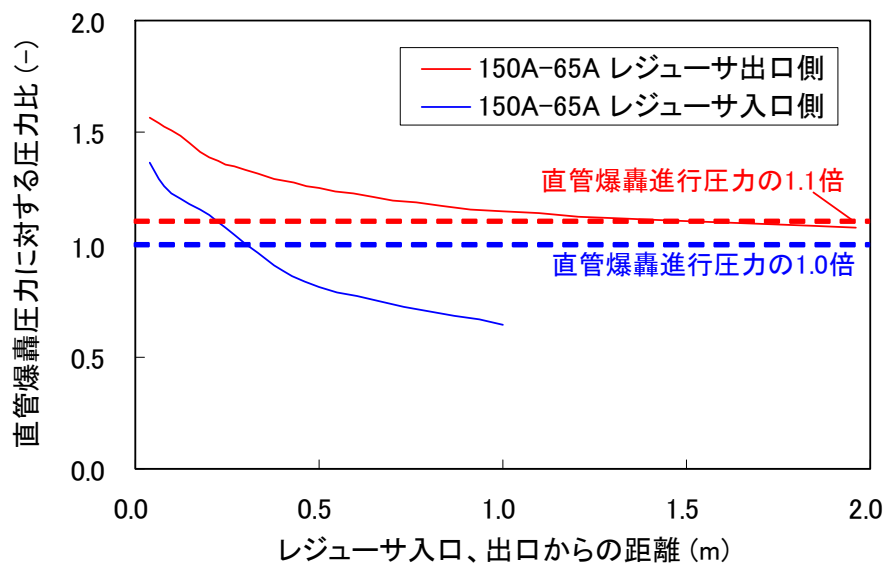
付録図 6.8-9 50A×50A ティーの下流側圧力への影響  
(枝管側より着火の場合：解析結果)



付録図 6.8-10 150A×150A ティーの下流側圧力への影響  
(解析結果)



付録図 6.8-11 50A×20A 縮管レギュレーサの上流側および下流側圧力への影響  
(解析結果)



付録図 6.8-12 150A×65A 縮管レジュースの上流側および下流側圧力への影響  
(解析結果)

付録6.9 簡易強度評価(弾性)

解説図 3.3-8 に示す強度評価手順のうち、評価手順 2「簡易強度評価 (弾性)」について以下に記載する。簡易強度評価 (弾性) においては、動的応答効果  $\alpha$  および運転圧力に対する爆轟による反射圧力比  $\beta$  が重要な因子でありその考え方について以下に示す。

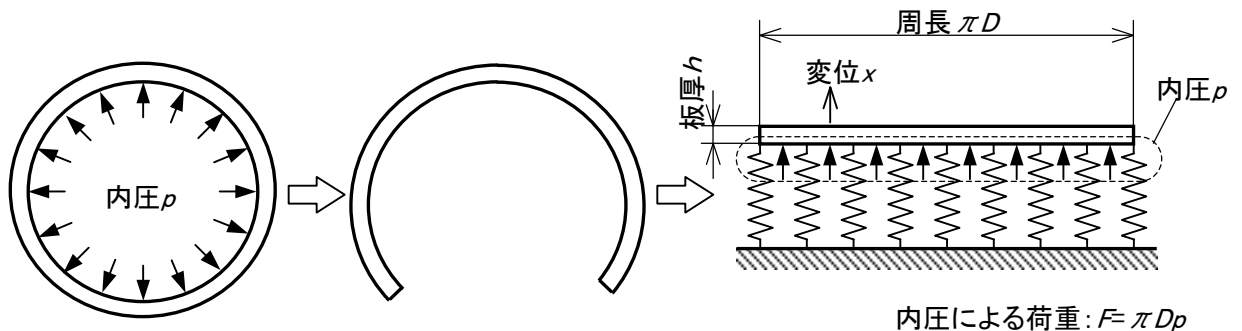
(1) 動的応答効果  $\alpha$  の設定

爆轟圧力は短時間で衝撃的に働くことから、爆轟ピーク圧力が静的に負荷される場合と比較して異なる変形を生じると考えられる。以下に管の膨張振動に対する運動方程式を導き出し、爆轟圧力波を外力とした方程式を解くことにより、静的負荷による変形に対する動的負荷による変形の比、動的応答効果  $\alpha$  を算出した。

a. 管の運動方程式

爆轟によって、管は径方向に一様に膨張するものとし、このときの管の運動方程式を考える。

管は薄肉であると仮定して、薄肉円筒に一様に圧力波が負荷される場合の弾性応答を考える。その際のモデルを付録図 6.9-1 に示す。付録図 6.9-1 に示したモデルから、径方向変位  $x$  に関する運動方程式 付録式(6.9-1)をたて、時間により変化する外力  $p$  に対する解を求める。



付録図 6.9-1 薄肉円筒モデル

$$\pi D_{ave} h \rho \ddot{x} + \frac{4\pi h E}{D_{ave}} x = \pi D_i p \quad \dots \dots \text{付録式(6.9-1)}$$

ここで、 $D_{ave}$  は配管の平均径、 $D_i$  は配管の内径、 $h$  は配管厚さ、 $\rho$  は密度、 $E$  は弾性係数、 $p$  は内圧である。

この運動方程式を用いて、典型的な付録図 6.9-2 に示す圧力波形を入力条件として  $\alpha$  を計算する。付録図 6.9-2 に圧力波形を示す。波形 1 は、付録 6.3 に示す爆轟解析手法により閉止端部における圧力履歴を算出したものである。波形 2 は、圧力上昇時間を  $7 \times$

10<sup>-6</sup>sとして最大圧力が持続する波形である。波形3は、圧力上昇時間は波形2と同等で、最大圧力からの圧力降下を爆轟解析結果に近似した3直線近似である。これらの入力条件に対する $\alpha$ の計算結果を付録表6.9-1に示す。

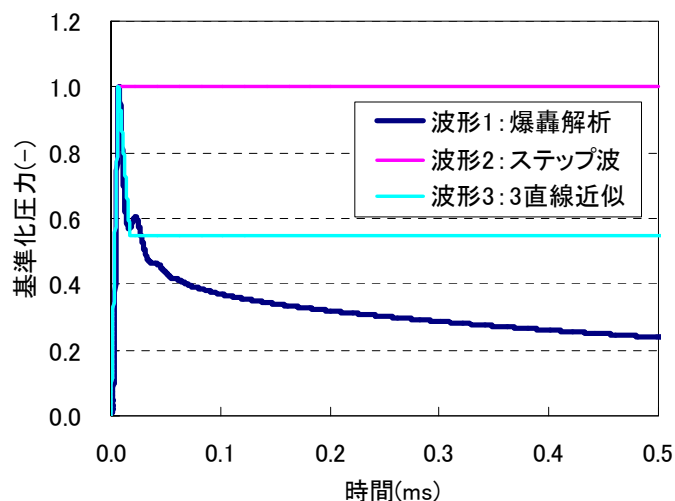
動的応答は、管の固有周期と入力条件に依存する。管の固有角振動数 $\omega_n$ および固有周期 $T_n$ は、付録式(6.9-1)の反力項の係数から付録式(6.9-2)～付録式(6.9-4)のように求められる。

$$\ddot{x} + \frac{4E}{\rho D_{ave}^2} x = \frac{D_i p}{\rho h D_{ave}} \quad \dots \dots \text{付録式 (6.9-2)}$$

$$\omega_n = \frac{2}{D_{ave}} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad \dots \dots \text{付録式 (6.9-3)}$$

$$T_n = \pi D_{ave} \sqrt{\frac{\rho}{E}} \quad \dots \dots \text{付録式 (6.9-4)}$$

固有周期 $T_n$ は管径に比例して長くなる。50A Sch40の炭素鋼配管の場合、 $T_n=0.035\text{ms}$ である。圧力の持続時間が短い爆轟波のような場合、持続時間が固有周期に比べて短いほど応答は小さくなる。したがって、管径が大きくなるほど $\alpha$ は小さくなる。また、最も $\alpha$ が高くなるのは、立ち上がり時間0のステップ波で、この場合 $\alpha=2$ となる。



付録図 6.9-2  $\alpha$  計算に用いた圧力波形

付録表 6.9-1 動的応答効果  $\alpha$  の計算結果

	呼び径	50A	300A	600A
	呼び厚さ	Sch40	Sch40	Sch40
圧力波形	爆轟解析	1.45	0.96	0.82
	ステップ波	1.94	2.00	2.00
	3直線	1.56	1.13	1.10

b. 簡易弾性評価手法の検討

爆轟解析から求めた波形のピーク圧力は、a 項での考察のように構造に対する影響は少ない。

付録表 6.9-1 に示す  $\alpha$  の計算結果から、最大圧力がわかれば、静的な応力に  $\alpha$  を乗じることによって動的な応答を評価できる。

簡易評価では、C-J 圧力  $p_{cj}$  を計算できる STANJAN コードにより求めた反射圧力  $P_{ref}$  を最大圧力として用いる。すなわち、簡易弾性評価では、実際に生じる動的応力  $\sigma_d$  を以下の式で求める。

$$\begin{aligned}\sigma_d &= \alpha \cdot \sigma_s = \alpha \cdot P_{\max}(D_{ave}/2h) \quad \dots \dots \text{付録式 (6.9-5)} \\ &= \alpha' \cdot P_{ref}(D_{ave}/2h)\end{aligned}$$

ここで  $P_{\max}$  は実際の最大圧力、 $\sigma_s$  は  $P_{\max}$  により生じる静的応力である。なお、 $P_{ref}$  は後述の(2)節により求めることができる。

付録式(6.9-5)に示したように、 $P_{\max}$  が  $P_{ref}$  より高い場合、 $\alpha'$  は  $\alpha$  より高くなる可能性がある。爆轟試験で計測した反射波の最大圧力もばらつきがあるため、実際に計測した波形から  $\alpha'$  を算出した。計算結果を付録表 6.9-2 に示す。計算の結果、ばらつきはあるものの  $\alpha'$  はいずれも 2.0 より小さい。また、肉厚の依存性は小さく、口径が大きいほど  $\alpha'$  は小さくなることがわかる。

簡易弾性評価では、上記の  $\alpha'$  を、動的応答効果を表す指数として用いることとするが、 $\alpha'=2.0$  とすることで保守的に応力を評価することができる。この  $\alpha'=2$  と(2)節で後述する  $P_{ref}$  から、付録式(6.9-5)式を用いて動的応力を保守的に評価可能である。

付録表 6.9-2 動的応答効果  $\alpha'$  算出結果

	口径	50A	50A	150A	150A	600A	600A
	肉厚	Sch40	Sch160	Sch40	Sch160	Sch40	Sch160
圧力波形	D-1-1	1.271	1.266	1.191	1.202	0.936	0.955
	D-1-2	1.440	1.440	1.396	1.413	1.062	1.080
	D-1-3	1.483	1.478	1.375	1.390	1.077	1.093
	D-2-1	1.509	1.495	1.389	1.403	1.157	1.175
	D-2-2	1.507	1.498	1.498	1.510	1.222	1.241
	D-2-3	1.522	1.513	1.464	1.480	1.195	1.216
	D-3-1(母)	1.600	1.635	1.266	1.272	1.067	1.080
	D-3-1(枝)	1.679	1.682	1.603	1.614	1.357	1.376
	D-3-2(母)	1.433	1.430	1.360	1.368	1.185	1.195
	D-3-2(枝)	1.752	1.753	1.632	1.646	1.331	1.351
	D-4-1	1.813	1.833	1.600	1.614	1.248	1.271
	D-4-2	1.661	1.674	1.515	1.525	1.253	1.269
	D-6-1	1.143	1.137	1.282	1.240	1.084	1.087
	D-6-2	1.252	1.256	1.416	1.376	1.118	1.119

c. まとめ

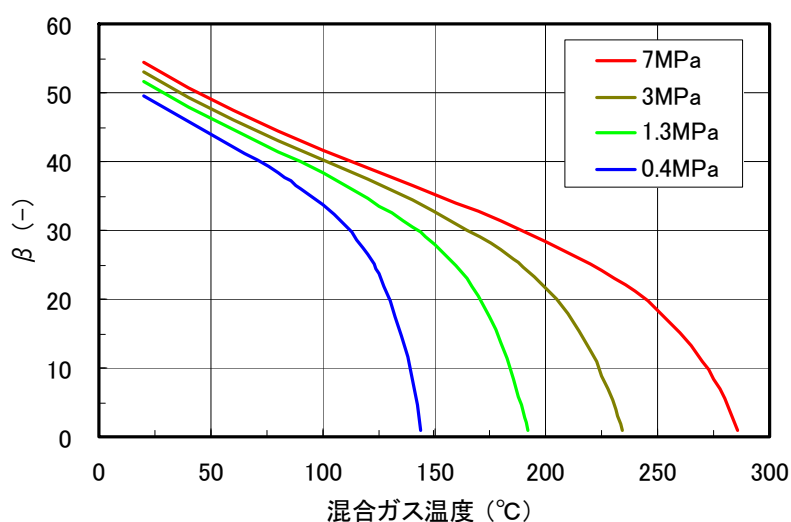
配管の膨張振動運動方程式により、閉止端での圧力波による動的応答効果  $\alpha'$  を算出した。この結果、いずれも動的応答効果  $\alpha'$  は 2.0 を下回っており、簡易強度評価（弾性）における動的応答効果  $\alpha'$  を 2.0 と設定することで保守的な評価が可能となる。

## (2) 運転圧力に対する爆轟の反射圧力比 $\beta$

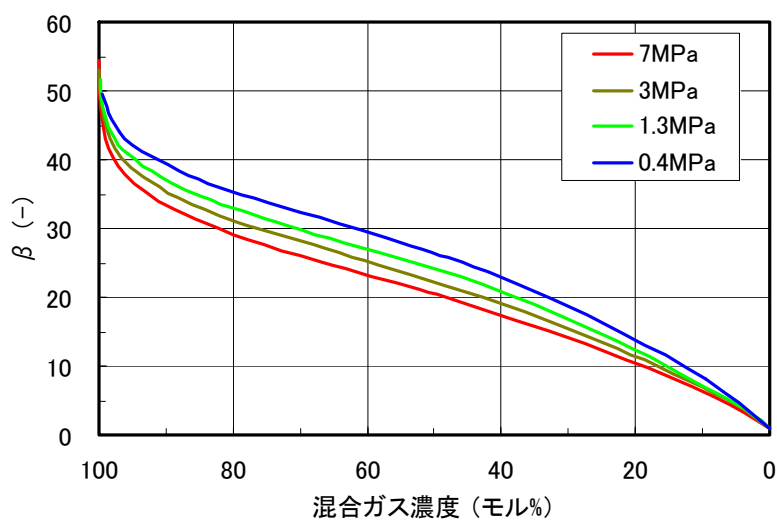
付録 6.2 では、爆轟波が進行して閉止端で反射する場合に、最大のピーク圧力を示すことを爆轟試験で確認した。そこで、実機枝管における代表的な圧力条件に対して、STANJAN コードにより反射圧力  $P_{ref}$  を評価し、燃焼前の混合ガス圧力  $P_0$  との比を  $\beta$  として定義した。

付録図 6.9-3 に、混合ガス温度および混合ガス濃度をパラメータとして、 $P_{ref} / P_0$  を評価した結果を示す。対象とする枝管の雰囲気条件（圧力、温度／濃度）が確定すれば、下記グラフの結果に基づき反射圧力比  $\beta$  を求めることができる。

簡易強度評価においては、付録図 6.9-3 の評価結果に基づき、解説表 3.3-3 に示したように、枝管の温度条件を包絡する値を  $\beta$  として設定した。



(a) 混合ガス温度



(b) 混合ガス濃度

付録図 6.9-3 爆轟による反射圧力比

## 付録 6. 10 簡易強度評価（弾塑性）

### （1）目的

直管内に爆轟圧力が負荷された場合のひずみを簡易弾塑性解析により求める手法を検討した結果と、この手法により口径・配管厚さおよび爆轟圧力を変えた場合のひずみの応答を算出した。

### （2）簡易弾塑性計算手法

簡易弾塑性計算では、直管の応答を円筒構造物が一様に膨張するものとみなし、その運動方程式を解くことによって応答を計算する。以下に考え方を示す。

配管の爆轟試験に適用するためのモデル化を付録図 6. 10-1 に示す。配管を開いて平板にモデル化し、径方向変位  $x$  を下記の運動方程式で表す。

$$M\ddot{x} + kx = F(t) \quad \dots\dots\dots \text{付録式(6. 10-1)}$$

ここで、 $M$  は質量、 $F$  は外力、 $k$  はばね定数であり、これらは次式で表される。

$$M = \pi D_{ave} h \rho \quad \dots\dots\dots \text{付録式(6. 10-2)}$$

ここで、 $D_{ave}$  と  $h$  は配管の平均径と配管厚さ、 $\rho$  は密度である。

$$F = \pi D_i p \quad \dots\dots\dots \text{付録式(6. 10-3)}$$

ここで、 $D_i$  は配管の内径、 $p$  は内圧である。なお、内圧  $p$  を時間関数  $p(t)$  とすれば付録式(6. 10-3)は  $F(t)$  となる。

変形が弾性変形の場合、ばね定数  $k$  は次式となる。

$$k = \frac{F}{x} \quad \dots\dots\dots \text{付録式(6. 10-4)}$$

内圧  $p$  が作用したときの周方向応力  $\sigma_\theta$  とひずみ  $\varepsilon_\theta$  は、弾性係数  $E$  を用いて次式で表され、周長と直径の関係から  $x$  と  $p$  の関係を導く。

$$\sigma_\theta = \frac{pD_i}{2h}, \quad \varepsilon_\theta = \frac{\sigma_\theta}{E} = \frac{pD_i}{2hE}$$

$$\pi(D_{ave} + 2x) = (1 + \varepsilon_\theta)\pi D_{ave} \quad \text{従って、} \quad 2x = \varepsilon_\theta D_{ave}$$

$$x = \frac{\varepsilon_\theta D_{ave}}{2} = \frac{pD_i D_{ave}}{4hE} \quad \dots\dots\dots \text{付録式(6. 10-5)}$$

さらに、付録式(6.10-4)に、付録式(6.10-3)と付録式(6.10-5)を代入すると、次式のようにばね定数  $k$  が得られる。

$$k = \frac{F}{x} = \frac{\pi D_i p \cdot 4hE}{p D_i D_{ave}} = \frac{4\pi h E}{D_{ave}} \quad \dots\dots\dots \text{付録式(6.10-6)}$$

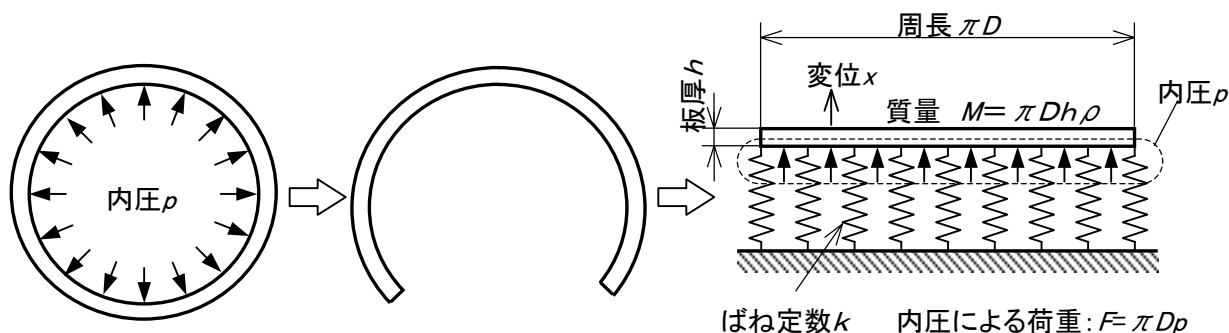
以上の検討から、運動方程式は次式となる。

$$\pi D_{ave} h \rho \ddot{x} + \frac{4\pi h E}{D_{ave}} x = \pi D_i p \quad \dots\dots\dots \text{付録式(6.10-7)}$$

配管材質が塑性変形に至った場合は、弾完全塑性体を仮定する。降伏応力を  $\sigma_Y$  とすると、運動方程式の復元力  $kx$  は一定となり、運動方程式は次式となる。

$$\pi D_{ave} h \rho \ddot{x} + 2\pi h \sigma_Y = \pi D_i p \quad \dots\dots\dots \text{付録式(6.10-8)}$$

内圧の時間関数  $p(t)$  に爆轟圧力履歴を代入し、運動方程式を解くことによって、径方向変位  $x$  およびひずみ  $\varepsilon_\theta = \frac{2x}{D_{ave}}$  を求めることができる。



付録図 6.10-1 爆轟内圧を受ける配管の評価モデル

### (3) 爆轟波による計算例

#### a. 計算条件

爆轟波に対する配管の応答を説明するため、爆轟波を模擬した波を上記の運動方程式に  
入力し、ひずみ履歴を求めた。

爆轟波には、爆轟試験 D-1 の閉止端で計測された反射波を近似した波形を用いた。近似  
した波形を付録図 6.10-2 に示す。

材料の機械的特性は、付録図 6.10-3 に示す弾完全塑性体とし、降伏応力を 500MPa と仮  
定した。縦弾性係数は 203000 MPa、密度は 7850 kg/m<sup>3</sup> とした。

配管口径を 50A(60.5mm)、呼び厚さを Sch40(3.9mm) とした。

#### b. 計算結果

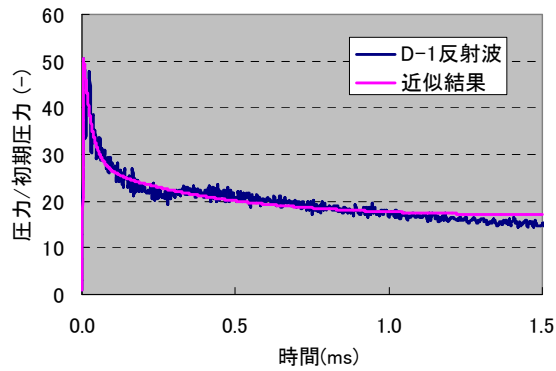
初期圧力を 2 MPa としてひずみを計算した結果を付録図 6.10-4 に示す。また、応力を計  
算した結果を付録図 6.10-5 に示す。

応力の履歴から、計算初期に弾性応答を示し、瞬時に塑性変形に移行していることがわ  
かる。応力は降伏応力を超えないため、降伏後しばらくは 500 MPa のまま推移する。

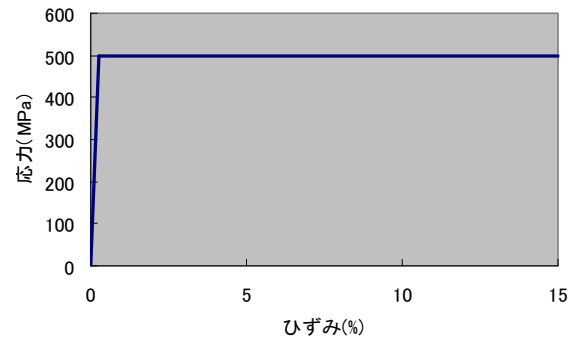
一方、ひずみ履歴は塑性してから比較的緩やかに上昇することが分かる。これは、塑  
性変形によって剛性が下がることにより、振動系の固有周期が長くなることによる。言い  
換えると、塑性変形することで急激な荷重の変化には応答しにくくなる。このため、応答  
は緩やかとなり、ひずみが上昇している間に荷重は既に下がっていることが分かる。

このように、ひずみの応答が遅れる場合、初期の衝撃によって系に与えられるインパ  
ルスが系の運動量となり、緩やかな塑性変形のエネルギーによって吸収されるまで変形が進  
行し、やがて運動エネルギーが 0 となるまで変形する。

