

BWR炉内構造物点検評価ガイドライン
[炉心シュラウド]
(第4版)

平成20年6月

有限責任中間法人 日本原子力技術協会

はじめに

我が国の原子力発電所では、安全・安定運転を確保するため、炉内構造物等の健全性を確認あるいは保証することが、重要な課題となっています。本ガイドラインは、このような重要性に鑑み、損傷発生の可能性のある構造物について、点検・評価・補修等に関する要領を提案するものです。

平成12年、炉内構造物等点検評価ガイドライン検討会が、(社)火力原子力発電技術協会に設置され、これまでに各種のガイドラインを発行してまいりました。平成19年より本検討会は、有限責任中間法人 日本原子力技術協会に継承され、検討を継続しております。

本ガイドラインの策定にあたっては、常に最新知見を取り入れ、見直しを行っていくことを基本方針としております。この方針に則り、現行版の発行後も最新知見の調査および収集に努めることと致します。本ガイドラインが原子力産業界で活用され、原子力発電所の安全・安定運転の一助にな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、絶大なご助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20年6月

炉内構造物等点検評価ガイドライン検討会
委員長 野本 敏治

炉内構造物点検評価ガイドライン

改訂履歴

ガイドライン名：炉心シュラウド

改訂年月	版	改訂内容	備考
平成 13 年 11 月	初版発行	—	
平成 16 年 9 月	第 2 版	リング有を追加	
平成 19 年 4 月	第 3 版	支持ロッドを追加	
平成 20 年 6 月	第 4 版	未点検部位の取り扱い見直し	

※改訂の詳細は参考資料参照

炉内構造物等点検評価ガイドライン検討会 委員名簿

(平成 20 年 5 月現在, 順不同, 敬称略)

委員長	野本 敏治	東京大学名誉教授
副委員長	関村 直人	東京大学教授
委員	安藤 柱	横浜国立大学教授
委員	安藤 博	元(財)発電設備技術検査協会
委員	辻川 茂男	東京大学名誉教授
委員	西本 和俊	大阪大学教授
委員	橋爪 秀利	東北大学教授
委員	班目 春樹	東京大学教授
幹事	坂下 彰浩	東京電力(株)
幹事	吉田 裕彦	関西電力(株)
幹事	堂崎 浩二	日本原子力発電(株)
委員	小林 敏行	北海道電力(株)
委員	丹治 和宏	東北電力(株)
委員	松本 純	東京電力(株)
委員	石沢 順一	東京電力(株)
委員	鈴木 俊一	東京電力(株)
委員	肥田 茂	中部電力(株)
委員	米田 貢	北陸電力(株)
委員	野村 友典	関西電力(株)
委員	平野 伸朗	関西電力(株)
委員	溝部 日出夫	中国電力(株)
委員	高木 敏光	四国電力(株)
委員	水繰 浩一	九州電力(株)
委員	青木 孝行	日本原子力発電(株)
委員	師尾 直登	日本原子力発電(株)
委員	鞍本 貞之	電源開発(株)
委員	伊東 敬	日立GEニュークリア・エナジー(株)
委員	元良 裕一	(株)東芝
委員	小山 幸司	三菱重工業(株)
委員	杉江 保彰	日本原子力技術協会
参加者	工藤 保	原子力安全・保安院
参加者	菊池 正明	(独)原子力安全基盤機構
参加者	山本 豊	(独)原子力安全基盤機構
事務局	関 弘明	日本原子力技術協会

ガイドラインの責任範囲

このガイドラインは、有限責任中間法人 日本原子力技術協会 に設置された炉内構造物等点検評価ガイドライン検討会において、常に最新知見が反映されるよう見直しを行うという基本方針のもとに、本ガイドラインに関する専門知識と関心を持つ委員により中立、公平、公正を原則とした運営規約に従う審議を経て、制定されたものである。また、ガイドライン検討会は、ガイドラインが許認可にも適用可能となるよう別途、透明性、公開性、公平性のある手続きに従って学協会規格に取り入れられるよう働きかける。なお、ここで「最新知見」とは、その時点で工学的に公知化されていて、ガイドライン及びその「解説」「参考資料」に示し得る範囲の知見であり、「工学的に公知化されている」とは、その分野の専門知識を有する者により認められた工学的な客観事実のことである。

本ガイドラインは各規程事項の技術的根拠を明確にしており、その示した根拠の範囲内においてガイドライン検討会はガイドラインの記載内容に対する説明責任を持つが、これ以外の本ガイドラインを使用することによって生じる問題などに対して一切の責任を持たない。また、このガイドラインに従って行われた点検、評価、補修等の行為を承認・保証するものではない。従って、本ガイドラインの使用者は、本ガイドラインに関連した活動の結果発生する問題や第三者の知的財産権の侵害に対し補償する責任が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、本ガイドラインの発行をもって、この規格が我が国の規制当局によって承認されたと考えてはならない。

BWR 炉内構造物点検評価ガイドライン

[炉心シュラウド]

目 次

第 1 章 目的及び適用

1. 1 目 的	1
1. 2 適 用	1
1. 2. 1 適用範囲	1
1. 2. 2 適用時期	1

第 2 章 点検対象

2. 1 基本的考え方	1
2. 2 点検対象部位	2
2. 2. 1 従来型① (図 2-1)	2
2. 2. 2 従来型② (図 2-2)	2
2. 2. 3 取替型① (図 2-3)	2
2. 2. 4 取替型② (図 2-4)	2
2. 2. 5 取替型③ (図 2-5)	3
2. 2. 6 A B W R 型 (図 2-6)	3
2. 2. 7 支持ロッド補修を行ったプラント (従来型①, ②の例) (図 2-1, 2-2)	3