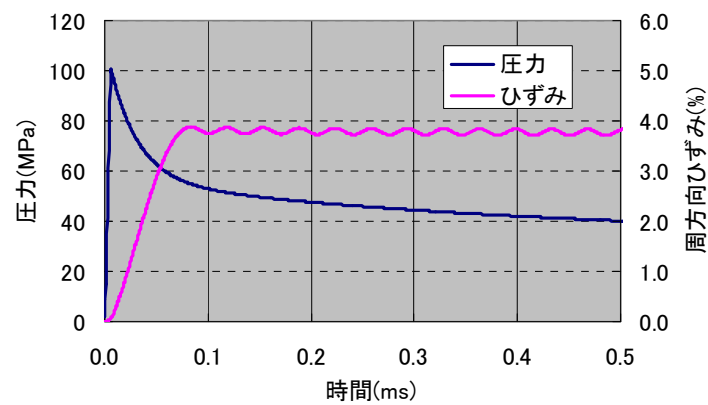
したがって、塑性変形を考慮したひずみ評価は、塑性変形によるエネルギー吸収を考慮  
することができる。弾性変形の場合は、応力履歴の初期の急激な応力上昇からわかるよう  
に変形量が非常に小さいことから弾性変形エネルギーは塑性の場合と比べて非常に小さい。  
塑性を考慮した計算が非常に合理的であることがわかる。



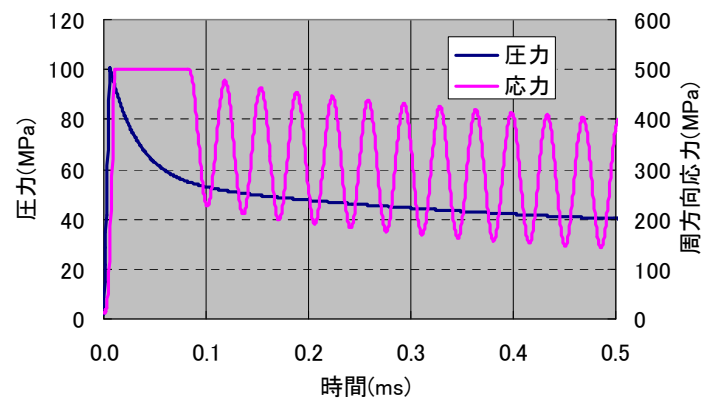
付録図 6.10-2 模擬圧力波形



付録図 6.10-3 弾完全塑性体の応力ひずみ線図



付録図 6.10-4 簡易弾塑性解析結果(ひずみ)



付録図 6.10-5 簡易弾塑性解析結果(応力)

(4) 炭素鋼配管 STPT410 の材料特性設定

爆轟時の配管のひずみ速度は非常に大きく、機械的性質に及ぼすひずみ速度の影響は無視できない。そこで、機械的性質に及ぼすひずみ速度の影響は、(社)日本溶接協会、“動的繰返し大変形を受ける溶接鋼構造物の脆性破壊性能評価方法”，WES2808:2003 を参照した。降伏応力  $\sigma_Y$  と引張強さ  $\sigma_T$  の推定式を以下に示す。

$$\sigma_Y = \sigma_{Y0}(T_0) \cdot \exp \left[ 8 \times 10^{-4} \cdot T_0 \cdot \left( \frac{\sigma_{Y0}(T_0)}{E} \right)^{-1.5} \cdot \left\{ \frac{1}{T \cdot \ln(10^8 / \dot{\epsilon})} - \frac{1}{T_0 \cdot \ln(10^8 / \dot{\epsilon}_0)} \right\} \right]$$

・・・付録式(6.10-9)

$$\sigma_T = \sigma_{T0}(T_0) \cdot \exp \left[ 8 \times 10^{-4} \cdot T_0 \cdot \left( \frac{\sigma_{T0}(T_0)}{E} \right)^{-1.5} \cdot \left\{ \frac{1}{T \cdot \ln(10^9 / \dot{\epsilon})} - \frac{1}{T_0 \cdot \ln(10^9 / \dot{\epsilon}_0)} \right\} \right]$$

・・・付録式(6.10-10)

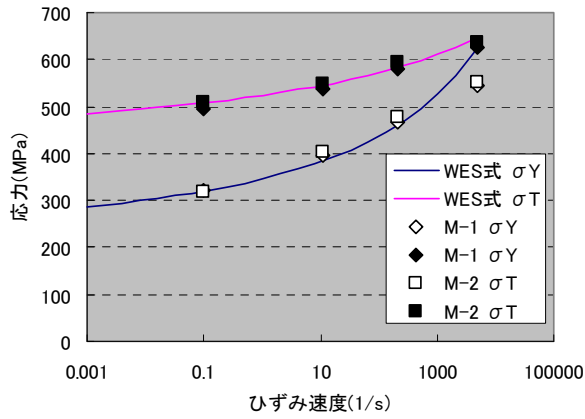
付録 6.4 の高速引張試験のうち、室温条件で、最も低速度の試験結果から上式の係数をあてはめた結果を付録表 6.10-1 に示す。この係数を用いた近似式と、高速引張試験結果を比較して付録図 6.10-6 に示す。250℃では若干差があるが、130℃までは試験と近似式はよく一致している。

簡易評価における材質の機械的特性は弾完全塑性体と仮定する。周方向応力  $\sigma_\theta$  が降伏応力  $\sigma_Y$  を超えた場合に降伏するものとした。実際の材料は降伏後も加工硬化するため、この条件は保守的な評価になる。この条件を式で示すと以下のようなになる。

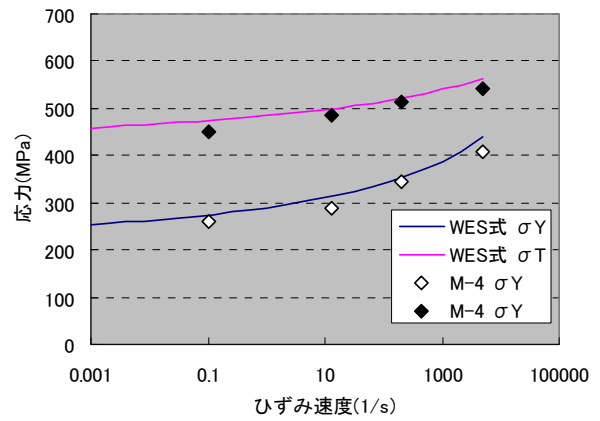
$$\sigma_\theta > \sigma_Y \quad \dots\dots\dots \text{付録式(6.10-11)}$$

付録表 6.10-1 WES 機械的性質の推定式に用いた係数

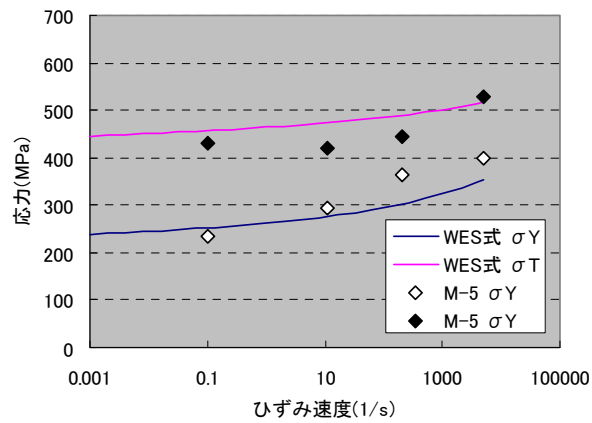
材料	ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_0$	降伏応力 $\sigma_{Y0}$	引張強さ $\sigma_{T0}$	温度 $T_0$
STPT410	0.1 /s	320 MPa	508 MPa	24 °C



(a) 試験温度：室温



(b) 試験温度：130°C



(c) 試験温度：250°C

付録図 6.10-6 高速引張試験結果とWES近似式の比較

(5) 口径・配管厚さによる応答影響確認

付録図 6.10-2 に示した模擬波形を用いて、口径・配管厚さ、最大圧力を変えて最大ひずみを簡易弾塑性解析により求め、これらパラメータの影響を考察した。なお、材料特性については弾完全塑性体としたが、降伏条件は、応力が降伏応力と引張強さの平均値、すなわち流動応力を超えた場合に降伏するものとした。また、(4)節で述べたひずみ速度依存性を考慮している。

反射波の最大圧力  $P_{\max}$  が静的に負荷される場合の周方向ひずみ  $\epsilon_{st}$  は、弾性体の薄肉円筒を仮定すると次式で表される。

$$\epsilon_{st} = \frac{R_i P_{\max}}{hE} \quad \dots\dots\dots \text{付録式(6.11-12)}$$

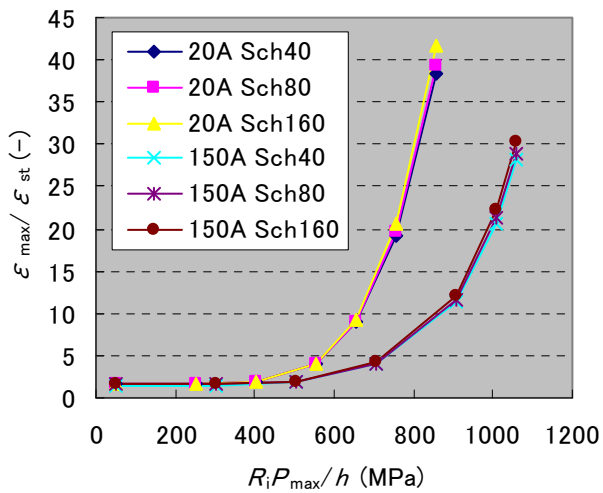
ここで  $R_i$  は配管の内半径である。このように、静的なひずみは  $R_i P_{\max} / h$  に比例する。

塑性変形を含む動的応答を求めるため、運動方程式 付録式(6.10-7)、付録式(6.10-8)を微小時間ごとに逐次計算することにより最大ひずみ  $\epsilon_{\max}$  を求めた。

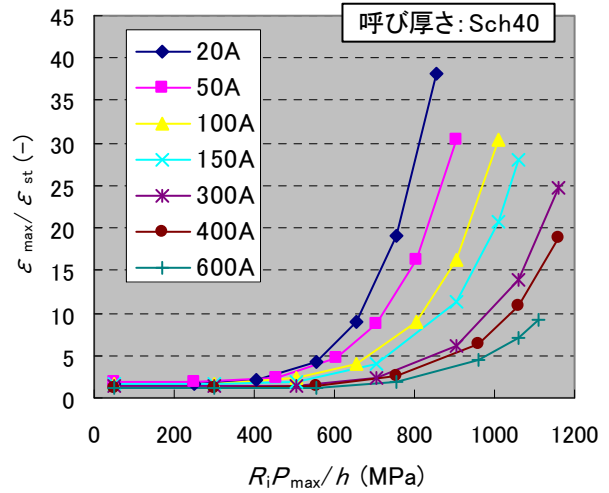
動的かつ塑性変形を考慮した場合のひずみが、静的弾性解の何倍になるかを評価するため、動的応答係数として  $\mu = \epsilon_{\max} / \epsilon_{st}$  を定義し、口径、配管厚さごとに評価した。評価結果を付録図 6.10-7 および付録図 6.10-8 に示す。図の横軸は、 $R_i P_{\max} / h$  とした。 $R_i P_{\max} / h$  は、最大圧力  $P_{\max}$  が静的に負荷された場合の周方向応力に相当する。

付録図 6.10-7 は、口径 20A と 150A 配管について、配管厚さが変化した場合の動的応答係数を算出した結果である。静的周方向応力  $R_i P_{\max} / h$  が高くなるに従い、塑性変形が大きくなることから、動的応答係数  $\mu = \epsilon_{\max} / \epsilon_{st}$  も急激に大きくなることがわかる。また、同じ口径であれば配管厚さにかかわらず、 $R_i P_{\max} / h$  によって動的応答係数が定まることがわかる。付録式 (6.9-3) の固有角振動数  $\omega_n$  からわかるように、管の自由振動は平均径  $D_{ave}$  に依存し、配管厚さには依存しない。ここで平均径  $D_{ave}$  は配管厚さによって若干変わってくるが、応答の結果にはほとんど影響しなかったものと考えられる。

付録図 6.10-8 は、呼び厚さを Sch40 で一定とし、口径ごとに動的応答係数  $\mu = \epsilon_{\max} / \epsilon_{st}$  を求めた結果を示す。口径が大きいほど動的応答係数が低くなることがわかる。6.9 節の付録式(6.9-4)からわかるように、固有周期  $T_n$  は管径に比例して長くなり、管の応答は遅くなる。つまり、反射波の急激な立ち上がりに対して配管が応答しなくなることになり、動的応答係数が低くなったものと考えられる。



付録図 6.10-7 肉厚の変化による動的応答の比較

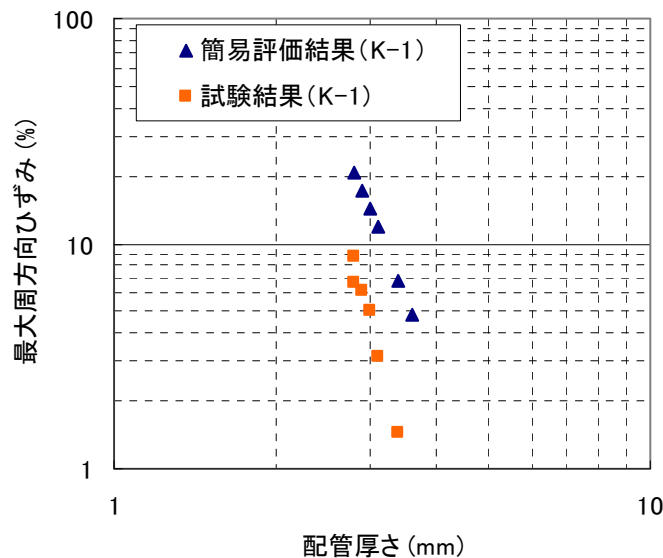


付録図 6.10-8 口径の変化による動的応答の比較

(6) 強度試験結果との比較

K-1 試験体 (50A Sch40 直管 進行波) に対して、上記の手法により簡易弾塑性評価を実施した。爆轟波の条件は、D-1 試験体・初期圧力 5MPa 条件の圧力計 P1 を基に、初期圧力 4MPa となるように、4/5 に比例倍した波形を用いた。また、降伏条件は付録式 6.10-11 の降伏応力を超えた場合に降伏する弾完全塑性体とした。

評価結果と試験結果の比較を付録図6.10-9に示す。両対数グラフで示した最大ひずみと配管厚さの関係において、簡易評価結果は試験結果を上回ることがわかる。簡易評価では降伏応力以上に加工硬化しない弾完全塑性体としているため、試験より保守的にひずみを評価できることがわかる。なお、両ひずみと配管厚さの関係は両対数グラフ上で線形関係にあることがわかる。



付録図 6.10-9 強度試験 (K-1) 評価結果

(7) 簡易弾塑性評価表(解説表 3.3-4~3.3-7)の適用条件

実機枝管の条件は多岐にわたるため、評価手順3では、代表的な条件を用いたテーブル形式での評価方法を採用した。その条件設定の考え方を以下に示す。

なお、適用範囲に合致しない実機枝管を評価する場合は、下記b項に示す措置方法を用いることができる。

a. 強度評価に必要なパラメータおよび評価表(解説表 3.3-4~3.3-7)の適用条件

実機枝管の強度評価に関わるパラメータを付録表 6.10-2 および付録表 6.10-3 に示す。各パラメータは、仕様の異なる実機枝管条件を包絡し保守的な評価ができるように設定した。

付録表 6.10-2 入力する爆轟波に関わるパラメータ

評価表パラメータ 設定値	設定値の考え方	評価表の適用範囲
混合ガス温度 ・ 60℃	評価対象である閉止端は混合ガスが蓄積しやすく、蓄積に伴い温度は低下するため、高濃度となる温度を設定した(付録図 6.10-10 参照)。	60℃以上の枝管 (温度が高くなると、混合ガス濃度が低下し、爆轟圧力も低下するため、60℃以上の枝管を 60℃で評価することは保守的となる)
運転中の系統圧力 ・ 0.4MPa ・ 1.3MPa ・ 3.0MPa ・ 7.0MPa	BWR プラントでの代表的な運転圧力を設定した。	BWR の全枝管 (なお、当該枝管の圧力より大きい圧力区分で評価すること)
枝管全長 ・ 7m	着火位置からの距離が長くなる程、閉止端での爆轟波は減衰しにくくなり(例えば付録図 6.8-4 参照)、強度上厳しい評価となる。混合ガスが枝管全域に蓄積したと保守的に仮定し、実機枝管も考慮し、代表的な長さを設定した。	7m以下の枝管 (着火位置からの距離が短くなると、閉止端での爆轟波の減衰が早くなるため、7m以下の枝管を 7mでの爆轟波で評価することは保守的となる)

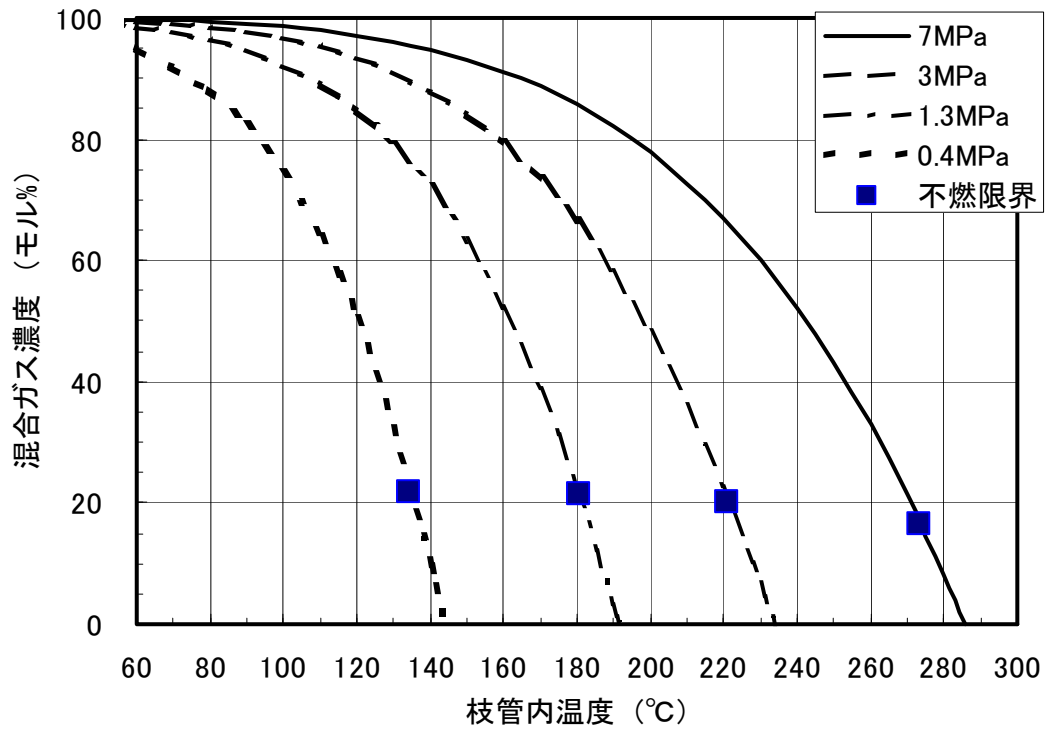
上記条件に基づき、本評価に用いる爆轟波を解析で求めた。その圧力履歴を付録図 6.10-11 に示す。

付録表 6.10-3 評価する材料特性に関わるパラメータ

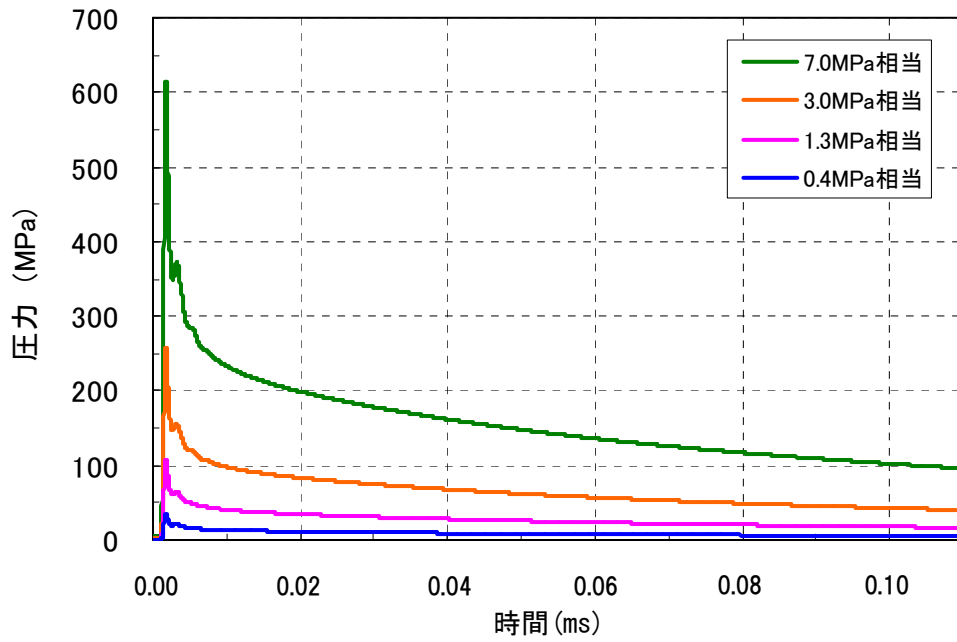
評価表パラメータ 設定値	設定値の考え方	評価表の適用範囲
材質 ・ STPT410 ・ STS410 ・ STPG410	実機枝管で使用頻度の高い材質を設定した。	設定した材料のみに適用
枝管評価温度 ・ 60℃	評価対象である閉止端は混合ガス温度と同じ温度になるため、その値を設定した。	60℃以上の枝管*1
応力-ひずみ関係 ・ 降伏応力での弾完全塑性	一般的でモデル化が容易な材料モデルを設定した。 また、降伏応力は付録式(6.10-9)で算出される降伏応力を設定した。	上記の材質のみに適用
ひずみ速度依存 ・ 考慮する	WES2808 : 2003 (付録式(6.10-9)参照) にてひずみ速度依存性を考慮した。各入力条件は下の通り。 $\sigma_{Y0}$ : 245MPa (上記材質の設計・建設規格値 (To : 20℃ (室温)) $\dot{\epsilon}_0$ : 0.0001/ s (静的条件でのひずみ速度) T : 60℃ (枝管評価温度)	上記の材質のみに適用

\*1 : 枝管温度が高温になるに従い、材料強度は低下するが、混合ガス濃度も低下するため、爆轟圧力も低下する。材料強度と爆轟圧力の関係进行评估し、強度評価上、保守的になる設定値 (60℃) を用いる。

なお、解説表 3.3-4~3.3-7 に示す口径および配管厚さは実機枝管の代表的な条件を設定した。



付録図 6.10-10 枝管内温度および混合ガス濃度



付録図 6.10-11 簡易強度評価に用いる圧力波

b. 評価表(解説表 3.3-4~3.3-7)の適用範囲に該当しない場合の措置

上記付録表 6.10-2 および付録表 6.10-3 に示した適用範囲に該当しない実機枝管を評価する場合は、当該枝管の条件に合わせて各パラメータを変更し、評価することができる。そのパラメータの設定方法を付録表 6.10-4 および付録表 6.10-5 に示す。

なお、評価表(解説表 3.3-4~3.3-7)で評価した枝管が許容ひずみを上回る結果となった場合も、保守的に設定されているパラメータを当該枝管の合致する条件に見直すことで、再評価することができる。