第 3 章 点検及び評価

3. 1 点検方法	7
3. 1. 1 点検手法	7
3. 1. 2 初回点検	7
3. 1. 3 再点検	8
3. 2 点検周期	1 0
3. 3 評 価	1 0
3. 3. 1 判定基準	1 0
3. 3. 2 詳細評価	1 1

3. 3. 3 点検のフロー	1 2
解 説	
解説 1-1 「ガイドライン制定の目的」	1 5
解説 2-1 「シュラウドの構造健全性及び機能維持の確保」	1 5
解説 2-2 「シュラウドに想定される経年変化事象」	1 5
解説 2-3 「構造強度上の重要性」	1 6
解説 2-4 「支持ロッドの構造及び機能」	1 7
解説 2-5 「支持ロッドの点検箇所の例」	1 7
解説 2-6 「耐応力腐食割れ性」	1 8
解説 3-1 「渦流探傷試験」	1 9
解説 3-2 「初回点検」	1 9
解説 3-3 「残存断面積及び許容残存断面積」	2 2
解説 3-4 「点検における接近性」	2 6
解説 3-5 「点検必要範囲及び点検周期」	2 6
解説 3-6 「S C C 予防保全対策」	3 0
解説 3-7 「シュラウドの補修技術」	3 0
解説 3-8 「支持ロッドの点検周期」	3 1
解説 3-9 「炉心シュラウド縦方向溶接部の点検周期」	3 1

付 録

付録 A オーステナイト系ステンレス鋼及びインコネル合金の SCC 関連データ	
付録 B I A S C C の可能性について	
付録 C シュラウド溶接部の残留応力の推定	
付録 D オーステナイト系ステンレス鋼およびインコネル 182 の S C C 進展線図の設定について	
付録 E シュラウドの割れに関するき裂進展評価	
付録 F シュラウドの欠陥裕度評価	
付録 G シュラウドの変形による制御棒挿入性について	
付録 H シュラウドの点検における接近性について	
付録 I き裂が検出されたときの評価	
付録 J 評価手法	
付録 K S C C 予防保全技術について	

- 付録 L シュラウドの補修技術について
- 付録 M 炉心シュラウド支持ロッドの構造と機能について
- 付録 N 支持ロッドの点検箇所の例
- 付録 O 支持ロッドの損傷ポテンシャル
- 付録 P 炉心シュラウド縦方向溶接部の割れに関するき裂進展評価
- 付録 Q 未点検範囲の欠陥想定法

参 考 資 料

- 参考資料－1 用語一覧表
- 参考資料－2 BWR 炉内構造物点検評価ガイドライン（シュラウド）の考え方
- 参考資料－3 炉内構造物点検評価ガイドライン〔炉心シュラウド〕の概要
- 参考資料－4 改訂経緯

BWR 炉内構造物点検評価ガイドライン

[炉心シュラウド]

第1章 目的及び適用

1. 1 目 的

本ガイドラインは、沸騰水型原子力発電所（BWR）用機器のうち、炉内構造物の構造健全性が維持されていることを確認するための合理的な点検のあり方を示すことを目的とする。（解説 1-1）

1. 2 適 用

1. 2. 1 適用範囲

本ガイドラインは、BWR炉内構造物のうち炉心シュラウド（以下シュラウドと略す）及び、炉心シュラウド支持ロッド（以下支持ロッドと略す）による補修を行ったシュラウドに適用する。

1. 2. 2 適用時期

本ガイドラインの適用期間は、商業運転開始後の供用期間中とする。

第2章 点検対象

2. 1 基本的考え方

（1）点検対象の選定にあたっては、原子炉の安全確保を基本とする。（解説 2-1）

（2）シュラウドに想定される経年変化事象としては、応力腐食割れを想定する。
（解説 2-2）

（3）シュラウドの溶接部には型式毎（図 2-1～図 2-6）に、周方向溶接部、縦方向溶接部があるが、本ガイドラインでは、構造強度上重要な周方向溶接部を点検対象とする。なお、縦方向溶接部はそれらの損傷を想定してもシュラウドの機能維持に有意な影響を及ぼさないと評価されることから、点検対象外とする。（解説 2-3）

一方、支持ロッド補修を行ったシュラウドに関しては、支持ロッド及び、支持ロッドによる補修設計において強度を期待していない溶接部以外を点検対象とする。（解説 2-4,5）

（4）材料としては、国内プラントで用いられている全ての材料を対象とする。
（解説 2-6）

2. 2 点検対象部位

シュラウドの型式毎に具体的な点検対象溶接部の例を以下に示す。

2. 2. 1 従来型① (図 2-1)

H 1 溶接部 (上部リングと上部胴の周溶接部)

H 2 溶接部 (上部胴と中間部リングの周溶接部)

H 3 溶接部 (中間部リングと中間部胴の周溶接部)

H 4 溶接部 (中間部胴同士の周溶接部)

H 6 a 溶接部 (中間部胴と下部リングの周溶接部)

H 6 b 溶接部 (下部リングと下部胴の周溶接部)

H 7 a 溶接部 (下部胴とシュラウドサポートリングの周溶接部)

H 7 b 溶接部 (シュラウドサポートリングとシュラウドサポートシリンダの
周溶接部)

2. 2. 2 従来型② (図 2-2)

H 1 溶接部 (上部リングと上部胴の周溶接部)