付録表 6.10-4 入力する爆轟波に関わるパラメータ設定方法

パラメータ	評価表の設定値と 当該枝管条件との相違	設定方法
混合ガス温度	・設定値に比べ、当該枝管の混合ガス温度が高いと推定される場合(混合ガス濃度が低いと推定される場合)	① 当該枝管の蓄積解析から得られた混合ガス温度を適用する ② 当該枝管の表面温度を測定して得られた混合ガス温度を適用する(付録7参照)
運転中の系統圧力	・適用した代表的な圧力に比べ、当該枝管の系統圧力が低い場合	① 当該枝管の実際の運転中系統圧力を適用する
枝管全長	・設定値に比べ、当該枝管の全長が短い場合 ・設定値に比べ、当該枝管の混合ガス蓄積長さ(不燃限界濃度を超えて蓄積する長さ)が短い場合	① 当該枝管の実際の全長を適用する ② 当該枝管の蓄積解析あるいは換気解析から得られる混合ガス蓄積長さ(不燃限界濃度を超えて蓄積する長さ)を適用する

上記条件に基づき、爆轟解析を実施し、当該枝管評価用の爆轟波形を求める。

付録表 6.10-5 評価する材料特性に関わるパラメータ設定方法

パラメータ	評価表の設定値と 当該枝管条件との相違	設定方法
材質	・設定値とは異なる材質の場合	①当該枝管の材質を適用する
枝管評価温度	・設定値に比べ、当該枝管の混合ガス温度が高いと推定される場合(混合ガス濃度が低いと推定される場合)	①当該枝管の蓄積解析から得られた混合ガス温度を適用する ②当該枝管の表面温度を測定して得られた混合ガス温度を適用する(付録7参照)
応力-ひずみ関係	・設定値では降伏応力のみを考慮しており、引張強さも考慮する場合	①降伏応力と引張強さを考慮した3直線近似での応力-ひずみ関係を適用する(引張強さは付録式(6.10-10)で算出される値とする)
ひずみ速度依存	・設定値と同様にひずみ速度依存は考慮し、その入力条件である材料強度( $\sigma_{Y0}$ , $\sigma_{T0}$ )あるいは枝管評価温度(T)が異なる場合	①当該枝管の材質による設計・建設規格での降伏応力・引張強さを適用する ②当該枝管のミルシートでの降伏応力・引張強さを適用する

評価用爆轟波形(付録図 6.10-11 もしくは付録表 6.10-4 で新たに得られた爆轟波形)に基づき、(2)項および付録式 6.10-9 (引張強さを適用する場合は付録式 6.10-10)により簡易弾塑性評価を実施し、許容ひずみと比較することで強度評価を行う。

(8) 評価結果

(7) a. 付録表 6.10-2 での評価結果を付録表 6.10-6~6.10-9 に示す。また、評価例を付録図 6.10-12 に示す。

付録表 6.10-6 評価表(運転圧力  $P=0.4\text{MPa}$ )

ひずみ：%

呼び 厚さ	口径								
	20A	25A	40A	50A	80A	100A	150A	350A	650A
Sch40	—	—	—	0.15	0.15	0.17	0.19	0.23	0.22
Sch80	—	—	—	—	—	—	0.12	0.12	0.11
Sch160	—	—	—	—	—	—	—	—	—

—：簡易弾性評価で健全

付録表 6.10-7 評価表 (運転圧力  $P=1.3\text{MPa}$ )

ひずみ : %

呼び 厚さ	口径								
	20A	25A	40A	50A	80A	100A	150A	350A	650A
Sch40	0.41	0.45	0.92	1.58	1.50	2.71	6.15	17.17	12.48
Sch80	0.24	0.26	0.36	0.46	0.47	0.62	0.76	1.13	0.87
Sch160	0.16	0.16	0.21	0.20	0.22	0.22	0.23	0.21	0.18

付録表 6.10-8 評価表 (運転圧力  $P=3.0\text{MPa}$ )

ひずみ : %

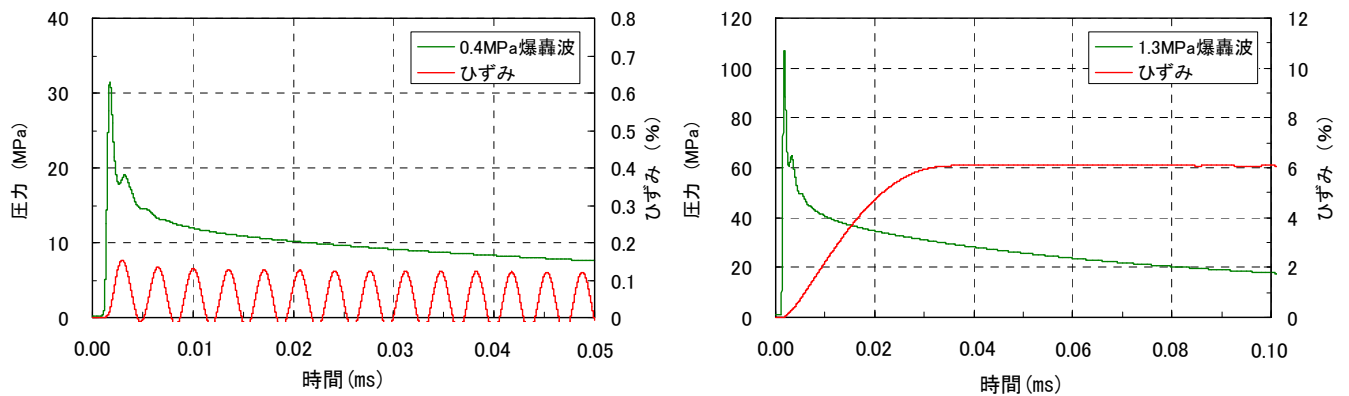
呼び 厚さ	口径								
	20A	25A	40A	50A	80A	100A	150A	350A	650A
Sch40	8.53	11.26	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上
Sch80	1.51	2.20	6.81	<del>6.81</del>	16.78	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上
Sch160	0.39	0.46	1.10	1.08	1.72	1.93	2.19	2.12	1.54

14.39 (平成24年1月 誤記訂正)

付録表 6.10-9 評価表 (運転圧力  $P=7.0\text{MPa}$ )

ひずみ : %

呼び 厚さ	口径								
	20A	25A	40A	50A	80A	100A	150A	350A	650A
Sch40	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上
Sch80	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上
Sch160	7.12	11.16	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上	25 以上



(a) 0.4MPa 相当 50A sch40

(b) 1.3MPa 相当 150A sch40

付録図 6.10-12 評価例

#### (9) まとめ

管の膨張振動を 1 質点系の運動方程式で表し、塑性変形を考慮した動的応答を求める簡易手法を提案した。また、管に負荷する反射波の模擬波形を設定し、口径、配管厚さの異なる配管に対してひずみ応答を算出した。

算出した動的な最大ひずみを、従来の設計手法で求められる静的弾性ひずみで除した動的係数を定義して、グラフに表した。この係数を用いることで、従来手法から簡便に動的な塑性ひずみを評価することができる。

## 付録6. 11 詳細強度評価

### (1) Abaqus を用いた強度解析

配管構成要素毎に確立した爆轟解析手法(付録 6. 3)および強度解析手法(付録 6. 5)を用いて実機適用性を確認するため、実機配管を模擬した配管構成要素を組み合わせた試験体系 (K-5) での圧力履歴および配管変形量等を解析で予測可能であることを検証した。

#### a. FEMモデル

強度試験 (K-5) における強度解析に用いる FEM モデルは付録図 6. 11-1 に示される 3次元モデルであり、幾何学形状には同図に示される K-5 試験体の肉厚測定結果を考慮した。解析コードはAbaqus Ver. 6. 4-1のExplicit (陽解法) を使用し、3次元ソリッド要素を用いてモデル化した。なお、要素サイズについては別途感度解析を実施し、軸方向 5mm ピッチで解析モデルを作成した。本モデルの拘束条件は、同図に示されるサポートラグの翼部下面を拘束することで模擬している。

#### b. 解析用材料データ

K-5 強度解析に用いる解析用材料データは、K-1 強度解析と同様に付録図 6. 5. 2-2 の解析用材料データを用いる。

#### c. 入力圧力波の設定

強度解析に必要となる配管内圧力の時間変化を爆轟解析により予測した。解析手法には付録 6. 3 で検証された手法を用い、付録図 6. 11-2 に示される K-5 の爆轟解析体系を用いて解析を実施した。なお、配管壁面は全て断熱境界条件を与えている。

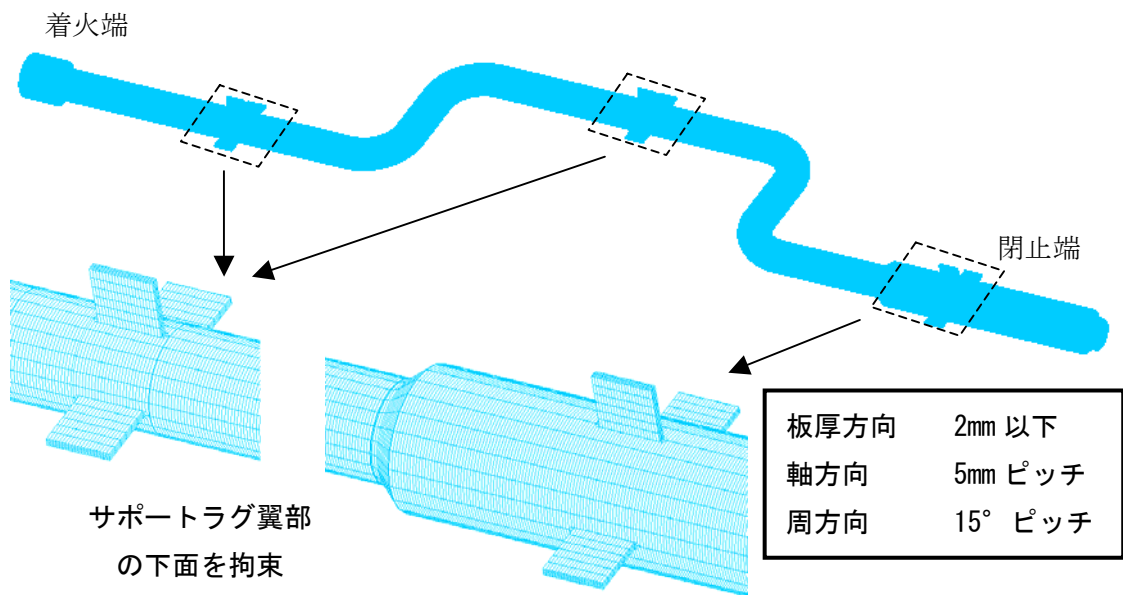
付録図 6. 11-3 に K-5 試験の圧力測定点 P1～P11 での圧力波形を試験と解析と比較して示す。解析結果は P1 の試験の立ち上がりと時間が一致するように表示している。

強度解析に用いる入力圧力波には、K-3 強度解析と同様に、爆轟解析結果の壁面圧力データを FEM モデルの内表面にマッピングすることで実現した。爆轟解析結果マッピングプログラムの概要は付録図 6. 5. 2-16 に示されている。

d. 強度解析結果

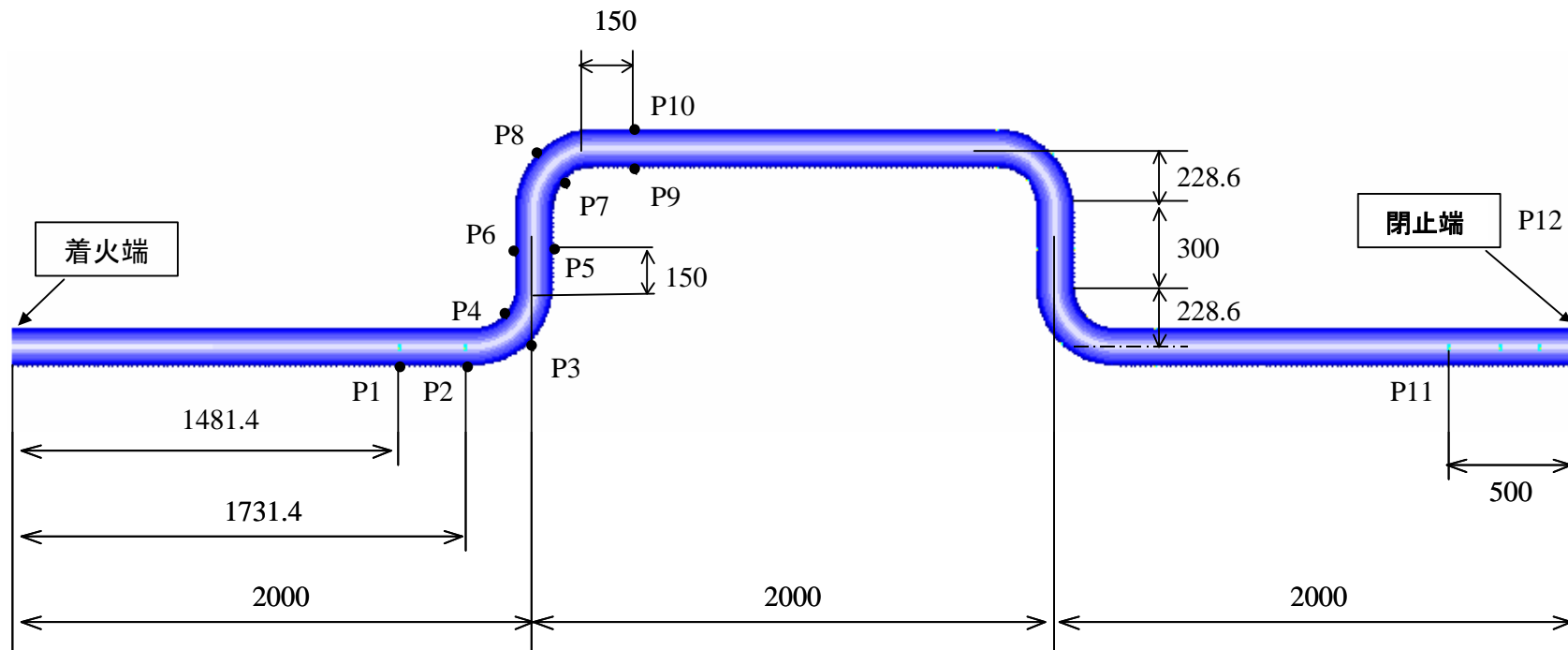
上記の解析手法により FEM による弾塑性大変形解析を実施した。付録図 6.11-4 には各ひずみ測定点における周方向ひずみ時間歴の試験結果と解析結果の比較を示す。K-5 強度解析では、周方向の発生ひずみは直管部の方がエルボ部に比べ高い傾向となっている。エルボ部のひずみは直管に比べて低く、強度評価の対象となるのが直管であるため、本解析手法によって強度評価可能である。

さらに、付録図 6.11-5 に各ひずみ測定点における残留周方向ひずみの試験結果と解析結果の比較を示す。エルボ部では解析結果が下回る結果も見られる。しかし、エルボ部では配管厚さが直管部に比べて厚い傾向にあるためひずみが直管部に比べて低く、配管系として評価するのであれば直管部が対象となるため、付録 6.3 による解析手法で保守側の評価が可能である。



付録図 6.11-1 (1/2) FEM モデル



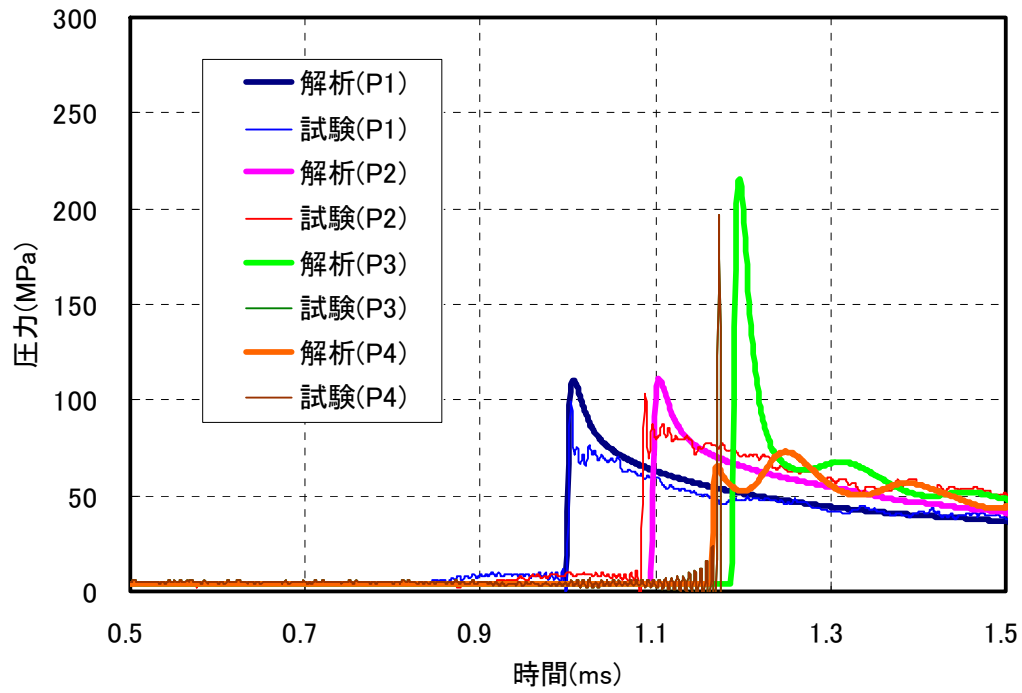


(a) 爆轟解析モデル

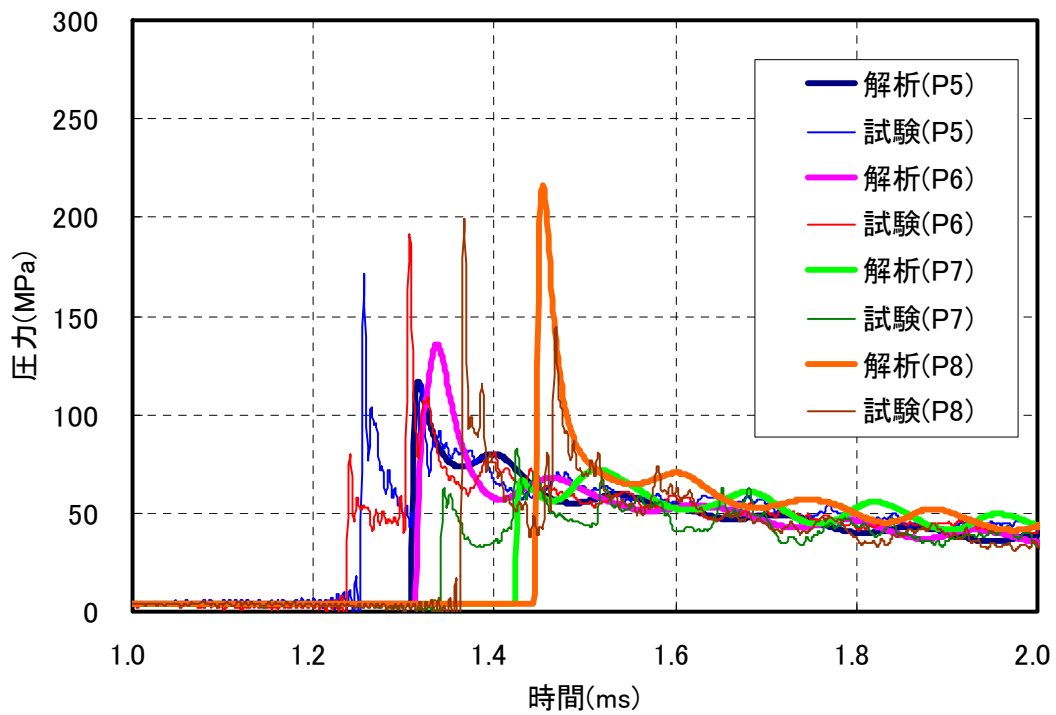
試験ケース番号	混合ガス条件	初期圧力 (MPa)	初期温度 (°C)
K-5	水素 61.2%, 酸素 32.3%, 窒素 6.5%	4.0	26