H 2 溶接部 (上部胴と中間部リングの周溶接部)

H 3 溶接部 (中間部リングと中間部胴の周溶接部)

H 4 溶接部 (中間部胴同士の周溶接部)

H 6 a 溶接部 (中間部胴と下部リングの周溶接部)

H 6 b 溶接部 (下部リングと下部胴の周溶接部)

H 7 溶接部 (下部胴とシュラウドサポートシリンダの周溶接部)

2. 2. 3 取替型① (図 2-3)

H 4 溶接部 (シュラウド上半とシュラウド下半の周溶接部)

H 7 a 溶接部 (シュラウド下半と下端リングの周溶接部)

H 7 b 溶接部 (下端リングとシュラウドサポートシリンダの周溶接部)

2. 2. 4 取替型② (図 2-4)

H 4 溶接部 (シュラウド上部とシュラウド中間部の周溶接部)

H 5 溶接部 (シュラウド中間部とシュラウド下部の周溶接部)

H 7 a 溶接部 (シュラウド下部と下端リングの周溶接部)

H 7 b 溶接部 (下端リングとシュラウドサポートシリンダの周溶接部)

2. 2. 5 取替型③ (図 2-5)

- H 1 溶接部 (上部リングと上部胴の周溶接部)
- H 2 溶接部 (上部胴と中間部リングの周溶接部)
- H 3 溶接部 (中間部リングと中間部胴の周溶接部)
- H 4 溶接部 (中間部胴同士の周溶接部)
- H 6 a 溶接部 (中間部胴と下部リングの周溶接部)
- H 6 b 溶接部 (下部リングと下部胴の周溶接部)
- H 7 a 溶接部 (下部胴と下部リングの周溶接部)
- H 7 b 溶接部 (下部リングとシュラウドサポートシリンダの周溶接部)

2. 2. 6 A B W R 型 (図 2-6)

- H 3 溶接部 (上部フランジと上部胴の周溶接部)
- H 4 溶接部 (上部胴と中間部胴の周溶接部)
- H 6 a 溶接部 (中間部胴と下部リングの周溶接部)
- H 6 b 溶接部 (下部リングと下部胴の周溶接部)
- H 7 溶接部 (下部胴とシュラウドサポートシリンダの周溶接部)

2. 2. 7 支持ロッド補修を行ったプラント (従来型①, ②の例) (図 2-1, 2-2)

支持ロッド

支持ロッドによる補修設計において強度を期待していない溶接部以外の周溶接部

- V 1 溶接部 (上部リングの縦溶接部)
- V 2 溶接部 (上部胴の縦溶接部)
- V 3 溶接部 (中間部リングの縦溶接部)
- V 4 溶接部 (中間部胴上側の縦溶接部)
- V 5 溶接部 (中間部胴下側の縦溶接部)
- V 6 溶接部 (下部リングの縦溶接部)
- V 7 溶接部 (下部胴の縦溶接部)

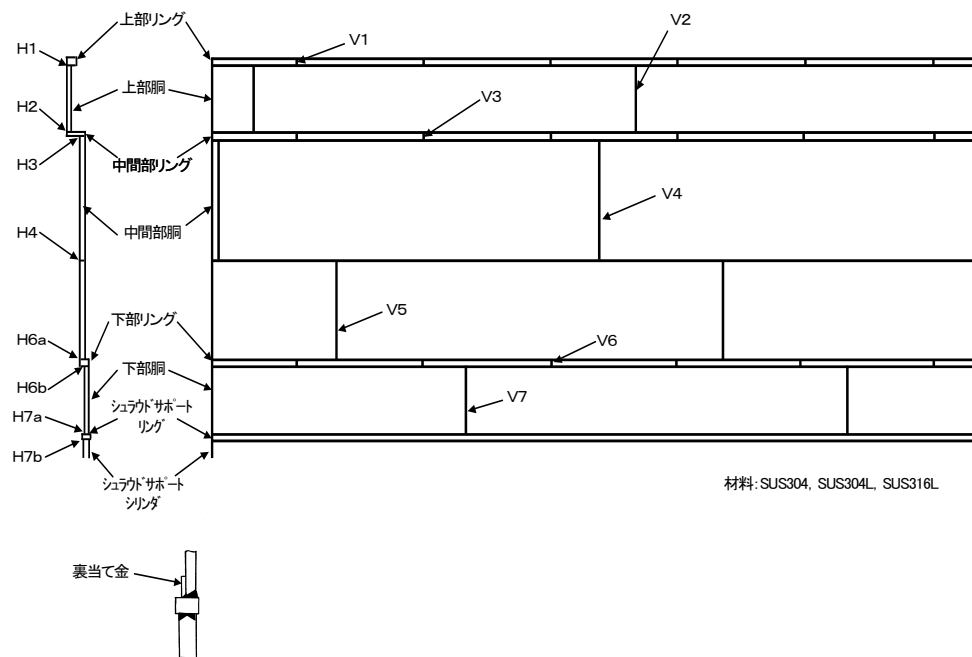


図2-1 シュラウドの溶接線と溶接線番号<従来型①>

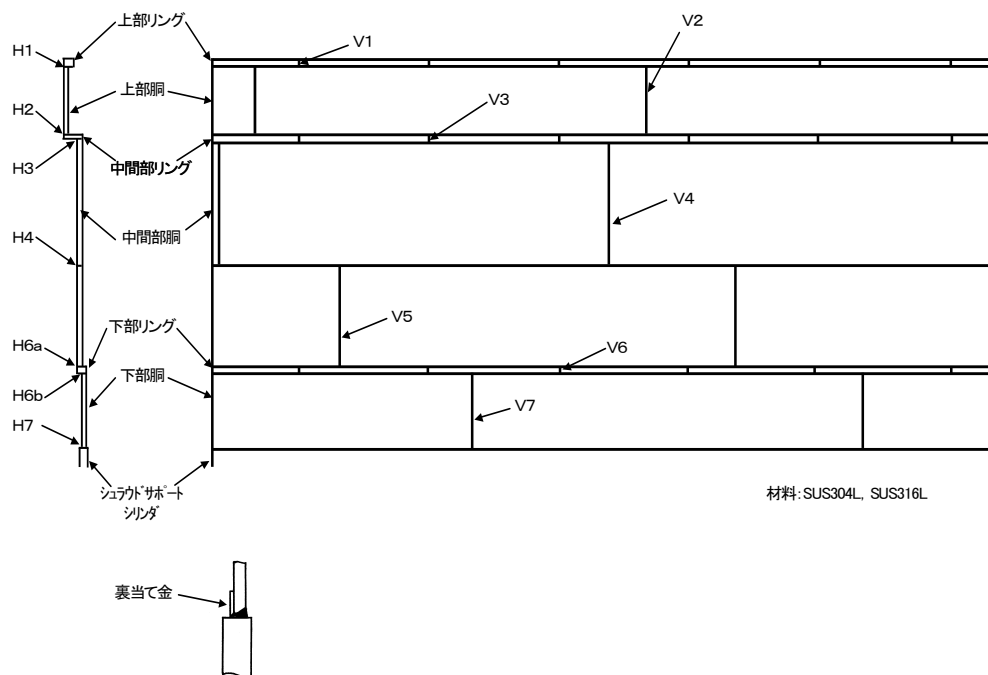


図2-2 シュラウドの溶接線と溶接線番号<従来型②>

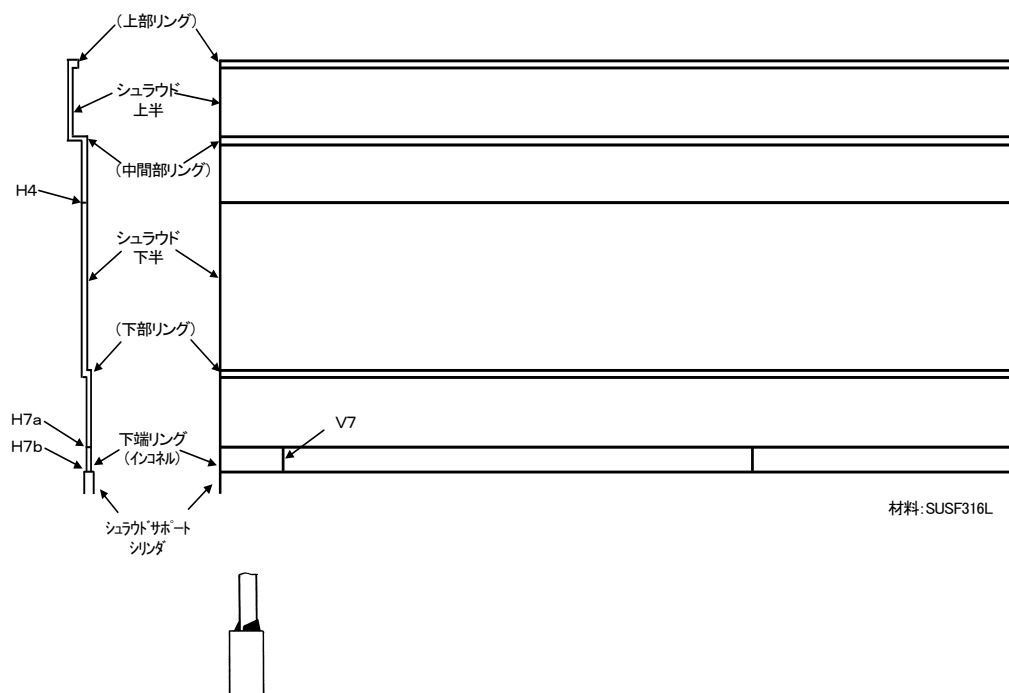


図2-3 シールドの溶接線と溶接線番号<取替型①>

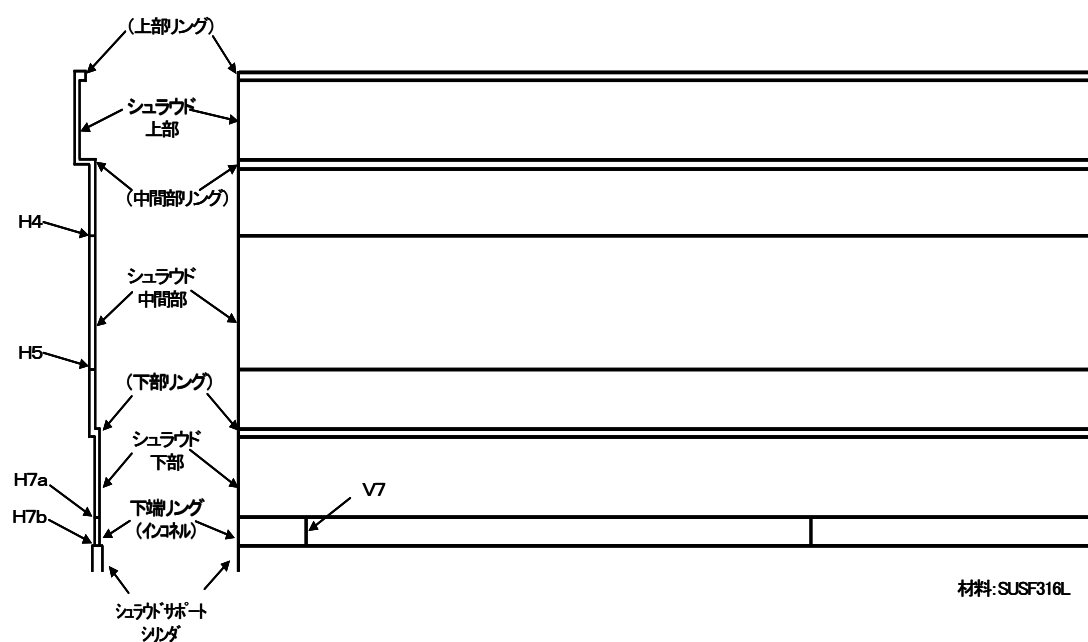


図2-4 シールドの溶接線と溶接線番号<取替型②>

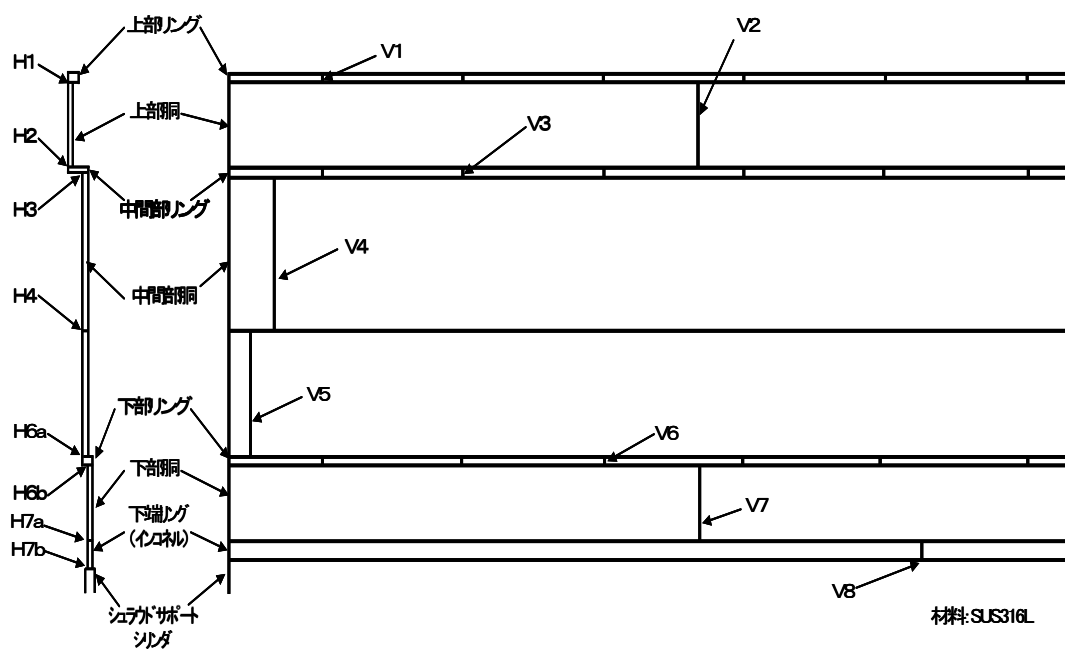


図2-5 シュラウドの溶接線と溶接線番号〈取替型③〉