(b) 爆轟解析条件

付録図 6.11-2 K-5 の爆轟解析体系

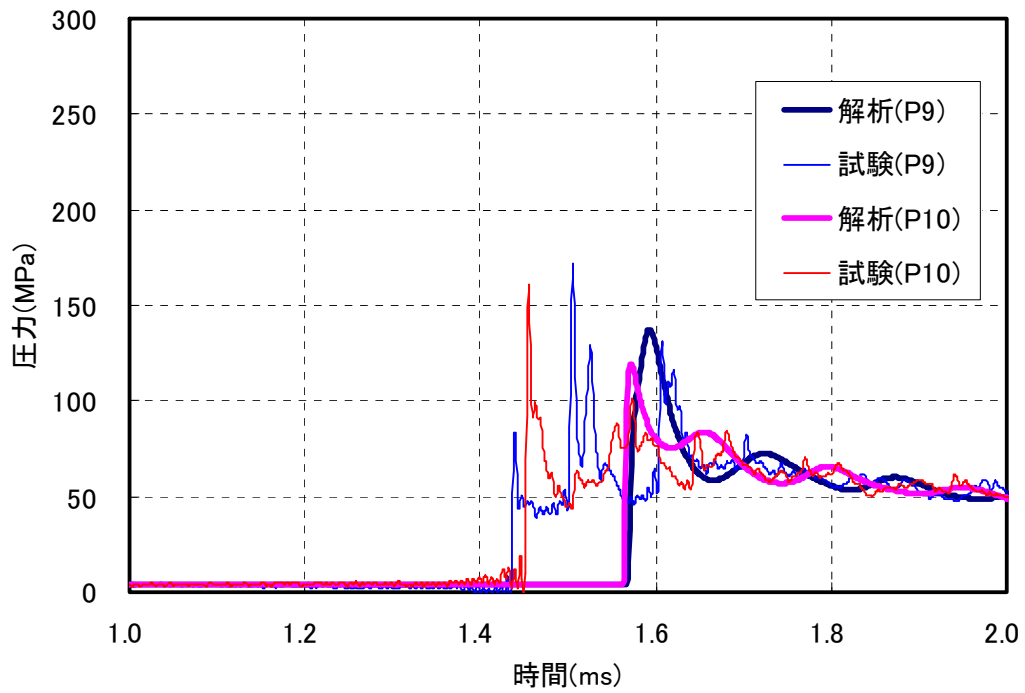


(a) P1~P4

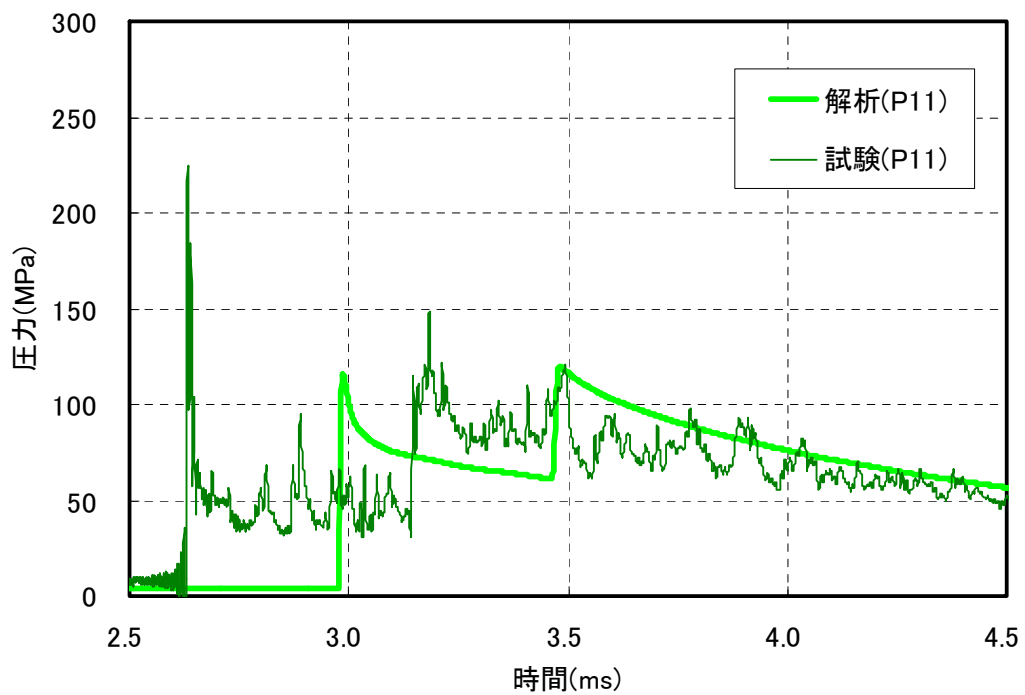


(b) P5~P8

付録図 6.11-3(1/2) K-5 爆轟解析における試験結果と解析結果の比較

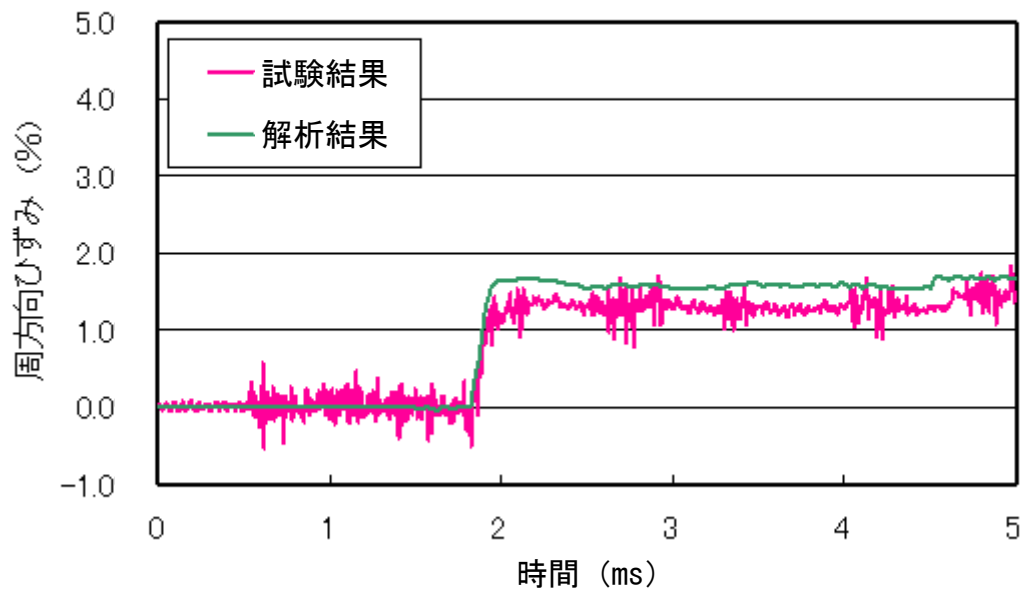


(c) P9, P10

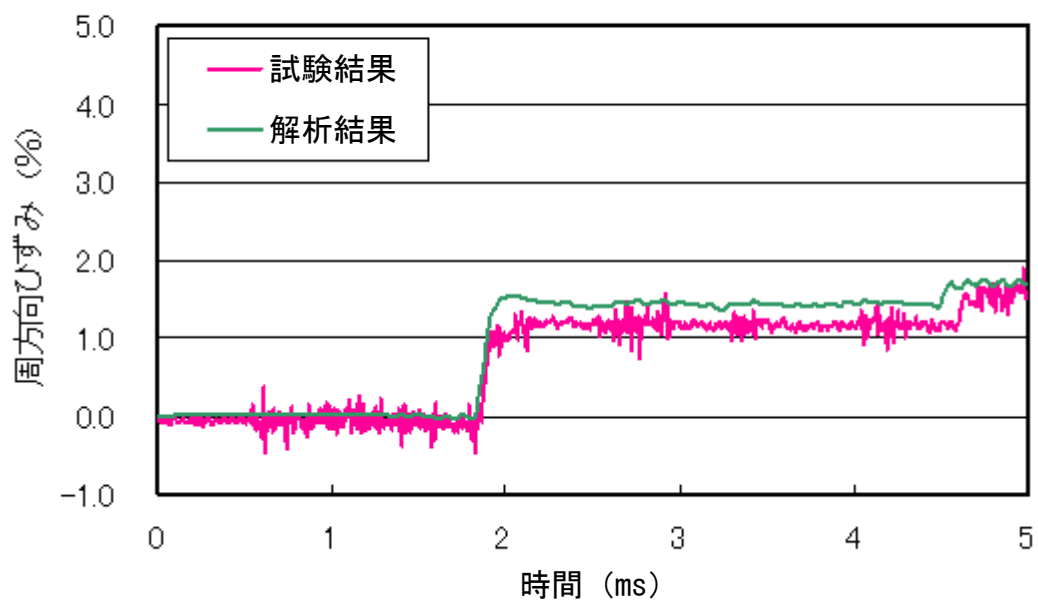


(d) P11

付録図 6.11-3 (2/2) K-5 爆轟解析における試験結果と解析結果の比較

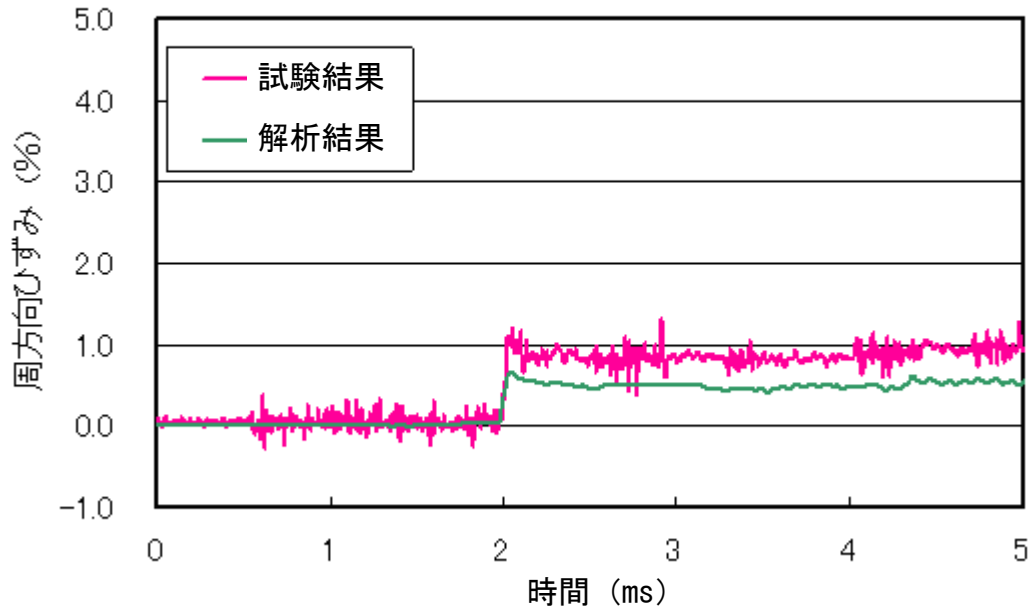


(a)  $\epsilon 2$

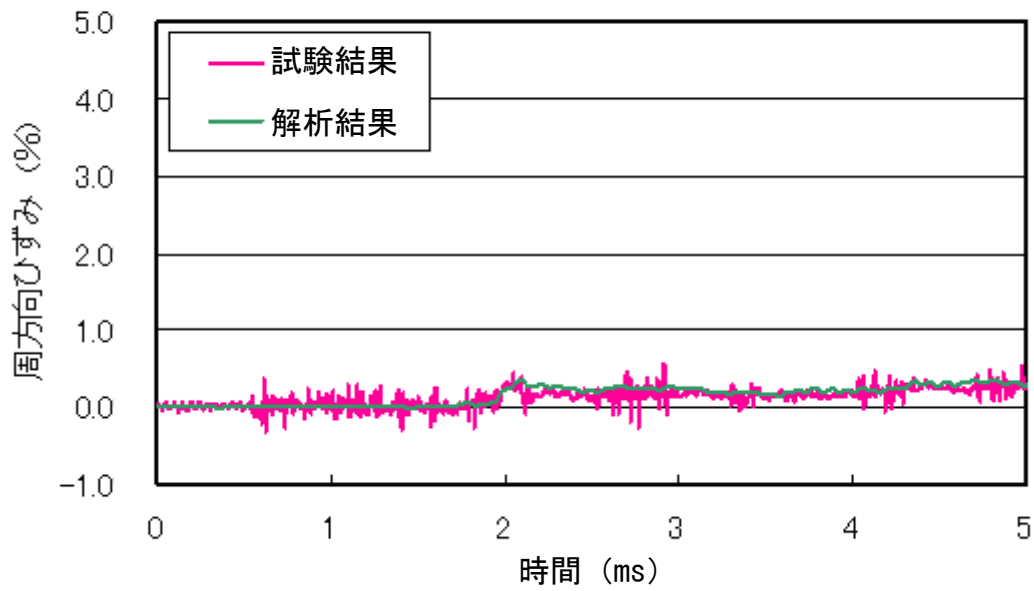


(b)  $\epsilon 4$

付録図 6.11-4(1/6) 強度解析結果

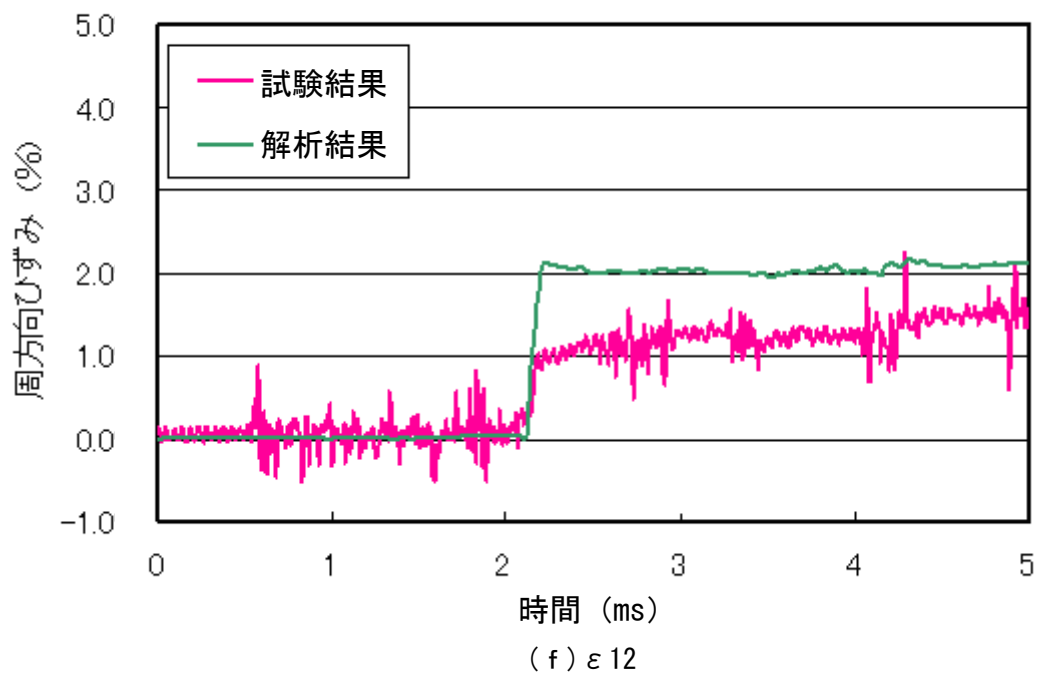
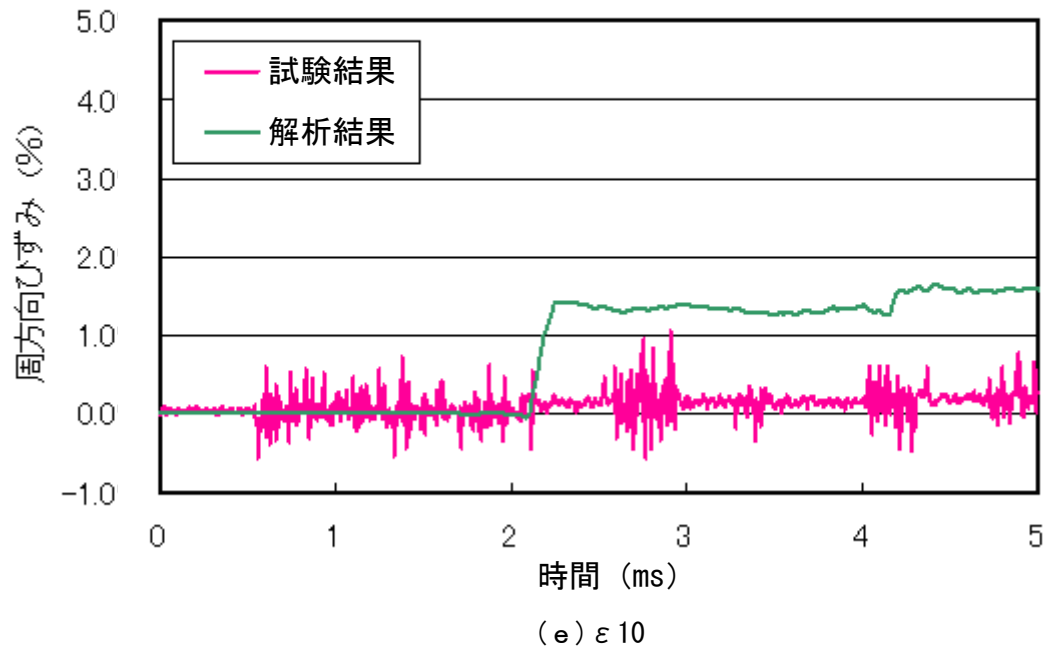


(c)  $\epsilon 6$

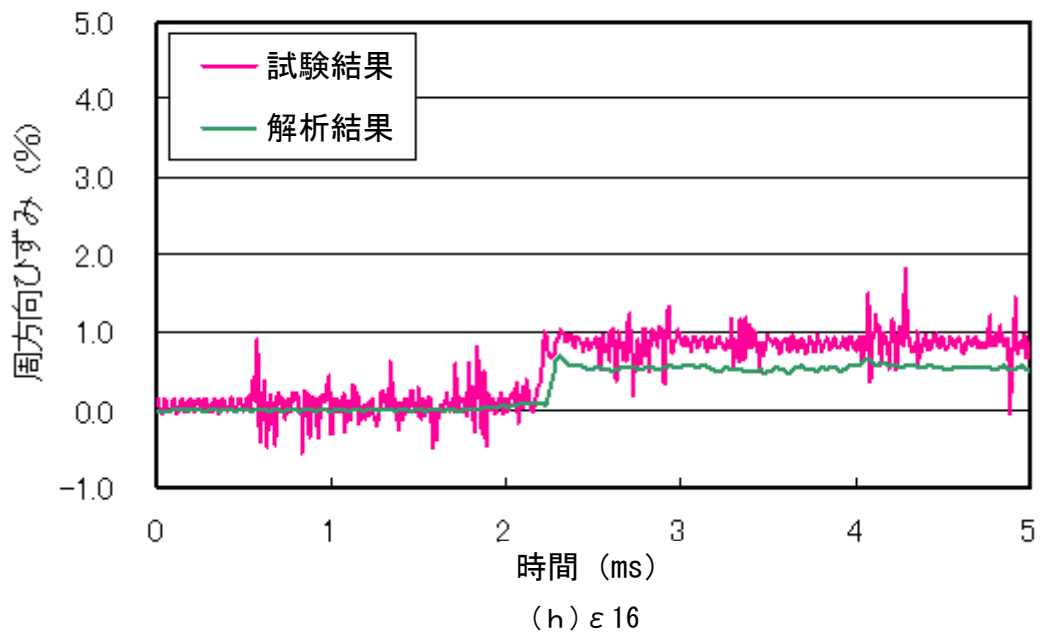
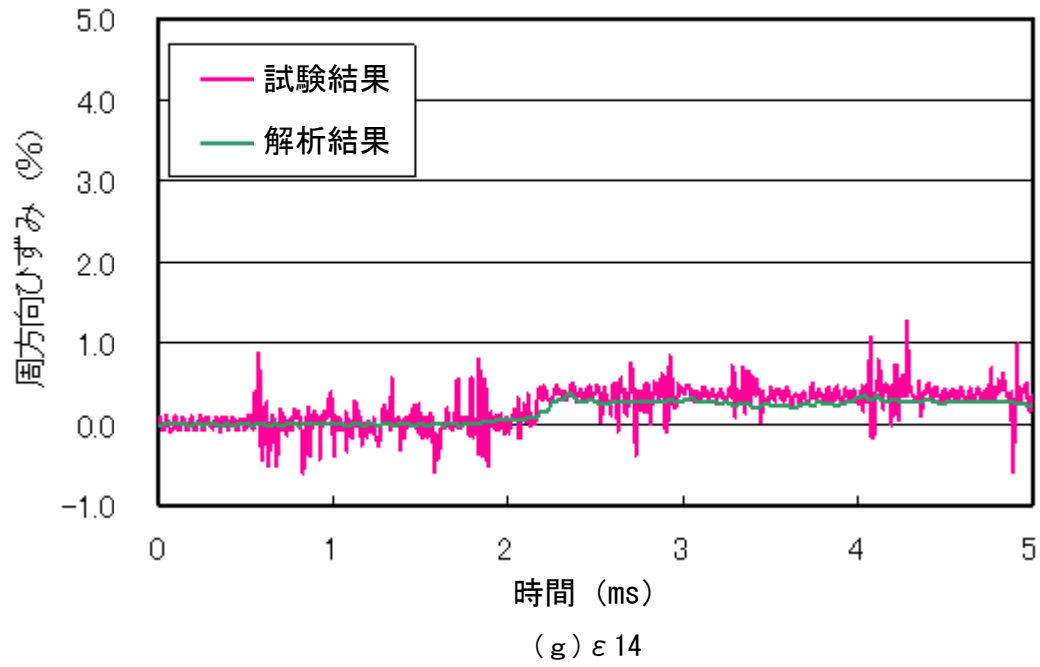


(d)  $\epsilon 8$

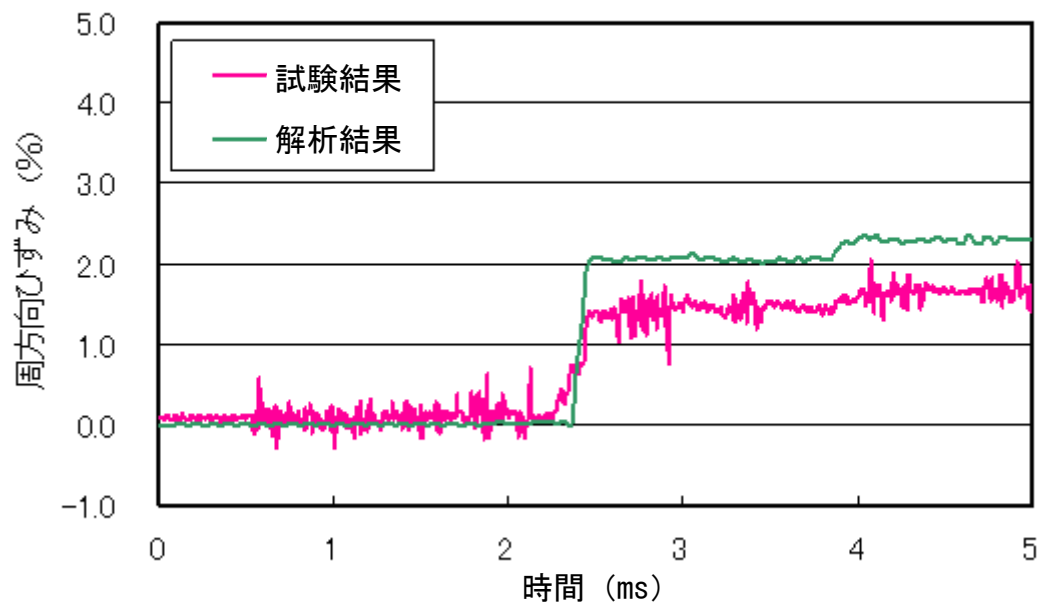
付録図 6.11-4(2/6) 強度解析結果



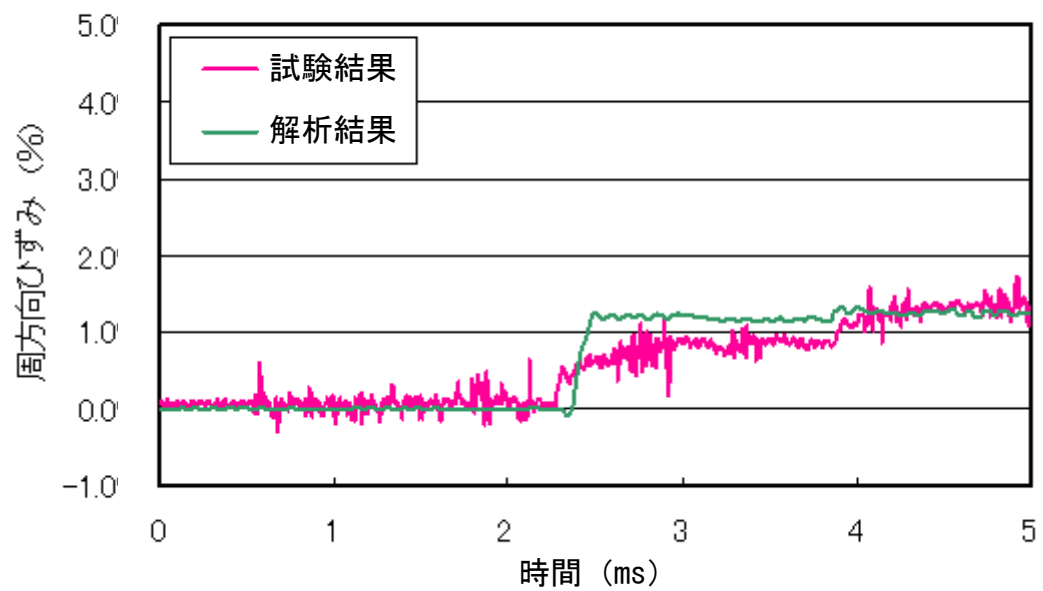
付録図 6.11-4(3/6) 強度解析結果



付録図 6.11-4(4/6) 強度解析結果

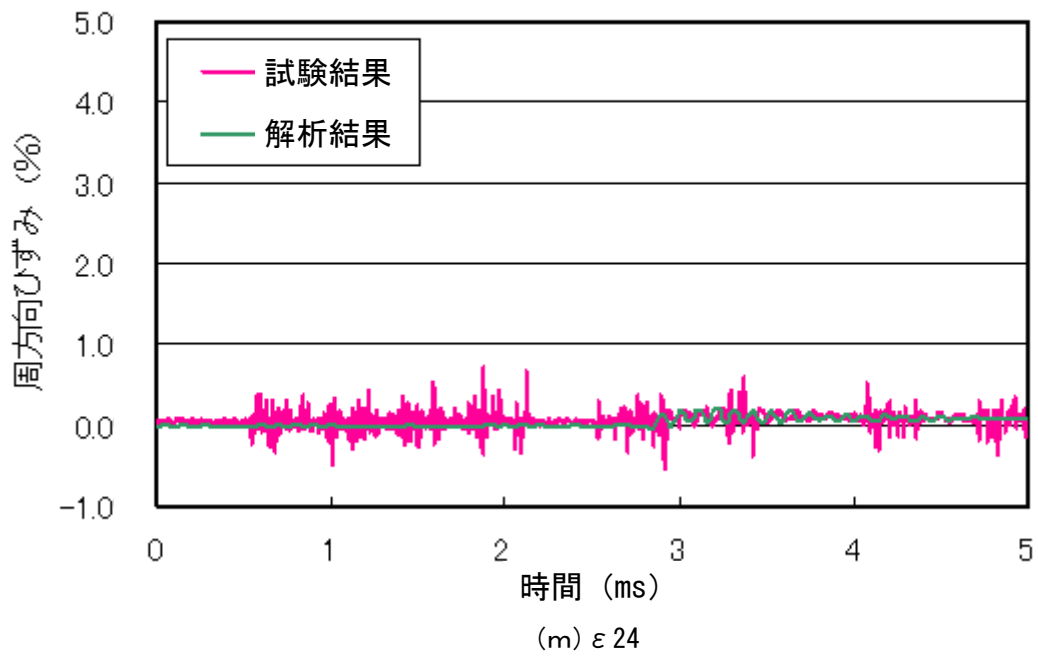
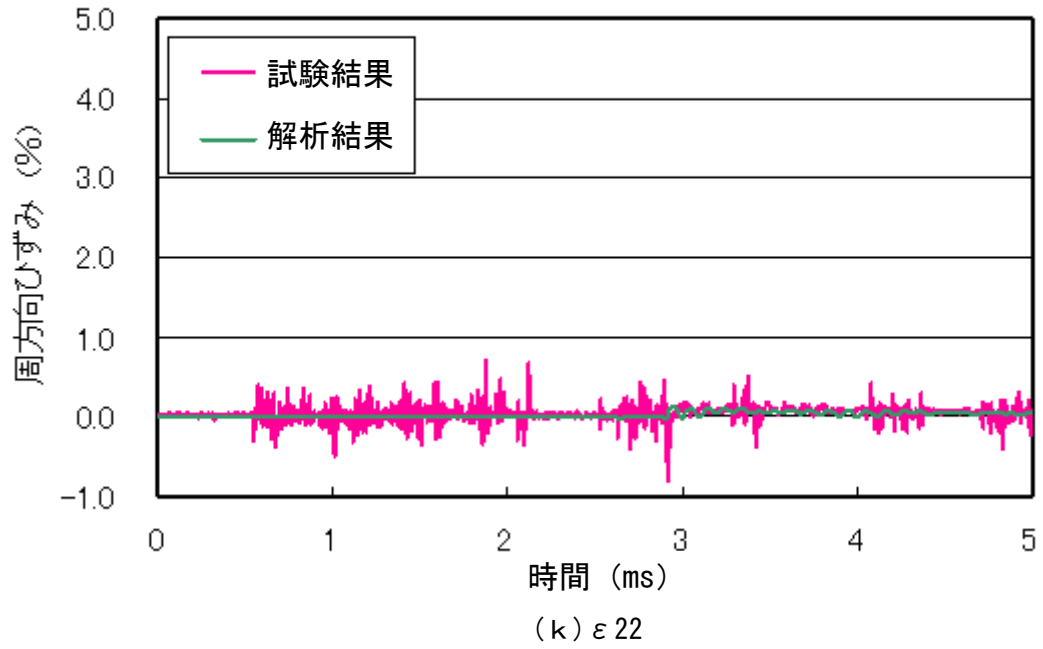