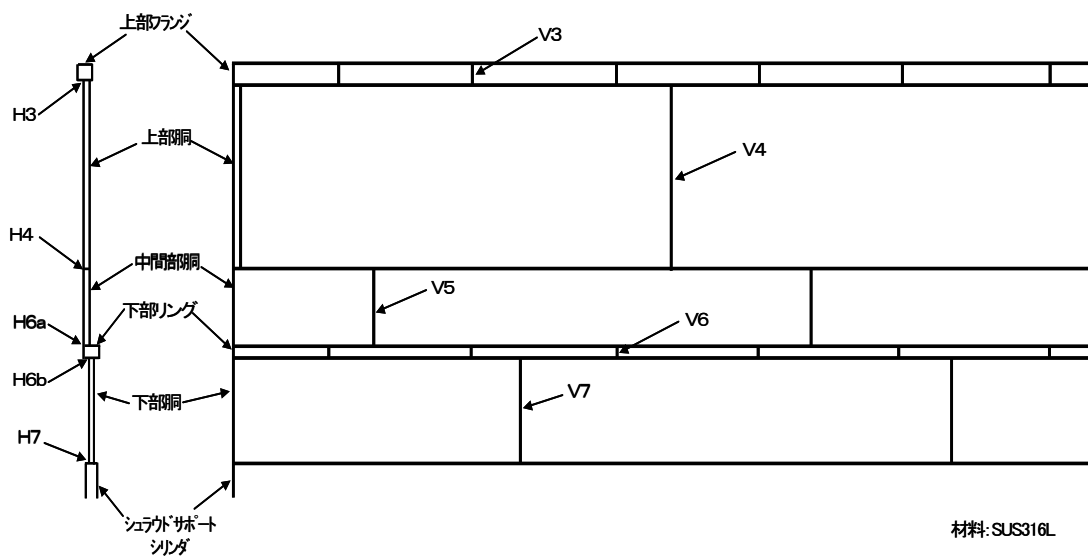


図2-6 シュラウドの溶接線と溶接線番号〈ABWR型〉

第3章 点検及び評価

3. 1 点検方法

3. 1. 1 点検手法

(1) 一般事項

点検において適用する非破壊試験は、目視試験（VT）、超音波探傷試験（UT）又は渦流探傷試験（ET）とする。

(2) 目視試験（VT）

a. MVT-1

表面に開口しているき裂の検出を目的として、1 mil（＝0.025mm）幅のワイヤの識別を可能とする。必要に応じて、酸化皮膜除去等の表面処理を行う。

なお、本試験方法は、シュラウドの周方向溶接部、支持ロッド補修を行ったシュラウドの縦方向溶接部並びに支持ロッドの上部ブラケット（上部サポート）取付け部付け根及びTアダプタ（トグル）取付け部の点検に適用する。

b. VT-3

機器の変形、芯合わせ不良、傾き、隙間の異常、ボルト締め付け部の緩み、部品の破損、脱落及び、機器表面における異常を検出するために行う試験とする。

なお、本試験方法は、支持ロッド補修を行ったシュラウドにおける支持ロッドの点検に適用する。

(3) 超音波探傷試験（UT）

超音波探傷試験は、JEAG 4207-1996「軽水型原子力発電所用機器の供用期間中検査における超音波探傷試験指針」に従って実施するか、若しくはこれに類する手法等を用いて実施してよい。

(4) 渦流探傷試験（ET）

渦流探傷試験は、点検対象部位に対する検出感度が確認された手法を用いて実施して良い。（解説 3-1）

3. 1. 2 初回点検

(1) 点検時期

a. 従来型①のプラント

プラント供用開始時点からの実運転年数が 11 年経過する迄に初回点検を実施する。

b. 従来型①以外のプラント

プラント供用開始時点からの実運転年数が 20 年経過する迄に初回点検を実施する。

c. 支持ロッド補修を行ったプラント

①支持ロッド

支持ロッド補修を行った後，1 回目の定期検査時に補修後の初回点検を実施する。

②シュラウド

支持ロッドによる補修設計において強度を期待していない溶接部以外の周方向溶接部は，3.1.3 項及び，3.2 項に従い，支持ロッド補修を行っていないプラントの再点検時期の設定と同じ考え方で点検時期を定めること。

また，縦方向溶接部は，支持ロッド補修を行う際に点検を行っている場合は補修後 10 年を超えない時期，それ以外の場合は支持ロッドの初回点検に合わせて点検を実施する。

(2) 点検対象部位

a. 支持ロッド補修を行っていないプラント

点検対象部位は 2 章に示す接近可能な全ての周方向溶接部とする。

なお，技術的に根拠がある場合は，点検時期及び範囲を別途設定することができる。（解説 3-2）

b. 支持ロッド補修を行ったプラント

支持ロッド補修を行ったプラントに関しては，支持ロッド，支持ロッドによる補修設計において強度を期待していない溶接部以外の周方向溶接部及び，縦方向溶接部とする。

3. 1. 3 再点検

(1) 基本的な考え方

次回点検時までの間，シュラウドの構造健全性を確保するため，構造強度上影響のある部位にき裂を想定し，そのき裂が進展しても残存断面積が許容残存断面積を満足するように点検時期を定める。（解説 3-3）

なお，前回の点検において欠陥指示が検出された部位については，再点検時に点検を実施するものとする。

(2) 再点検の点検必要範囲及び点検方法

再点検における各部位の点検必要範囲及び点検方法を表 3.1-1 に示す。

表 3.1-1 各部位の点検必要範囲及び点検方法

点検対象	試験方法 ⁽¹⁾	点検部位 ⁽²⁾	点検必要範囲 ⁽³⁾⁽⁴⁾⁽⁵⁾
H1～H7 の周方向溶接部	MVT-1	接近可能な 内面及び外面	溶接継手長さの A %
注：			
(1) 必要に応じて，UT 又は ET を実施してもよい。			
(2) 必要に応じて，接近に支障となる炉内構造物を可能な範囲で取外すこと。(解説 3-4)			
(3) MVT-1 の場合，溶接線両面(内面及び外面)の点検範囲の重なりが，点検必要範囲を満足すること。UT の場合は点検範囲が点検必要範囲を満足すること。ET の場合は，MVT-1 の場合と同様とする。			
(4) 点検必要範囲 A %は，3.2 項の点検周期 N 年に対応して設定する。(解説 3-5)			
(5) 点検において欠陥指示が検出された場合は，健全な範囲を点検必要範囲以上とするために，点検範囲を拡大することができる。			

3. 2 点検周期

以下のいずれかの時期に再点検を実施する。

(1) 支持ロッド補修を行っていないプラント

構造強度上影響のある部位にき裂を想定し、き裂進展による残存断面積の減少を考慮し、残存断面積が許容残存断面積以上となるように、点検時期N年を決定して実施する。(解説 3-5)

初回点検でき裂が検出されなかった場合は、従来型①のプラントの場合、実運転年数が初回点検から7年を超えない時期、従来型①以外のプラントの場合、実運転年数が初回点検から10年を超えない時期とする。(解説 3-5)

なお、点検範囲に対して、SCCの発生又は進展を抑制する予防保全工法を適用した場合には、その有効性を考慮して、点検周期を設定できる。(解説 3-6)

(2) 支持ロッド補修を行ったプラント

①支持ロッド

初回点検から10年を超えない時期とする。

但し、10年の期間に1体または数体ずつ分割して点検することも可能とする。この場合、点検対象としない支持ロッドについても、全体の外観状況の確認は実施するものとする。