(i)  $\varepsilon 18$

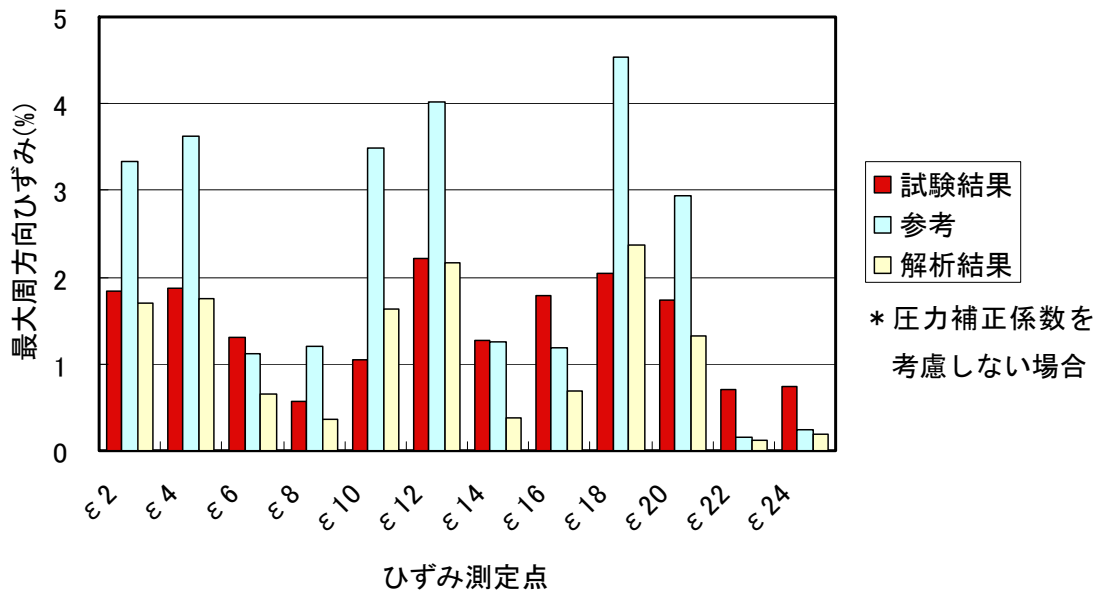
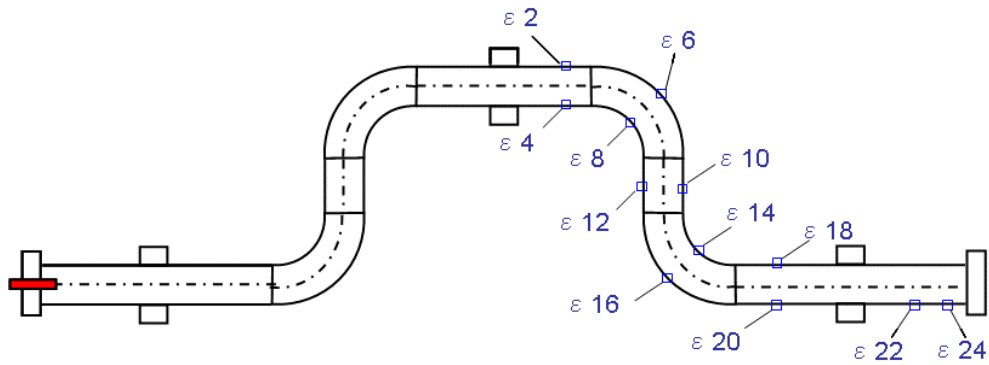


(j)  $\varepsilon 20$

付録図 6.11-4(5/6) 強度解析結果



付録図 6.11-4(6/6) 強度解析結果



付録図 6.11-5 強度解析結果のまとめ

## (2) LS-DYNA を用いた強度解析

解析コードの違いによる解析結果を比較するため、上記(1)と異なる解析コードで強度試験 K-5)を解析した。以下に、比較に用いた条件とその結果を示す。

### a. FEMモデル

強度試験 (K-5) における強度解析に用いる FEM モデルは付録図 6.11-6 に示される 3次元モデルであり、幾何学形状には同図に示される K-5 試験体の肉厚測定結果を考慮した。解析コードは LS-DYNA Ver. 6.4.4 の Explicit (陽解法) を使用し、3次元ソリッド要素を用いてモデル化した。なお、要素サイズについては別途感度解析を実施し、軸方向 5mm ピッチで解析モデルを作成した。本モデルの拘束条件は、同図に示されるサポートラグの翼部下面を拘束することで模擬している。

### b. 解析用材料データ

材料データは、強度解析 K-1 と同様に、付録図 6.5.2-2 の材料データを用いる。

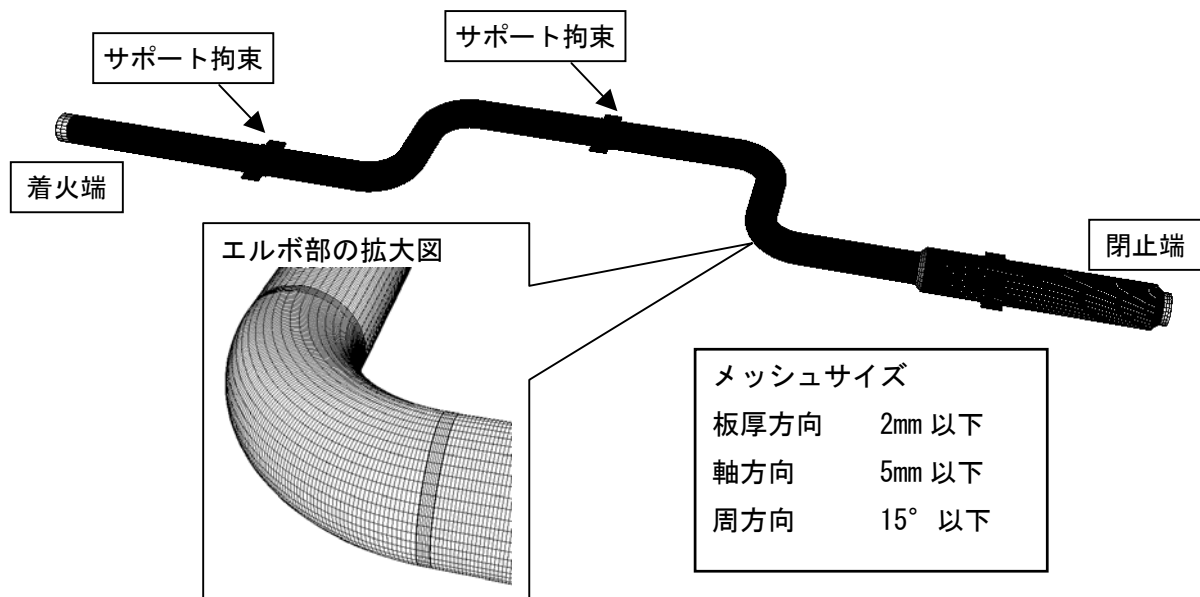
### c. 入力圧力波の設定

付録 6.3 で検証された爆轟解析手法により、入力圧力波を設定した。付録 6.3 の手法に基づき、燃焼エネルギーから算出した圧力補正係数( $\kappa=0.84$ )を爆轟解析結果に乗じた圧力波形を用いた。強度解析に入力した圧力波形を付録図 6.11-7 に示す。図では、試験の P1 と解析結果の P1 の立ち上がり時間が同じとなるように表示した。

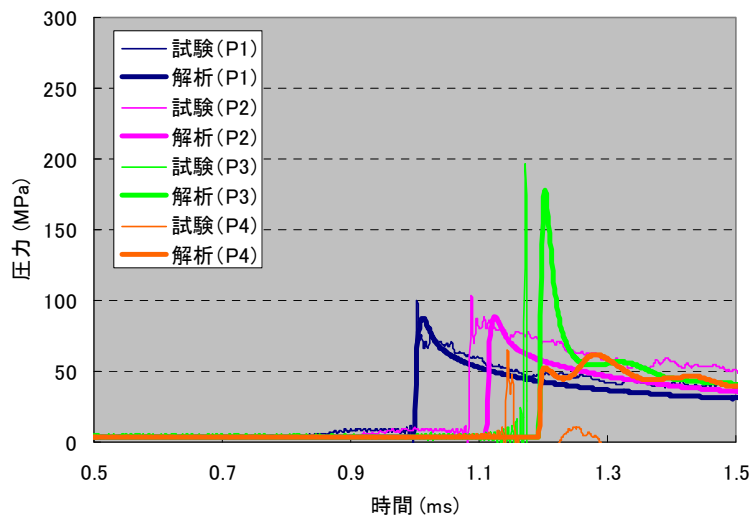
### d. 強度解析結果

上記の手法により強度解析を実施した。各ひずみ計測点での試験結果と解析結果の比較を付録図 6.11-8 に示す。試験では直管のひずみがエルボに比べて高い。これは、エルボ内の波の乱れによる影響が、エルボ下流直管に影響したためと考えられる。強度解析では、直管のひずみがエルボに比べて高くなる傾向を捉えており、やや保守的な解析結果となっている。エルボ部の解析結果では試験を下回る部分も見られたが、エルボ部のひずみは直管に比べて低く、強度評価の対象となるのが直管であるため、本解析手法によって強度評価可能である。

(1)の解析結果と比較すると、直管においてひずみを保守的に見積もる傾向は一致している。また、ひずみの予測値もほぼ等しい。以上の結果から、本節に示した詳細解析手法によれば、既存の汎用コードによって爆轟下の配管強度評価が可能であることが示された。

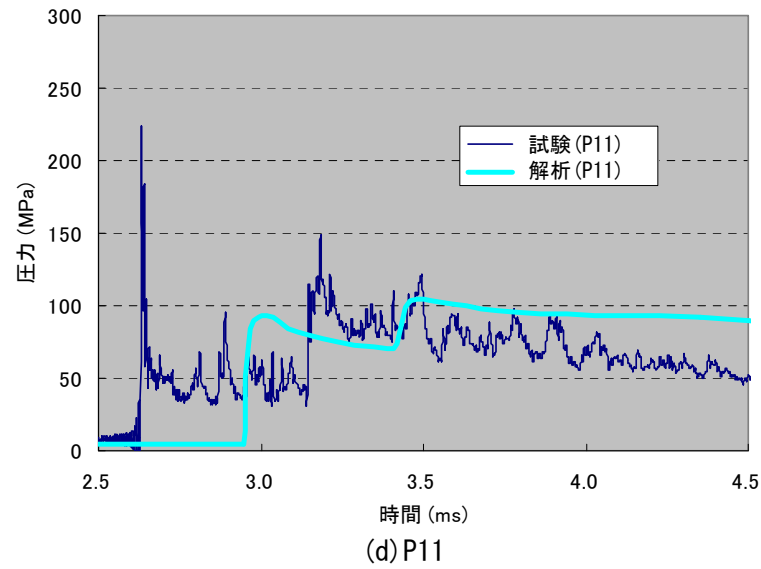
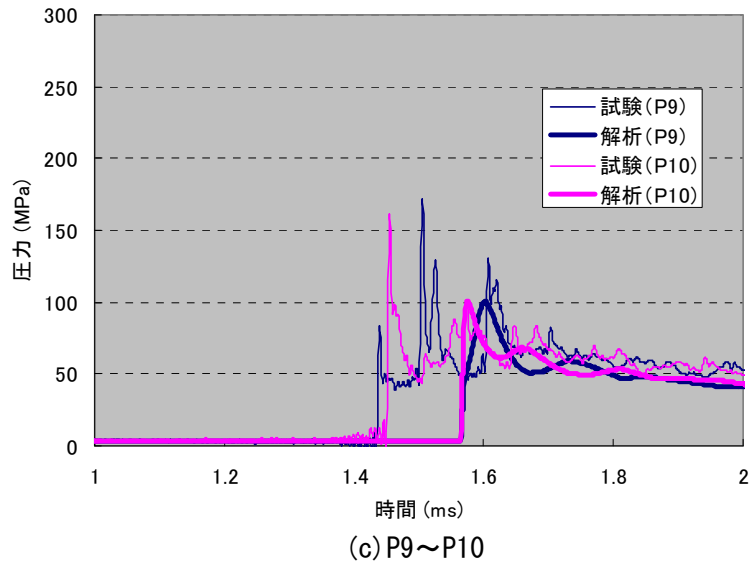
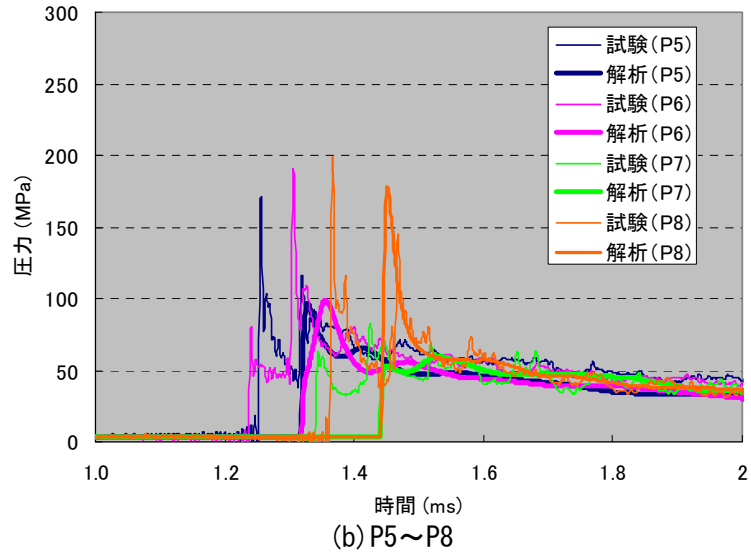


付録図 6.11-6 FEM モデル

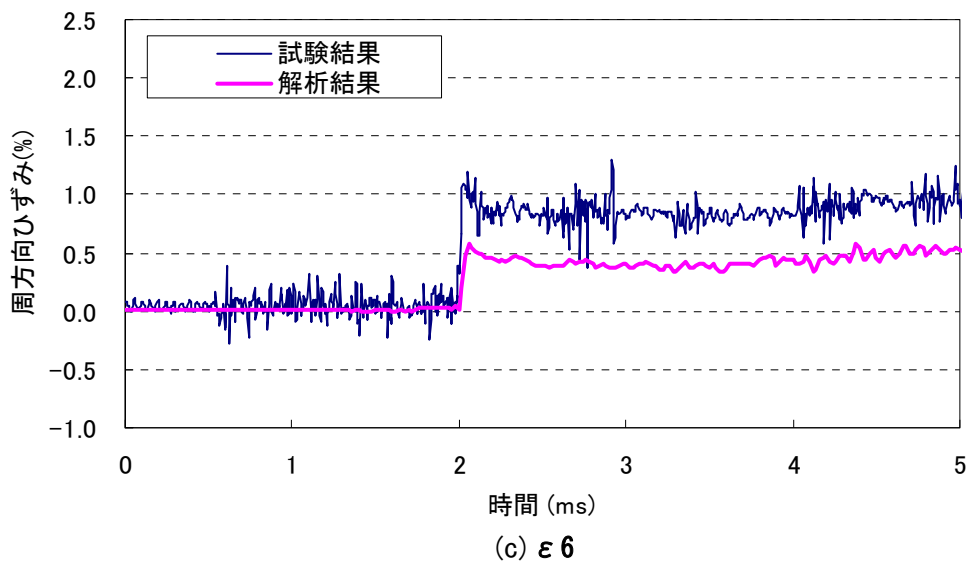
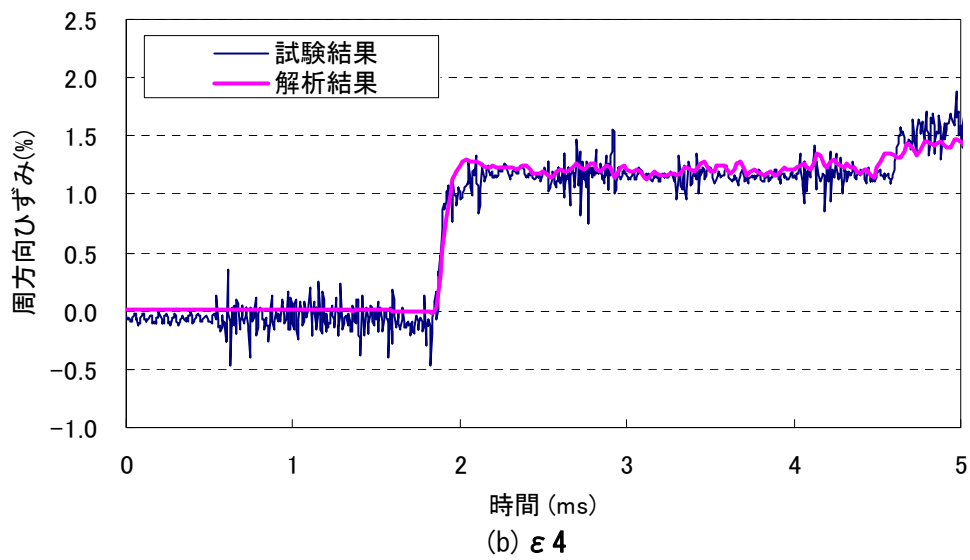
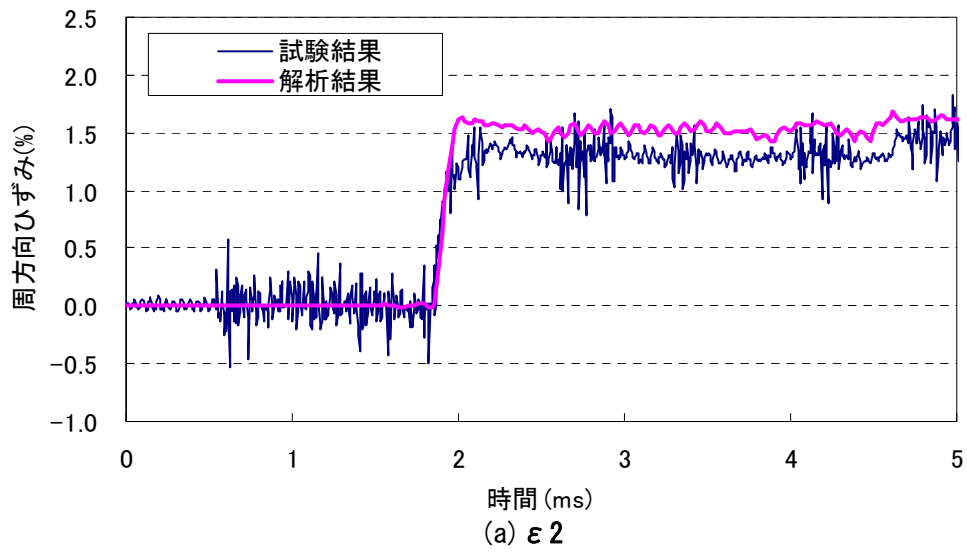


(a) P1~P4

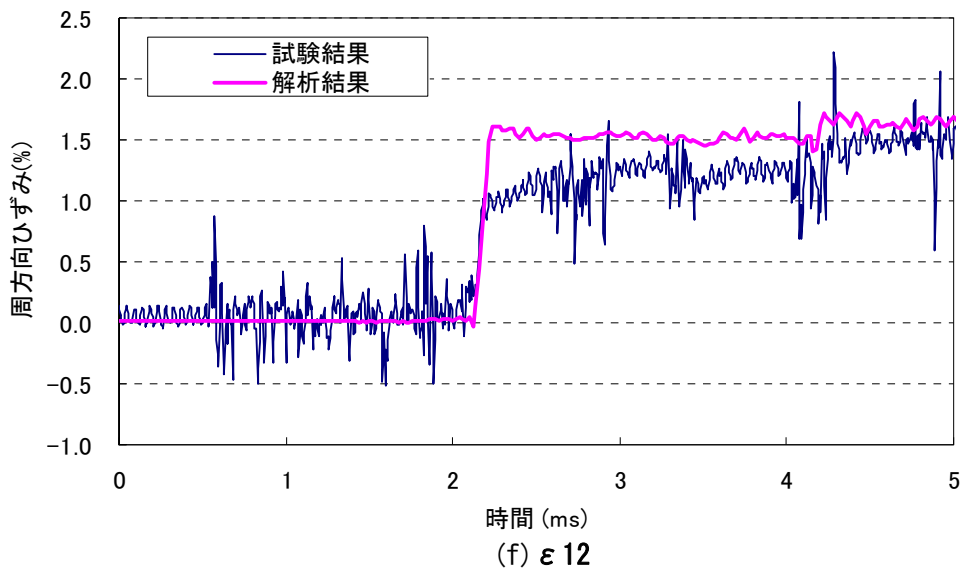
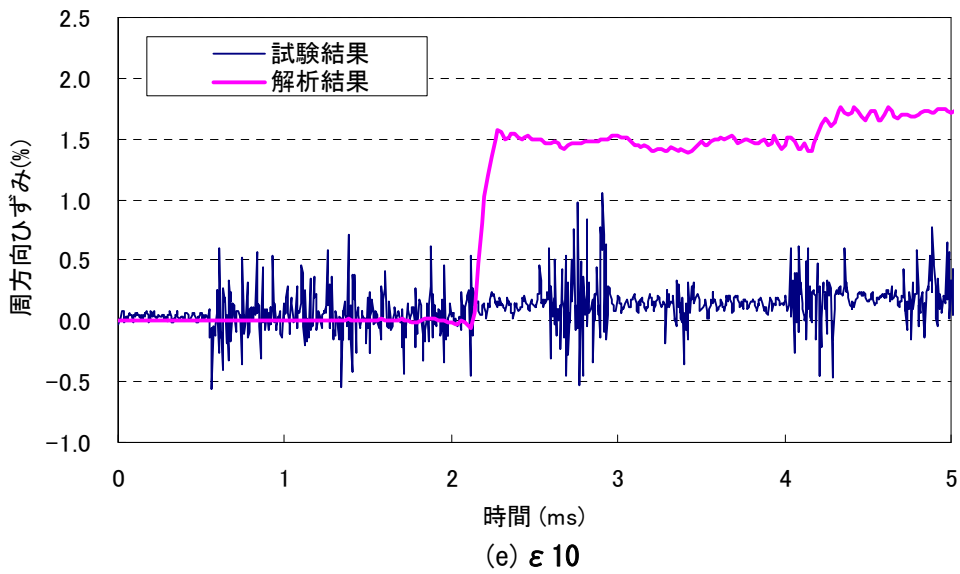
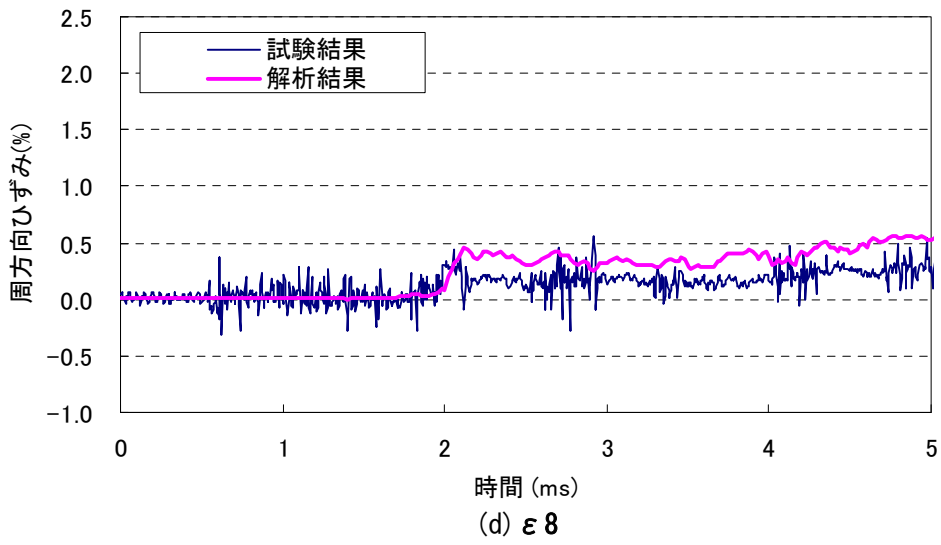
付録図 6.11-7(1/2) K-5 爆轟解析結果と試験結果の比較



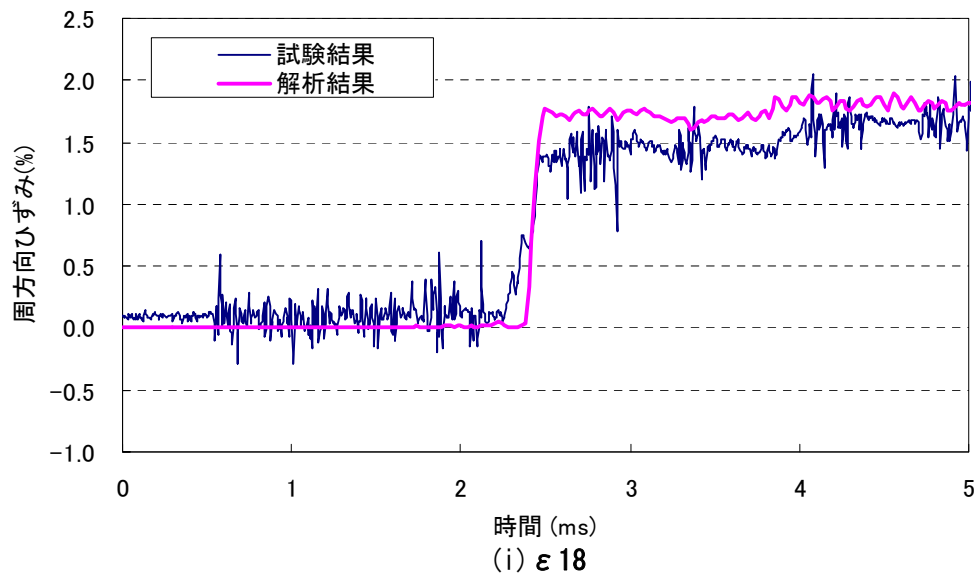
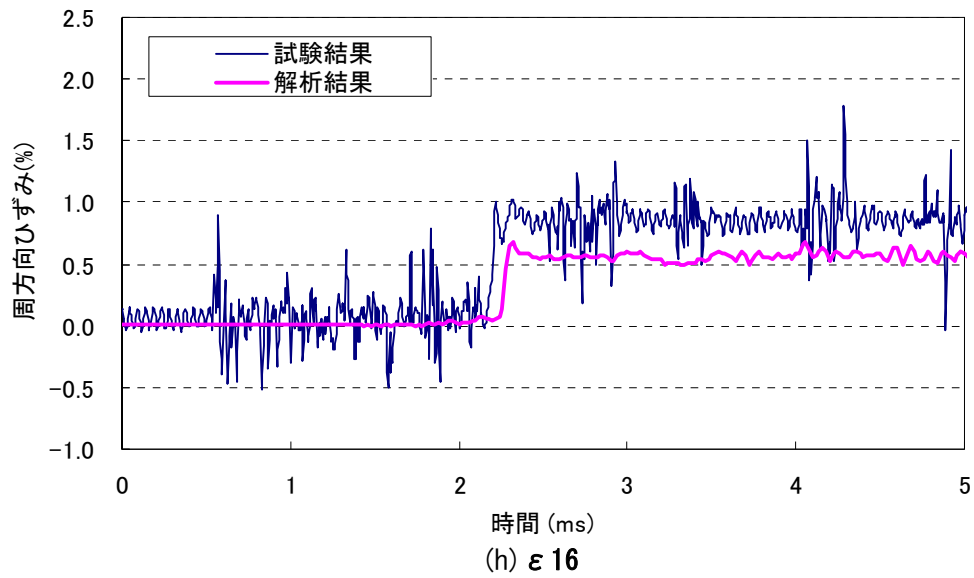
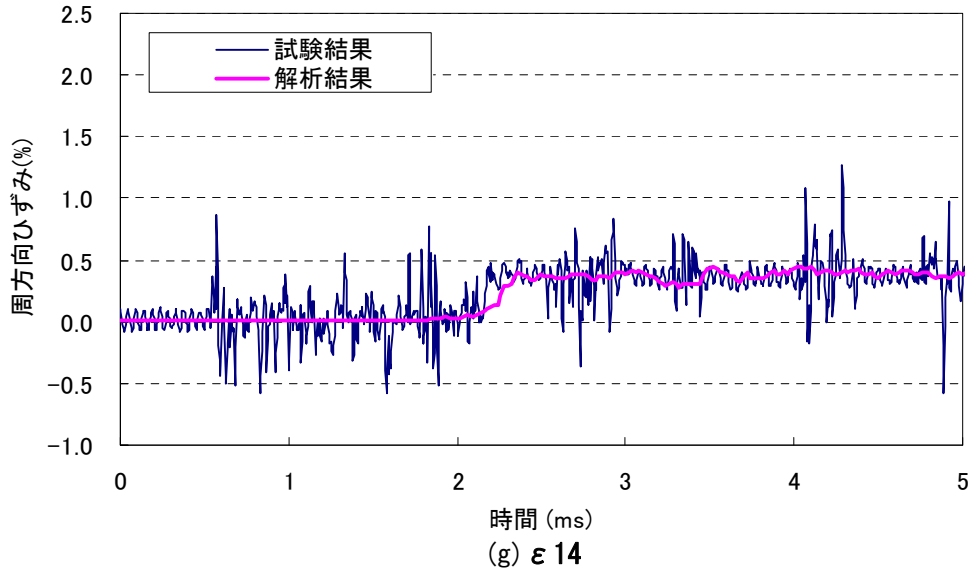
付録図 6.11-7(2/2) K-5 爆轟解析結果と試験結果の比較



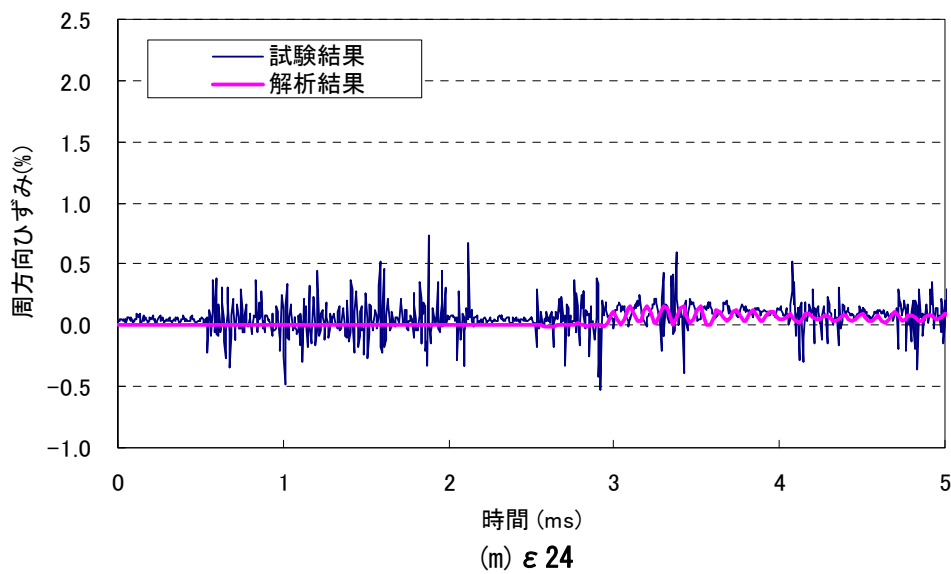
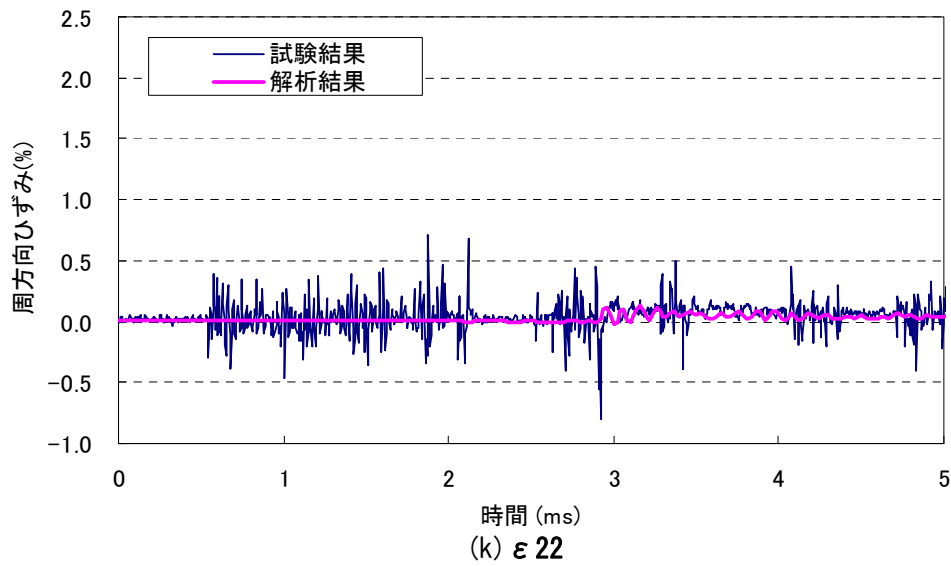
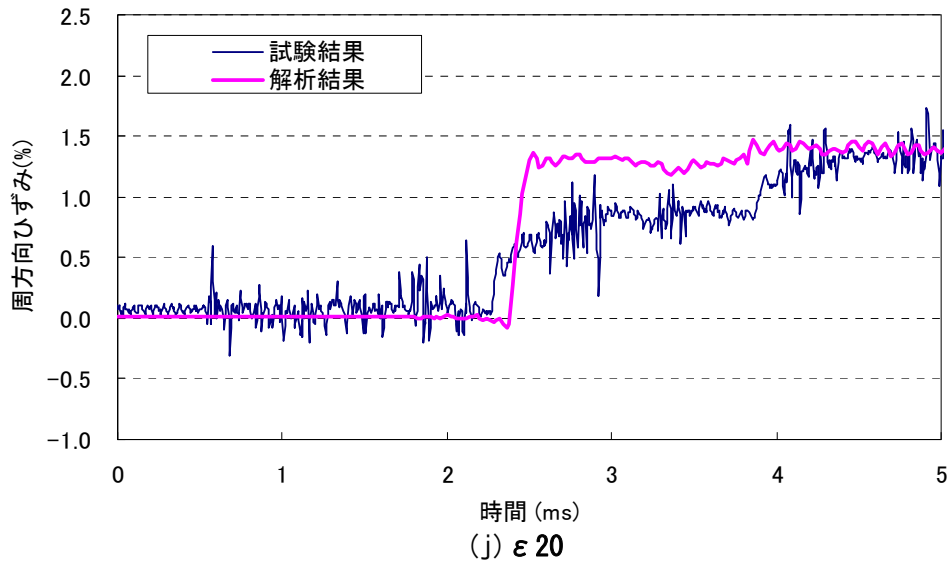
付録図 6.11-8(1/4) 強度解析結果



付録図 6.11-8(2/4) 強度解析結果



付録図 6.11-8(3/4) 強度解析結果



付録図 6.11-8(4/4) 強度解析結果

## 付録 6. 1 2 許容ひずみの考え方

構造強度評価の簡易評価(弾塑性)および詳細評価では塑性変形を許容し、衝撃荷重のインパルスを塑性変形エネルギーで吸収することを期待する。この場合、ひずみの限界が健全性の限界となる。ここでは、ひずみの制限値である許容ひずみの設定の考え方を記載する。

許容ひずみ設定の流れを以下に示す。

### 1) 強度試験の破断ひずみの推定

ひずみの限界値であり、許容ひずみはこの値より小さく設定する必要がある。

### 2) 安全係数の設定

多軸応力の影響および加工・溶接部の影響を見込んだ安全係数を設定する。

以下、この流れに従って、検討結果を示す。

### (1) 強度試験の破断ひずみの推定

合理的な許容ひずみを設定するためには、実際の破断ひずみを把握する必要がある。そのため、実機配管を模擬した強度試験体の破断ひずみを評価する。爆轟波によって破断した K-1 試験体～K-3 試験体の破断する瞬間のひずみは計測されていない。そこで、FEM 解析を援用することで破断時のひずみを以下のように推定した。

#### a. 強度試験(K-2)の破断ひずみ

付録図 6.12-1 に、破断部近傍のひずみゲージ計測結果と、高速度カメラによる破断の瞬間の撮影結果を示す。高速度カメラ写真から、径の膨張が最も大きい位置はひずみゲージ  $\epsilon 16$  近傍であることがわかる。ひずみゲージのデータを見ると、高速度カメラで未破断と確認されている時間 2.2783ms より前に、いずれのゲージも異常信号を示したことがわかる。 $\epsilon 8$  および  $14$  は、一旦上昇した後、約 2.2ms においてひずみが下がるが再びひずみが増していることから、ゲージが一時的に剥離したため不安定な挙動を示したと考えられる。一方、 $\epsilon 10$ 、 $\epsilon 12$ 、 $\epsilon 16$ 、 $\epsilon 18$  は、破断前に急激な増加が見られることから、ひずみゲージ断線または剥離により異常信号が計測されたと考えられる。ひずみゲージの保証値 10% に基づきアンプ出力限度を約 14%としたため、それ以上のひずみは計測できていない。

このように、ひずみゲージによる計測では破断ひずみを捉えていない。そこで、解析によってひずみ履歴を外挿した。付録 6.5 で示したように、現状の強度解析手法は、試験体のひずみを保守的に予測する傾向がある。しかし、ここでは試験体のひずみを予測することが目的であるため、破断部近傍のひずみゲージの計測されている範囲の結果が、解析結果と同等となるように、入力条件を調整して解析を実施した。破断部近傍のひずみゲージ

$\epsilon$  16 について、試験結果と一致するように解析した結果を付録図 6. 12-2 に示す。

解析によると、最終的にひずみが最も高くなるのは  $\epsilon$  14 近傍である。しかし、実際の破断箇所は高速度カメラ撮影から  $\epsilon$  16 近傍であることがわかっている。高速度カメラの破断 1 コマ前の時間 (2. 2783ms) では、 $\epsilon$  16 のひずみが最も高いことが解析から予測され、試験で  $\epsilon$  16 近傍から破断した事実と一致する。以上の検討結果から、高速度カメラによる破断 1 コマ前の時間を破断時間として扱うことで、破断ひずみを保守的に評価することとした。この場合、解析結果から予測される破断ひずみは、22%である。

#### b. 強度試験(K-3)の破断ひずみ

強度試験(K-3)のひずみ計測結果を付録図 6. 12-3 に示す。高速度カメラ撮影によると、腹側の  $\epsilon$  16 近傍から破断したことが確認された。ひずみの計測結果でも、 $\epsilon$  16 のひずみの立ち上がりが高く、かつ、ひずみも高いことが確認された。しかし、ひずみゲージの保証値 10%に基づきアンプ出力限度を約 14%としたため、それ以上のひずみは計測できていない。よって、これ以降のひずみ履歴を解析により予測した。

また、エルボ脇側に貼付した  $\epsilon$  18 のひずみは、一旦上昇した後に圧縮側に推移している。これは、試験体の腹側が破断したことで開口し、脇側の部位が外側にめくれることによって生じたと考えられる。試験後の破片を見ても、脇がわがめくれていることが確認できた。よって、 $\epsilon$  18 の最大点を破断時間の推定値として用いることができる。 $\epsilon$  18 のひずみ履歴と、破断推定時間を付録図 6. 12-4 に示す。

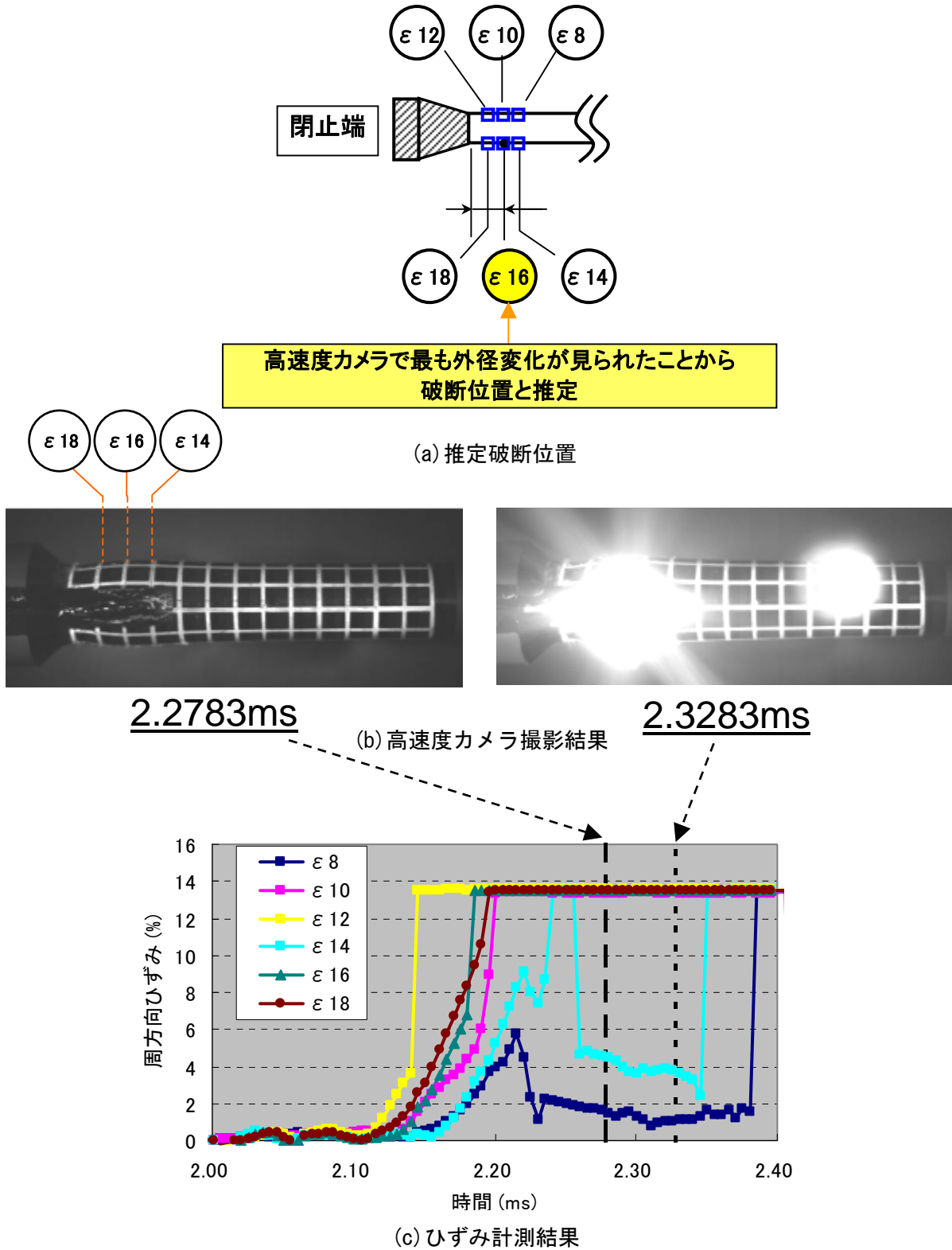
前項と同様に、破断位置  $\epsilon$  16 のひずみ履歴をあわせるように FEM 解析を実施した結果を付録図 6. 12-5 に示す。脇側の  $\epsilon$  18 のひずみ解析結果を見ると、反射波によって上昇した後、一定値に落ち着いており、試験において圧縮側に推移する傾向と異なる。これは、解析では破断による開口を模擬していない一方、試験体は破断による開口が生じ、異なる傾向が現れたものと考察される。以上の検討結果から、 $\epsilon$  18 の最大点を破断推定時間とみなし、その時間の破断位置のひずみ ( $\epsilon$  16) を解析から求め、破断ひずみの推定値とした。この場合、解析結果から予測される破断ひずみは 20%である。

#### c. 強度試験(K-1)の破断ひずみ

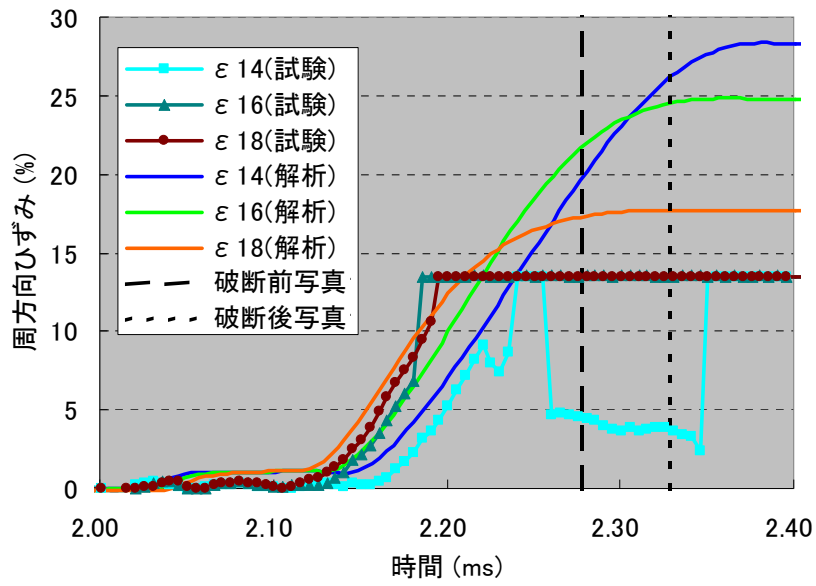
強度試験(K-1)では、破断位置がひずみゲージ位置とずれており、破断ひずみの正確な値は取得されていない。また、高速度カメラ撮影範囲が破断位置を捉えていなかったため、正確な破断時間は不明である。破断位置から周方向に  $135^\circ$  の位置に貼付したひずみゲージの履歴を付録図 6. 12-6 に示す。時間 1. 94 ms において爆轟波が到達し、ひずみが生じているが、その後最大値を示して、ひずみは圧縮側に推移した。b 項の考察と同様に、このひずみの最大点を破断時間と考え、破断位置のひずみは解析により推定した。