(解説 3-8)

②シュラウド

支持ロッドによる補修設計において強度を期待していない溶接部以外の周方向溶接部は、3.2(1)項に従い点検時期を定めること。また、縦方向溶接部は初回点検から10年を超えない時期とする。

(解説 3-9)

3. 3 評価

3. 3. 1 判定基準

点検の結果は、下記の判定基準により評価する。

(1) 健全な範囲が点検必要範囲以上である場合は継続使用できる。

(2) 健全な範囲が点検必要範囲未満である場合は、

- ① 点検範囲を拡大することにより、健全な範囲が点検必要範囲以上となれば、継続使用できる。
- ② 点検範囲を拡大しても健全な範囲が点検必要範囲未満の場合は、健全な範囲が許容残存断面積以上であれば、点検周期を見直すことにより、継続使用で

きる。

- ③ 上記②項を満足しない場合は、3.3.2 項に示す詳細評価を実施し、残存断面積が許容残存断面積以上となれば、点検周期を見直すことにより、継続使用できる。

(3) 上記(1)(2)に適合しない場合は、補修等の措置を行う。

なお、上記(1)(2)の健全な範囲は、健全部及び検出されたき裂の進展を見込んだものである。(解説 3-5)

3. 3. 2 詳細評価

3.3.1 項の判定基準において、健全な範囲が許容残存断面積以下である場合は、下記の詳細評価を実施し、継続使用の評価をすることができる。

(1) 残存断面積の詳細評価

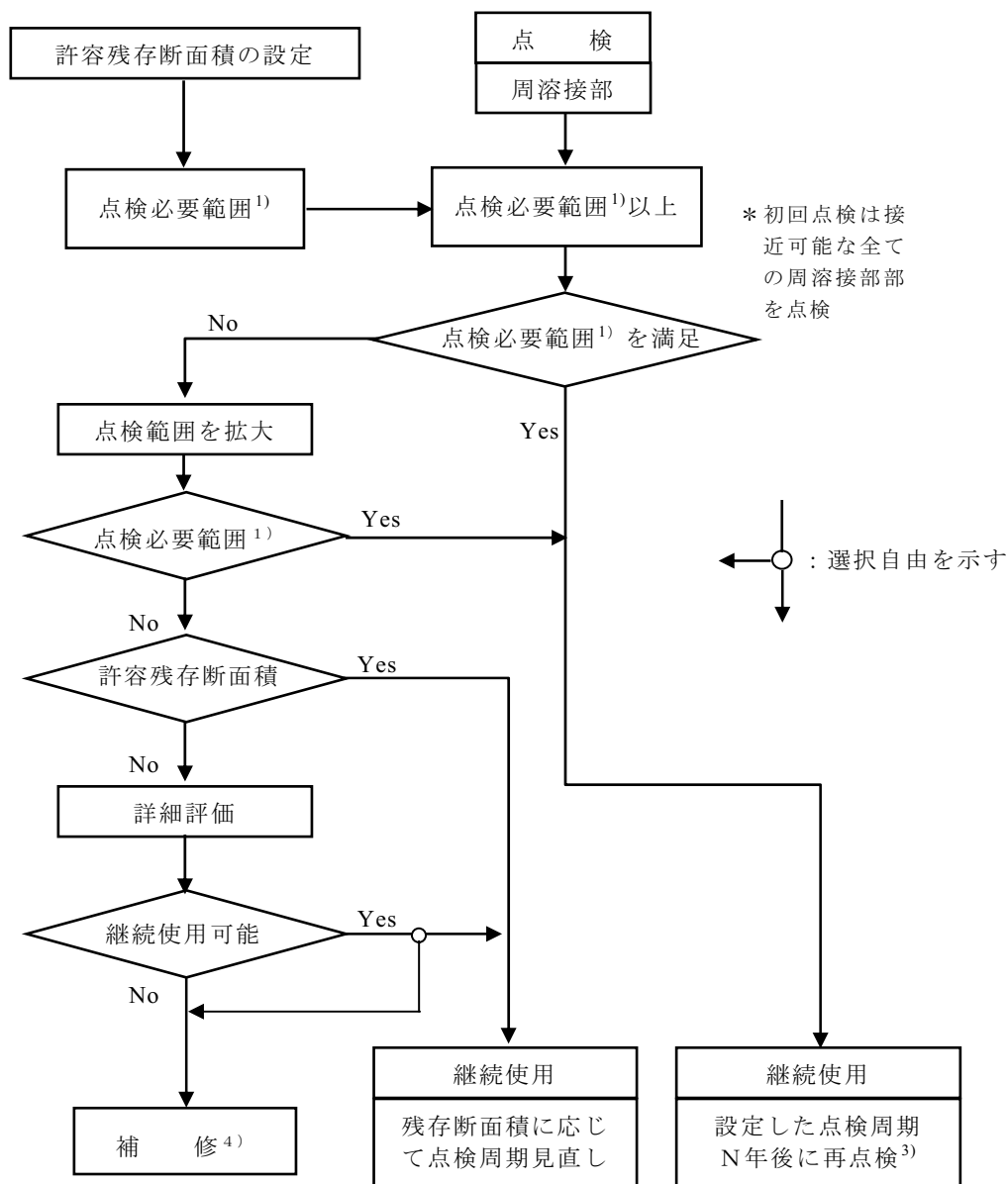
検出されたき裂のサイジング結果等に基づいてき裂をモデル化し、構造強度を詳細評価することによって、残存断面積を求めることができる。また、き裂の進展挙動を、プラント個別の残留応力解析、水質評価、き裂進展量の実測値等に基づいて、詳細評価することができる。(解説 3-5)