破断部に比べて厚肉の部位のひずみ履歴が、試験と解析で一致するように圧力を調整して解析した結果を付録図 6. 17-7 に示す。この解析条件によると、厚肉部分のひずみを解析

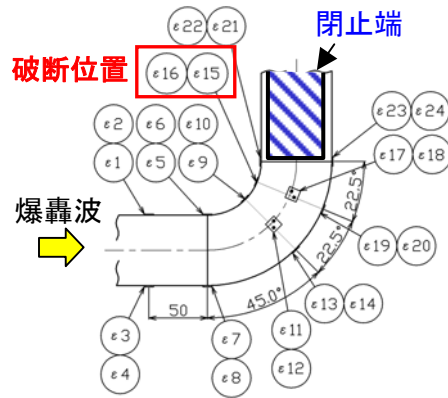
でよく再現できることがわかる。この解析から、破断部のひずみ履歴を出力した結果を付録図 6.12-8 に示す。破断部裏側のひずみゲージ計測結果が極大値を取る時間を破断時間とすると、破断ひずみは 34% と推測される。付録 6.4 に示した材料試験では破断伸びが 30% 前後であり、強度試験 (K-1) の推定破断ひずみより低い。K-1 試験体では、高速度カメラによる破断時間の確認ができなかったため、破断推定時間に誤差が含まれていることが原因と考えられる。このため、強度試験 (K-1) の推定破断ひずみは参考値とする。



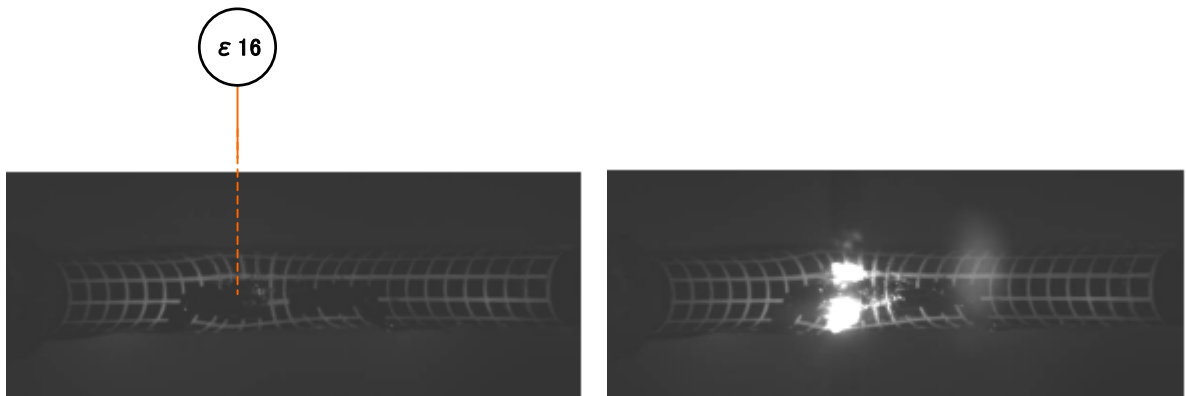
付録図 6.12-1 強度試験 (K-2) ひずみ計測結果および高速度カメラ撮影結果



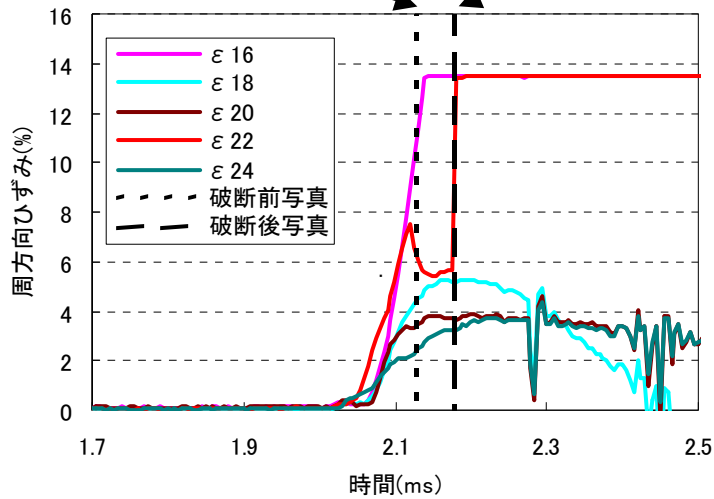
付録図 6.12-2 強度試験(K-2) ひずみ解析結果



(a) 推定破断位置

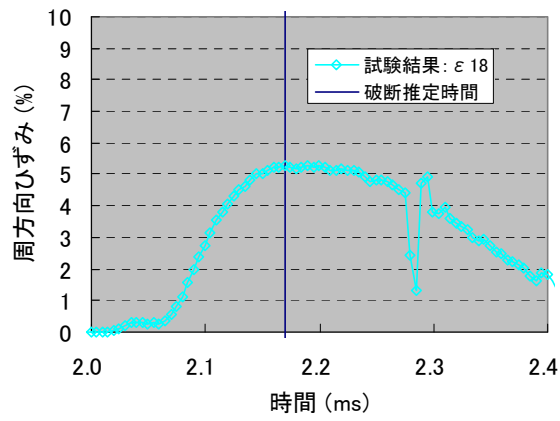


2.1278ms (b) 高速カメラ撮影結果 2.1778ms

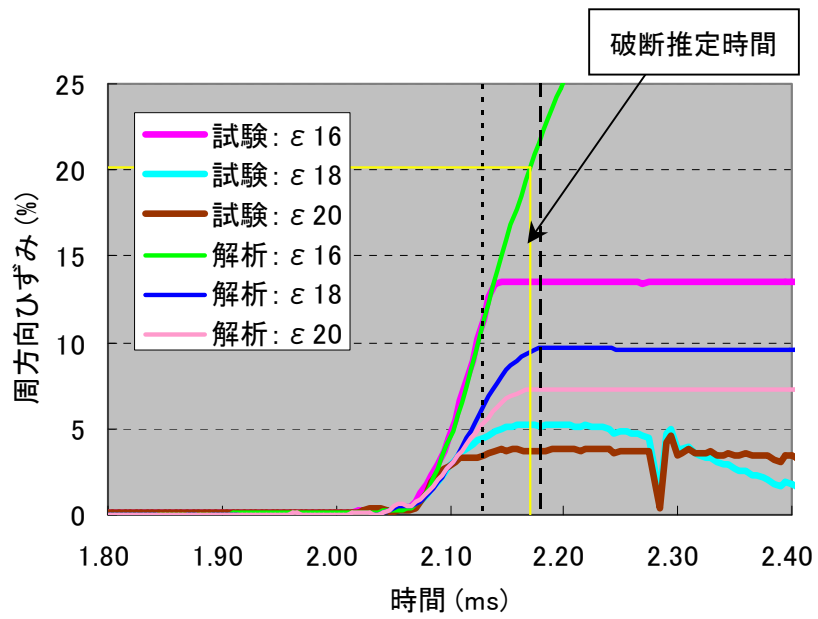


(c) ひずみ計測結果

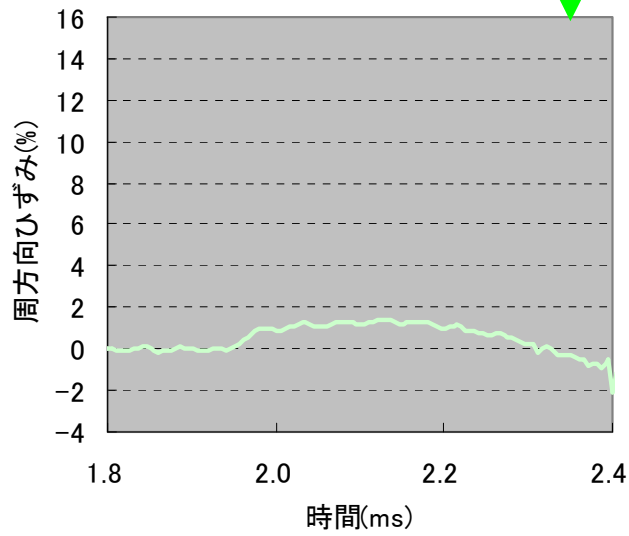
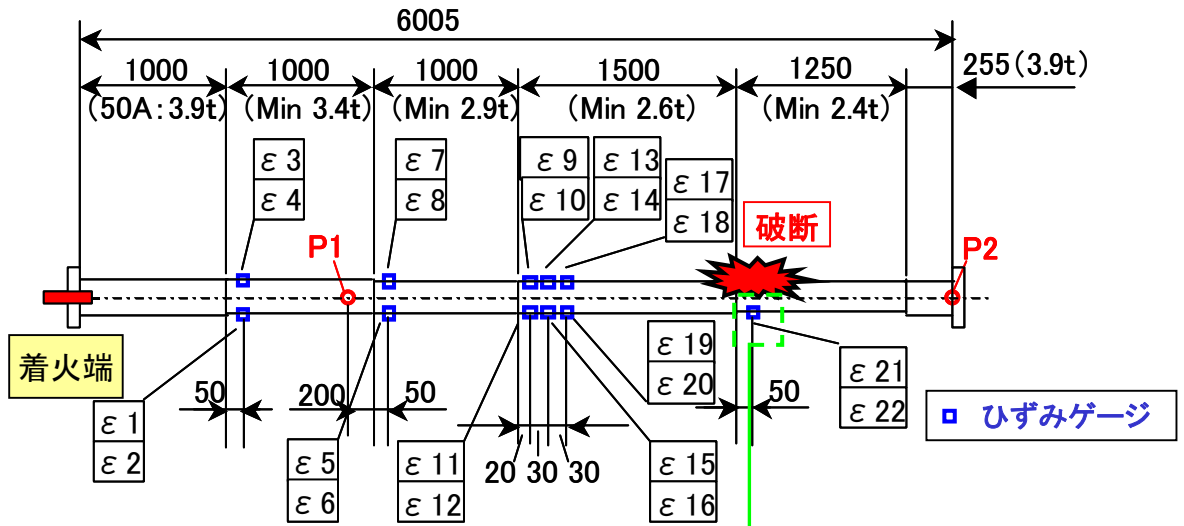
付録図 6.12-3 強度試験 (K-3) ひずみ計測結果および高速カメラ撮影結果



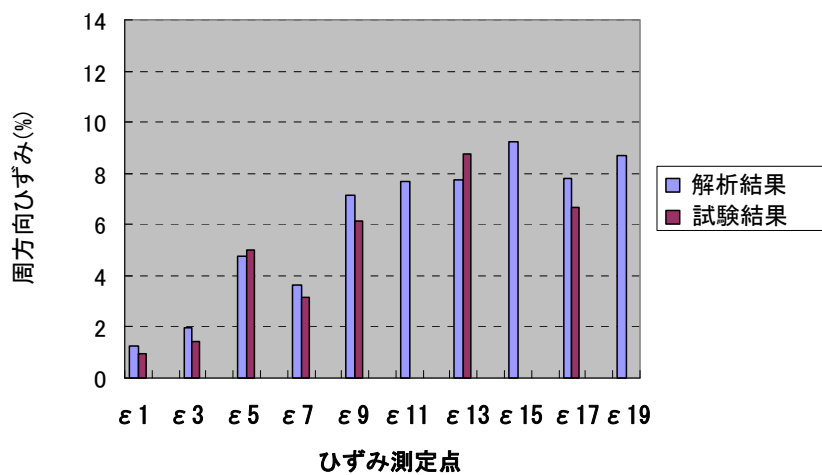
付録図 6.12-4 エルボ脇側のひずみ履歴による破断時間の推定



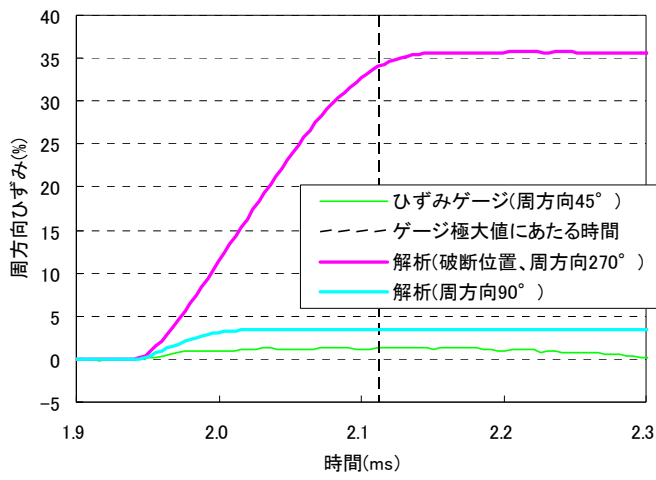
付録図 6.12-5 強度試験(K-3) ひずみ解析結果



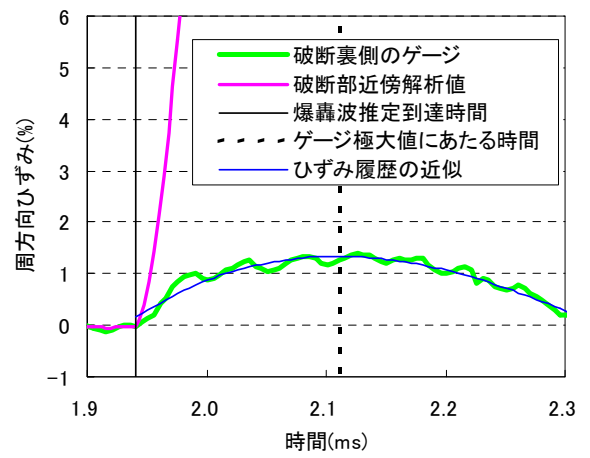
付録図 6.12-6 強度試験(K-1) ひずみ計測結果



付録図 6.12-7 強度試験(K-1) ひずみ解析結果



(a) 破断部のひずみ解析結果



(b) 破断部裏側のひずみ履歴による破断時間の推定

付録図 6.12-8 強度試験(K-1) 破断部のひずみ解析結果

## (2) 安全係数の設定

強度試験および FEM 解析から、K-2 試験体の破断ひずみは 22%、K-3 は 20%と推定された。この値を限界ひずみとして、さらに安全係数を乗じることで許容ひずみを設定する。

強度試験の結果から検討すると、K-3 試験の破断ひずみ 20%を限界のひずみと置くことが妥当である。

この安全率および許容ひずみについて、既往知見の考え方を参考に、適用性を評価する。

### a. McClintock の延性低下評価式

STPT410 の材料試験の結果(付録 6.4)では、各温度条件、ひずみ速度条件での伸びを平均すると 31.8%となる。また、低合金鋼の伸び平均値(付録 6.4)は 29.9%である。この単軸引張状態の伸びが、実機条件で低下する要因には、以下の 2 つが考えられる。多軸応力状態による破断延性の低下、配管要素の加工度および溶接部の材質の影響である。

多軸応力状態による延性の低下を評価する評価式として、McClintock<sup>引用文献[32]</sup>の延性低下評価式が挙げられる。McClintock は、金属材料に生じる空孔の成長および合体の多軸応力下での挙動を模擬した評価式を提案しており、これによって単軸応力状態に比べて延性が低下する挙動を以下の式で表した。

$$\frac{\bar{\varepsilon}_f}{\varepsilon_f} = \frac{\sinh\left[\frac{\sqrt{3}}{3}(1-n)\right]}{\sinh\left[\frac{\sqrt{3}}{3}(1-n)(TF)\right]} \quad \dots \text{付録式(6.12-1)}$$

$$TF = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\bar{\sigma}}$$

ここで、 $\bar{\varepsilon}_f$  は多軸状態での相当破断ひずみ、 $n$  は応力-ひずみ関係  $n$  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 Triaxility Factor である。付録式(6.12-1)の計算例を付録図 6.12-9 に示す。内圧を受ける配管の  $TF$  は 1~2 と考えられるが、保守的に二軸引張と考えて  $TF=2$ 、加工硬化指数を STPT410 材料試験結果の一樣伸びの最低値  $n=0.134$  とした場合、破断ひずみの低下割合は 0.44 となる。

### b. ASME Sec. III の多軸塑性修正係数

多軸応力状態におけるひずみ補正の他の案として、ASME Sec. III<sup>引用文献[33]</sup>の多軸塑性修正係数が挙げられる。これは高温疲労評価に用いられるひずみ範囲の修正係数である。ASME Sec. III NH によると、高温における疲労評価に適用するひずみ範囲  $\Delta\varepsilon_f$  は次式で表される。

$$\Delta \varepsilon_t = K_v \Delta \varepsilon_{\text{mod}} + K \Delta \varepsilon_c \quad \dots \text{付録式(6.12-2)}$$

ここで、 $\Delta \varepsilon_{\text{mod}}$  は局所塑性変形を考慮したひずみ範囲、 $\Delta \varepsilon_c$  はクリープひずみ、 $K$  は応力集中係数、 $K_v$  は下式で表される多軸塑性修正係数である。

$$K_v = 1.0 + f(K'_v - 1.0) \quad \dots \text{付録式(6.12-3)}$$

ここで、 $f$  は非弾性多軸修正係数で、 $TF$  の関数である。 $K'_v$  は塑性ポアソン比修正係数で、ひずみレベルが高い場合は 1.61 に収束する。

応力状態を保守的に等 2 軸引張とすると  $TF=2$  となり、このとき  $f$  は最大値をとり、 $f=1.0$  となる。よって、付録式(6.12-3)は、等二軸引張で最大となり、 $K_v=1.61$  となる。

### c. 安全率の検討および許容ひずみ

上記 a 項、b 項の多軸応力による延性低下を強度試験に当てはめて試算した。

ここでは材料試験の伸び平均値を約 30%として、これを一軸応力状態の限界ひずみと考える。これに上記の多軸応力による補正を考慮する。多軸度  $TF$  は FEM 解析から求めた。多軸場の影響を補正した破断ひずみと、強度試験の推定破断ひずみを比較して付録表 6.12-1 に示す。McClintock によると延性低下を大きく見積もる結果となった。対して、ASME の方法は強度試験結果と良い一致を示す。

以上のように、多軸応力状態を考慮することで、材料試験と比較して強度試験の破断ひずみが低いことが説明できる。

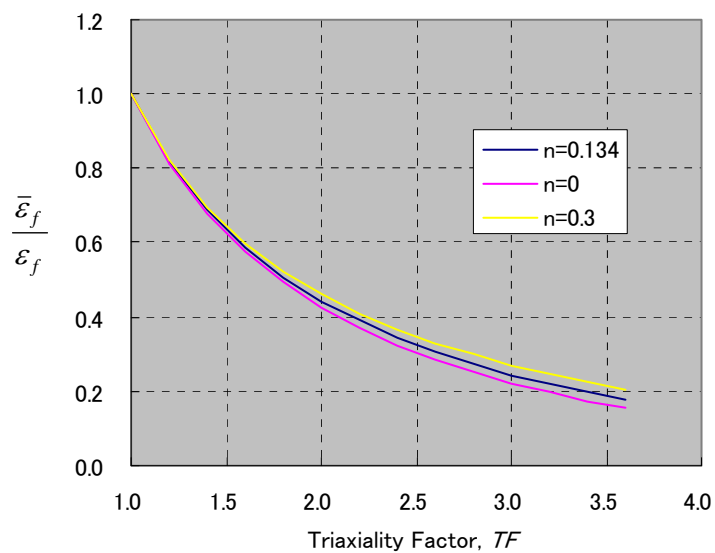
本ガイドラインでは、配管要素の加工度および溶接部の材料特性を考慮し、さらに安全率を設ける。

強度試験で推定された破断ひずみに基づき安全率を設定した結果および許容ひずみを付録表 6.12-2 に示す。

単軸状態の破断ひずみを材料試験の平均からおおよそ 30 %として、強度試験の推定破断ひずみのうち低い値をとると 20 %であるから、多軸応力による延性低下係数は 0.67 となる。さらに、加工度および溶接部の安全率を 2.0 と設定した。以上の安全率をまとめると、 $1/0.67 \times 2 = 3$  となる。この安全率を、材料のばらつきを見込んで、材料試験の伸びの最小値に適用した。すなわち、STPT410 の伸び最小値 25.8 %、STPA23 の伸びの最小値 24.2 %に安全率 3.0 を見込んで、それぞれの許容ひずみは 8.6 %および 8.1%となる。以上の検討結果に基づき、炭素鋼および低合金鋼を含めた許容ひずみを 8.0 %とする。

なお、付録表 6.12-2 には、McClintock の評価式および ASME の評価式による許容ひずみの試算も参考として示した。ただし、McClintock の評価式は保守的評価となったため、加工・溶接による延性低下を 0.7 倍と見込んだ(安全率=1/0.7=1.43)。ASME の評価式を用いる

場合，安全率を 2.0 とした。以上の安全率を適用し，許容ひずみを試算した結果は，強度試験の推定破断ひずみから検討した許容ひずみとほぼ同じ値を与えることがわかる。



付録図 6.12-9 McClintock による破断延性低下率

付録表 6.12-1 強度試験結果と延性低下を考慮した推定破断ひずみの比較

配管強度試験体		K-2 (直管・反射波)	K-3 (エルボ・反射波)
強度試験における推定破断ひずみ (%)		22	20
高速引張試験における破断伸び約30% (引張試験の平均値をもとに設定)		30	30
破断推定時の多軸度 T.F. (FEM解析)		1.8	1.5
多軸場の延性低下 を考慮した 推定破断ひずみ (%)	McClintock	15.2	19.0
	ASME	21.3	23.5

付録表 6.12-2 許容ひずみ

評価対象		強度試験	McClintock	ASME	備考
材料の伸び(平均)		30%			強度試験は推定破断ひずみの低い値を使用 (K-2:22%、K-3:20%)
材料の伸び (最小値)	STPT410	25.8%			材料試験の結果から約30%とした
	STPA23	24.2%			
多軸度 T.F.		—	2	2	保守的に等二軸応力場を想定
多軸度による 延性低下係数		0.67 (推定破断ひずみ20%から逆算)	0.44	0.62	
安全係数		2.0	1.43	2.0	加工度・溶接部の影響を考慮
伸び最小値 に基づく 許容ひずみ	STPT410	8.6%	8.0%	8.0%	高速引張試験の伸び最小値に、延性低下係数 と、加工・溶接部の安全係数を考慮
	STPA23	8.1%	7.5%	7.5%	
許容ひずみ		8.0%			炭素鋼・低合金鋼を包含した許容値

## 参考 小口径配管模擬爆轟試験<sup>引用文献[34]</sup>

爆轟による配管の構造応答の一例として、小口径配管試験体内で混合ガスを爆轟させ、爆轟による変形を測定した結果を示す。本試験は、ドイツF Z K（カールスルーエ研究センター）で実施されたものである。

### (1) 試験方法

#### a. 試験体

試験体には、炭素鋼小口径配管の試験体と、実際の配管寸法とは異なるが爆轟圧力と変形挙動を測定したステンレス鋼小口径管の試験体の2種類を用いた。

##### ・炭素鋼小口径配管試験体

材質：炭素鋼 STS410

口径：25A（公称外径 34 mm）

呼び厚さ：Sch80（公称肉厚 4.5 mm）

##### ・ステンレス鋼小口径管試験体

材質：ステンレス鋼 SUS316L 相当

口径：34 mm

配管厚さ：2 mm（変形挙動を調べるため、薄肉としている）

試験体の寸法を参考図Aに示す。試験体には、長さ約 5m の炭素鋼配管を用い、曲げ加工によって 90° のバンドを 2 箇所設け、格納容器内に納まるようにした。試験体の一端は着火部であり、グロープラグおよび圧力計を備えている。

試験体は、最高使用圧力 4 MPa の格納容器内に水平に配置した。

#### b. 測定項目

圧力履歴および試験前後の外径を測定した。

圧力はピエゾ式圧力計によって 5 箇所を測定した。測定位置は、参考図Aに示した P1～P5 の位置である。データ記録周期は 5  $\mu$ s である。

試験前後に外径をノギスにより測定し、爆轟による残留変形を調べた。

#### c. 燃焼条件

混合ガスは、モル比 2:1 の水素・酸素である。水蒸気は含んでいない。温度条件は室温である。試験体端部の燃焼部に設けたグロープラグにより着火、爆轟させた。

炭素鋼計装配管試験体に対する初期圧力は、4 MPa および 7 MPa の 2 条件の試験を実施した。初期圧 7 MPa は、実機運転時の最高圧力を模擬したものである。ステンレス鋼小口

径管試験体については、初期圧力 0.1 MPa～5 MPa の条件で数体の試験を実施した。

## (2) 試験結果

### a. 外径計測結果

炭素鋼計装配管試験体の初期圧力 7 MPa の場合について、試験前と試験後の外径の関係を参考図 B に示す。図中の実線は、試験前後で外径が変化しない場合を表しているが、直管部の外径はこの線を中心にばらついており、残留変形は無いと判断できる。ベンドではややばらつきが大きいですが、爆轟によって膨張した様子は見られない。

同様に、参考図 C に示すように、初期圧力 4 MPa の場合の試験前と試験後の外径に変化は見られない。

以上の結果から、最も高い初期圧力 7 MPa で爆轟が生じた場合でも、本試験体の変形は弾性変形内であったと考えられる。

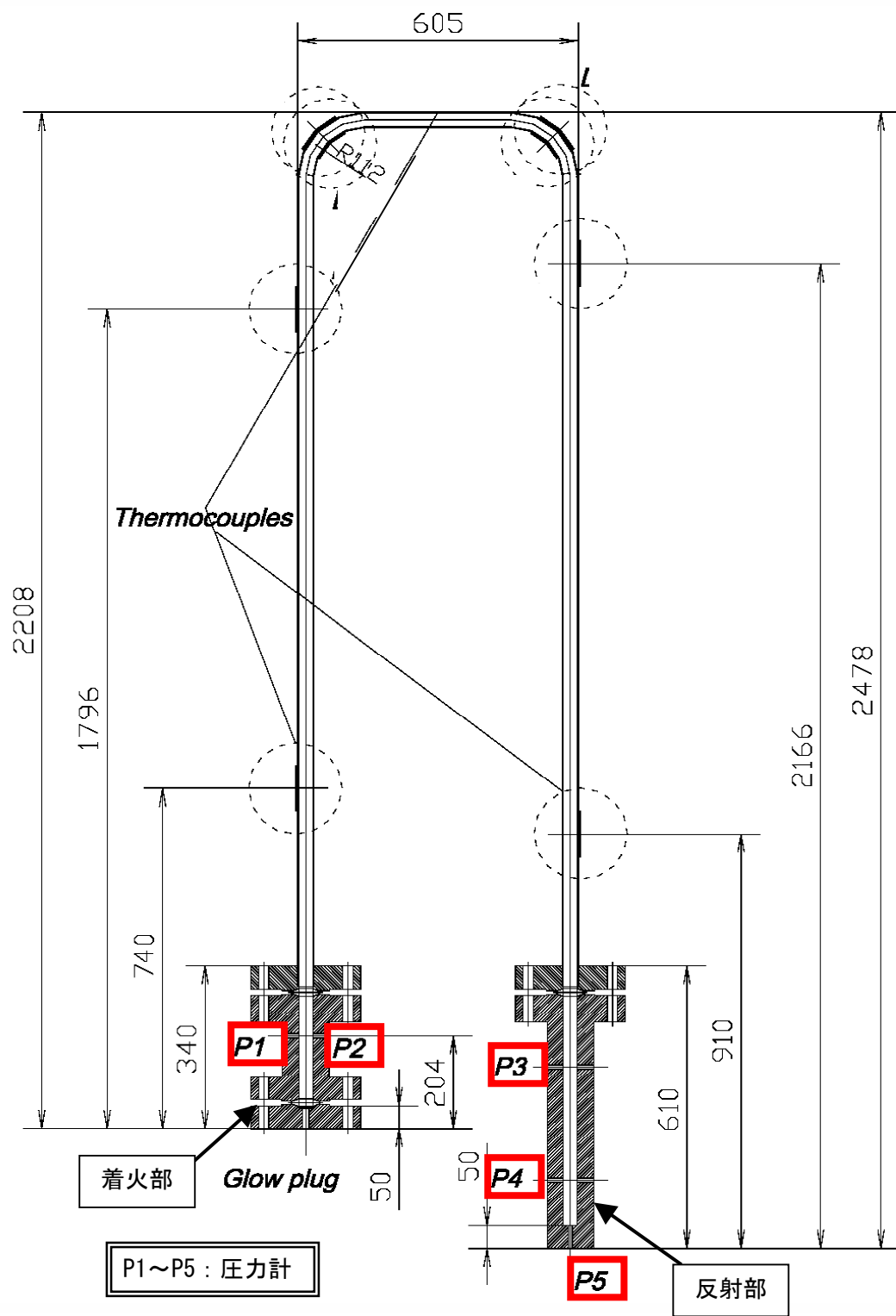
### b. 圧力測定結果

炭素鋼計装配管試験体およびステンレス鋼小口径管試験体について、圧力計 P3 の最大圧力と初期圧力の関係を参考図 D に示す。図には C-J (Chapman-Jouguet) 理論の予測値を実線で示した。爆轟最大圧力は、C-J 理論により予測できることがわかる。

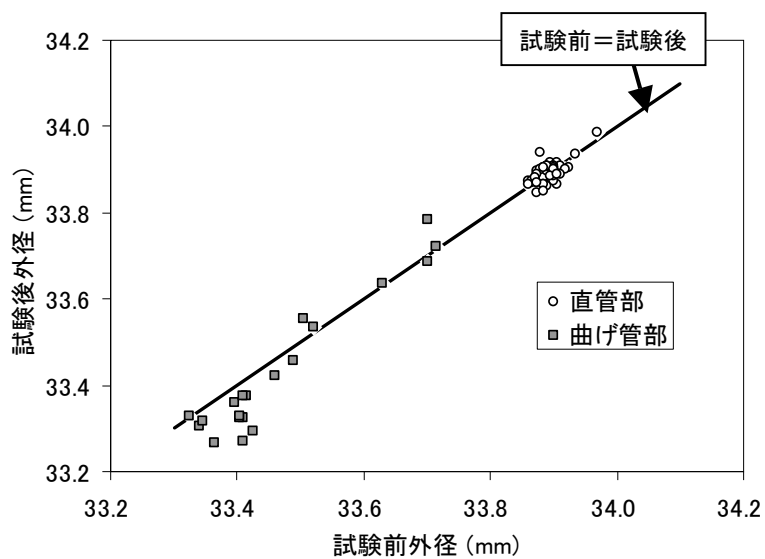
## (3) まとめ

以上の結果を下記にまとめる。

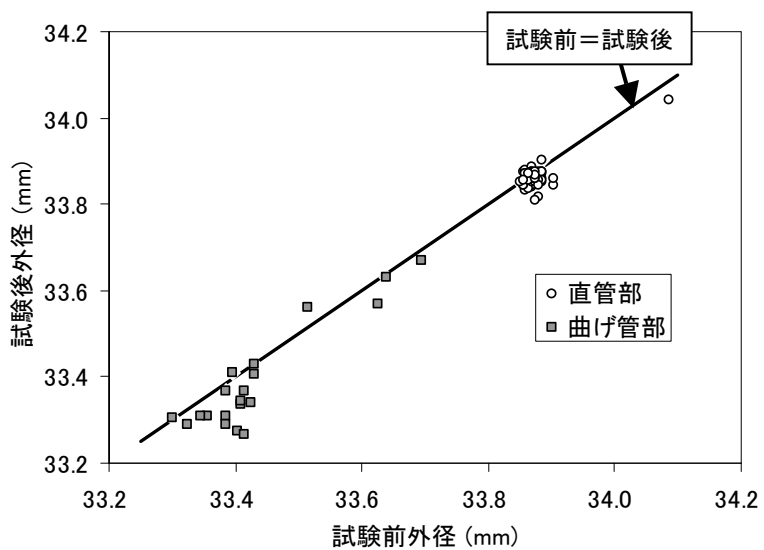
- ・ 口径 25A、呼び厚さ Sch80 の炭素鋼配管に対し、初期圧力 7 MPa までの混合ガス(水素・酸素)を爆轟させた結果、配管は破断せず、残留変形は見られなかった。
- ・ 爆轟による最大圧力を測定した結果、最大圧力は C-J 理論による予測値と良く一致した。



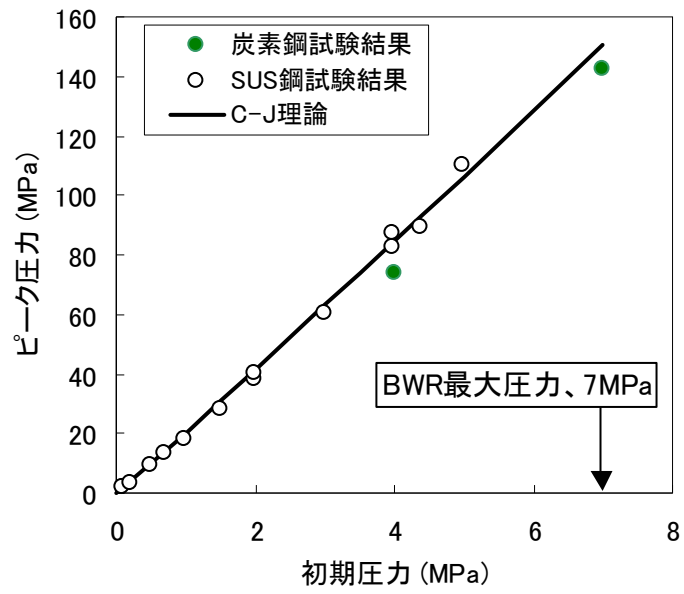
参考図A 配管試験体



参考図B 炭素鋼配管の試験前と試験後の外径測定結果 (初期圧力 : 7MPa)



参考図C 炭素鋼配管の試験前と試験後の外径測定結果 (初期圧力 : 4MPa)



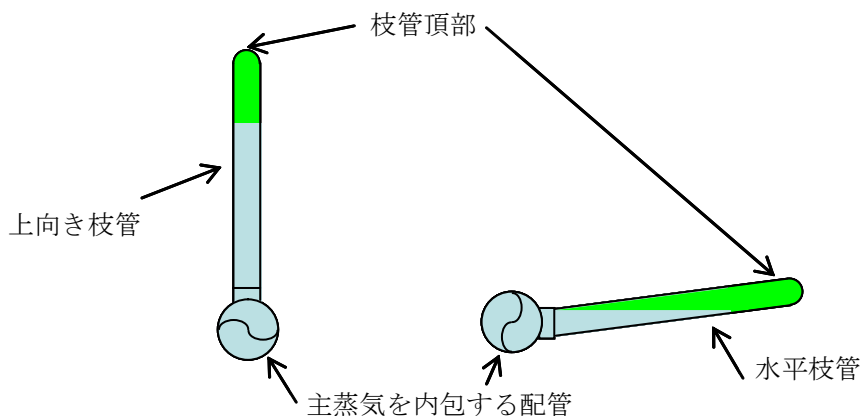
参考図 D 爆轟試験での初期圧力と最大圧力の関係

## 付録7 枝管表面温度測定要領

枝管内に混合ガスが蓄積していないことを確認するために、枝管外表面の温度測定を実施する場合の要領を以下に示す。

### (1) 測定箇所

枝管内の混合ガス濃度が最も高くなる枝管頂部の表面温度を測定する。付録図 7-1 に枝管頂部の位置の例を示す。



付録図 7-1 枝管頂部

### (2) 温度測定要領

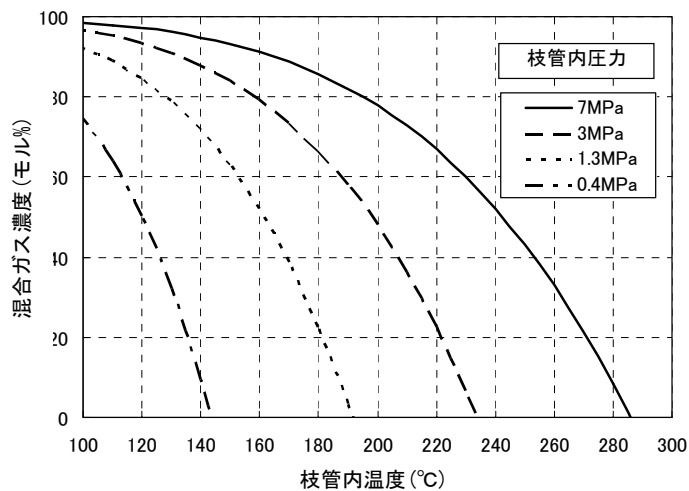
温度測定を実施する場合、熱電対を利用する等の方法がある。

その場合、熱電対を温度測定部と枝管外表面に空間が生じないように設置する。

熱電対を設置後、通常の保温材を施工する。

測定した温度データから混合ガス濃度を評価する。(付録図 7-2 参照)

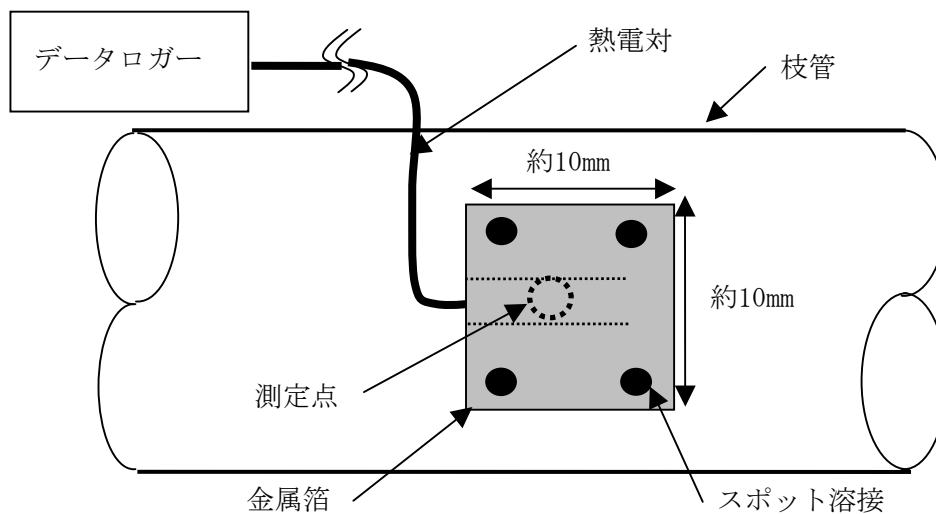
混合ガス濃度を評価するには熱電対および測定機器の誤差を考慮する。



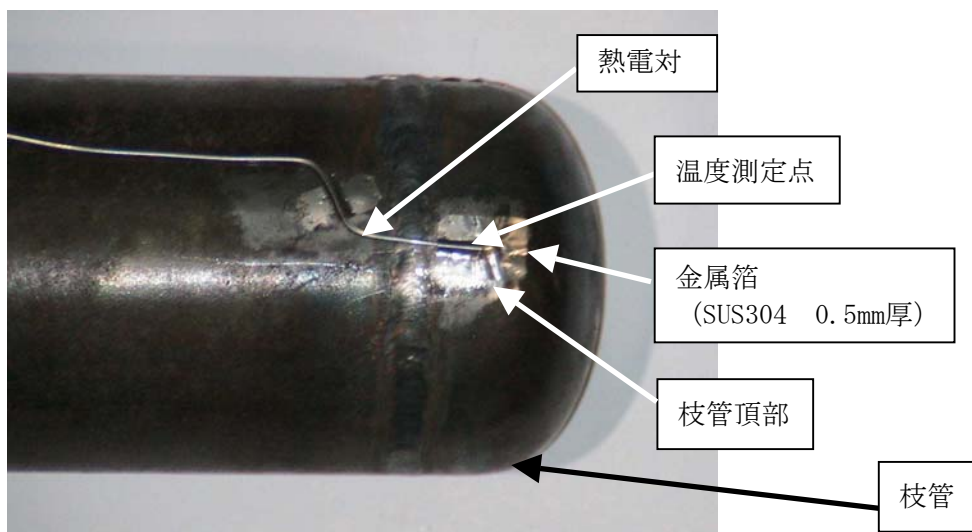
付録図 7-2 枝管内温度と混合ガス濃度の関係

(3) 枝管表面温度測定方法の例

表面温度測定用熱電対設置例の概略を付録図7-3に、写真を付録図7-4にそれぞれ示す。



付録図 7-3 表面温度測定用熱電対設置例の概略



付録図 7-4 表面温度測定用熱電対設置例写真

[注] 上記はスポット溶接で熱電対を設置する例であるが、他に磁石あるいはバンドにより枝管外表面に空間が出来ないように設置する方法がある。

(4) 熱電対例

K型熱電対(CA) , シース外径 1.0mm, クラス 1(許容差:  $\pm 1.5^{\circ}\text{C}$ , JIS C 1605-1995)

## 引用文献一覧

- [1] 新岡嵩, 他:「燃焼現象の基礎」, P56, 図 2.48, オーム社, (平成 13 年)
- [2] 日本機械学会:「発電用原子力設備規格 設計・建設規格 (2008 年版) <第 I 編 軽水炉規格>」, PPB-3725, PPC-3411, PVC-3130, JSME S NC1-2008.
- [3] W. C. Reynolds, “The Element Potential Method for Chemical Equilibrium Analysis, Implementation in the Interactive Program STANJAN” , Tech. Rep. Stanford Univ. (1986)
- [4] 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), (平成 14 年 5 月)
- [5] 中部電力株式会社:「浜岡原子力発電所 1 号機余熱除去系配管破断に伴う原子炉手動停止について (最終報告)」, (平成 14 年 4 月)
- [6] 佐藤一雄:「物性定数推算法」, 丸善株式会社, (1977)
- [7] NUSCO 131, “Analysis of Post-Accident Combustible Gas Control at Millstone Unit 1” , Volume III, October (1983)
- [8] Reid, R.C. et al., “The Properties of Gases and Liquids” , Fourth Edition, McGraw-Hill, New York (1987)
- [9] B. I. Lee et al., “A Generalized Thermodynamic Correction Based on Three-Parameter Corresponding State” , AIChE J, 21, 510 (1975)
- [10] EN1839:2003 Determination of explosion limits of gases and vapours
- [11] M. Kuznetsov et al., “Flammability limits of hydrogen-oxygen-steam mixtures at various temperatures and pressures up to 70 bar” . Proceedings of 31st International Symposium on Combustion, Heidelberg, Germany 6-11 August 2006
- [12] V. Schroder et al., “Limits of Ignition of Hydrogen-Oxygen-Steam Mixes under Boundary Conditions Typical of BWRs” Proceedings of Annual Meeting on Nuclear Technology, Dusseldorf, Germany 25-27 May 2004
- [13] B. Lewis and G. Elbe, “Combustion, Flames and Explosions of Gases”, Academic Press (1951)
- [14] 中部電力株式会社:「3 号機グランドスチームコンバータドレンタンクレベルスイッチの部品破損について (続報)」, (平成 17 年 3 月 24 日)
- [15] 中部電力株式会社:「浜岡原子力発電所 5 号機 調整運転中における原子炉手動停止について (気体廃棄物処理系 活性炭式希ガスホールドアップ塔温度上昇)」, (平成 20 年 12 月)
- [16] DIN51649, “Determination of the explosion limits of gases and gas mixtures in air” , (Ger.). Berlin, Germany: Deutches Institut fur Normung. (1986)
- [17] ASTM E 681-09, “Standard Test Method for Concentration Limits of Flammability

- of Chemicals (Vapors and Gases)”
- [18] Coward, H. F. et al., “Limits of Flammability of gases and Vapors” , Bulletin 503, Bureau of Mines (1965)
- [19] K. Tanimoto et al., “Study on Relationship Between Thermal Stratification and Cavity Flow in a Branch Pipe with a Closed End”, Figure5, 6, 3<sup>rd</sup> Korea-Japan Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS3) , Kyeongju, Korea, October 13-16 2002
- [20] 中村ら：「枝管配管に起こる熱成層変動現象の実験と数値解析」, 図 5, 7, 8, Journal of the Institute of Nuclear Safety System, Vol.9, P67-79, 原子力安全システム研究所, (2002 年)
- [21] 若松ら：「滞留部の熱成層化による高サイクル熱疲労評価に関する研究(1) (鉛直管閉塞部におけるキャビティフローの進入特性：配管形状の影響)」, P504, 図 1, 日本原子力学会 2003 年 (第 41 回) 春の年会要旨集, 日本原子力学会, (2003 年)
- [22] 椎名孝次：「閉塞分岐管滞留部の熱成層化による温度変動と水平管渦侵入深さ予測」, 付録図 7-2, 7-4, 「日本機械学会基準 配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針 (JSME S 017)」 付録 7, 日本機械学会, (2003 年 11 月)
- [23] 日本機械学会：「日本機械学会基準 配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針 (JSME S 017)」, 解説 C, 図 C3.3-(2)-4, (2003 年 11 月)
- [24] 日本機械学会：「日本機械学会基準 配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針 (JSME S 017)」, P40, 別図 4-2(1/3), (2003 年 11 月)
- [25] F. P. リー：「産業安全工学ハンドブック」, p593, 海文堂, (平成元年)
- [26] 難波桂芳：「爆発防止実用便覧」, p54, サイエンスフォーラム, (昭和 58 年)
- [27] M. Uchida, et al., “A Study on 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”, The 33<sup>rd</sup> International Symposium on Combustion (2010)
- [28] M. W. Chase, Jr., “NIST-JANAF Thermochemical Tables, Fourth Ed.” , J. Phys. Chem. Ref. Data, Monograph No. 9, (1998)
- [29] R. J. Kee, et al., “CHEMKIN-II: A Fortran Chemical Kinetics Package for the Analysis of Gas-Phase Chemical Kinetics” , Sandia Report SAND89-8009, (1989)
- [30] 日本規格協会：「高温配管用炭素鋼鋼管」, JIS G3456, 2004.
- [31] 日本機械学会：「発電用原子力設備規格 材料規格 (2008 年版)」, Part3 第 2 章, 表 1, JSME S NJ1-2008.
- [32] F. A. McClintock, “A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes” , Journal of Applied Mechanics, (June 1968)

- [33] ASME Boiler and pressure Vessel Code Sec. **III**, “Rules for Construction of Nuclear Power Plant Components” , (1995).
- [34] A. Nebu et al., “Structural Response of Steel Pipes Induced by Hydrogen-Oxygen Detonation” , 19th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Toronto, Canada 12-17 August 2007

---

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）

編集者 一般社団法人日本原子力技術協会  
非凝縮性ガス対応技術検討会

発行者 一般社団法人日本原子力技術協会  
〒105-0014 東京都港区芝4-2-3 NOF芝ビル7階  
電 話 03(5440)3603(代)  
F A X 03(5440)3606

---

© 日本原子力技術協会，2010 本書に掲載された全ての記事内容は，日本原子力技術協会の許可なく転載・  
複写することはできません。