(2) 許容残存断面積の詳細評価

点検結果及びき裂の詳細評価結果に基づいてシュラウドをモデル化し、構造強度を詳細評価することによって、許容残存断面積を求めることができる。

3. 3. 3 点検のフロー

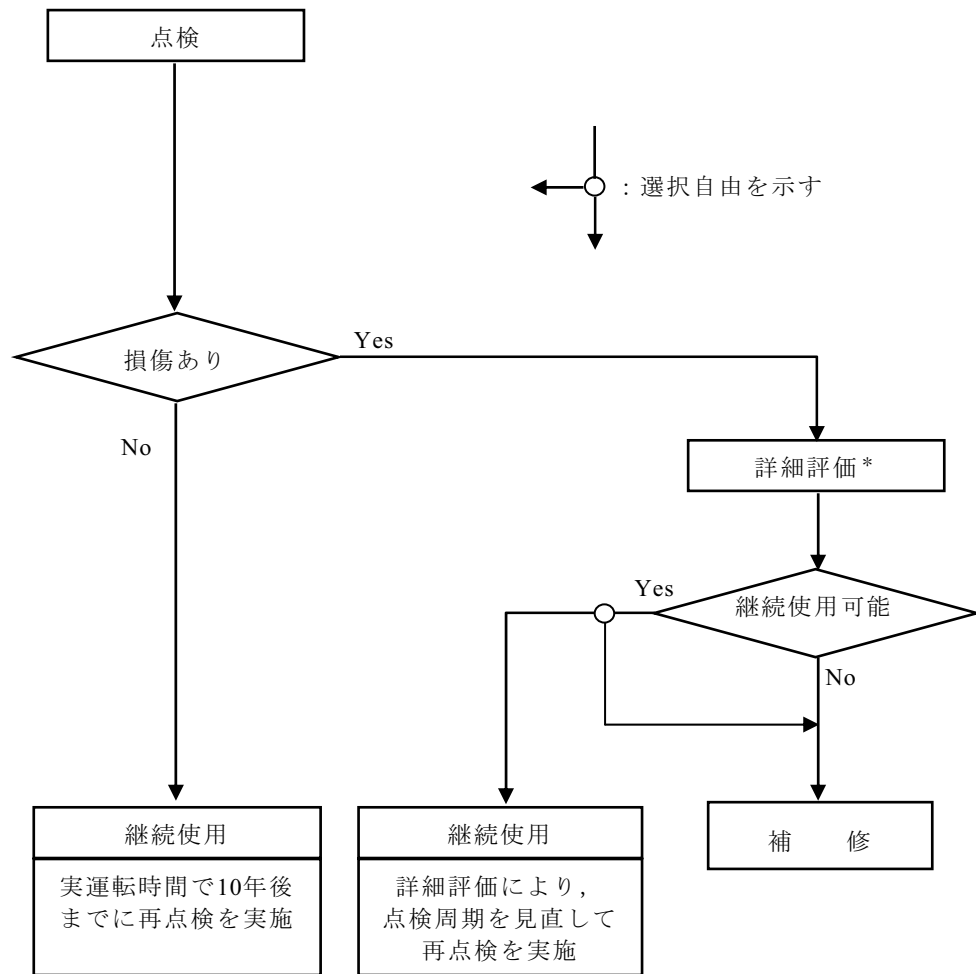
3.1.1 項から 3.3.2 項に従ったシュラウド点検のフローを図 3.3-1 に示す。



- 1) 点検必要範囲＝許容残存断面積
＋次回点検までの健全部残存面積減少量
＋次回点検までの検出き裂の進展量
- 2) 許容残存断面積を満足：
健全範囲－検出き裂の進展量－健全部残存面積減少量
- 3) 初回点検でき裂が検出されなかった場合は、実運転年数が初回点検から 10 年を超えない時期に再点検³⁾してもよい。
- 4) 補修技術の例については解説 3－7 参照

図3.3-1 シュラウド点検フロー

また，支持ロッド点検のフローを図 3.3-2 に示す。



注記 *：損傷の状況（部位，大きさ等）に応じて健全性評価を実施する。

図3.3-2 炉心シュラウド支持ロッド点検フロー

解 説

(解説 1-1) ガイドライン制定の目的

炉内構造物の点検については、構造上、点検装置の接近が制約される範囲が大きいことから、随時、最新の知見と技術を反映し、点検技術の向上に努めてきている。一方、近年、国内において炉内構造物の溶接部に応力腐食割れに起因すると考えられるひび割れが散見されるようになっている。このため、複雑構造ゆえに点検範囲の制約が大きい炉内構造物の健全性を確認する方法を検討するにあたっては、炉内構造物全体を視野に置いて、包括的な点検のあり方を検討する必要性が高まってきていると考えられる。以上の状況に鑑み、本ガイドラインは、炉内構造物の安全上要求される機能が維持されていることを確認するための合理的な点検のあり方を示すことを目的とする。

第2版では、シュラウドサポートリング内面に確認されたひび割れが、ほぼ全周に渡って観察されており、第1版のガイドラインのき裂進展評価結果より早い進展結果となっていることから、シュラウドサポートリングを有するプラントの点検周期を新たに設定する目的で改訂を行った。

第3版では、近年支持ロッドによる補修工法を適用するプラントが増加していることを考慮し、同工法による補修を行った場合に、補修後の炉心シュラウドの機能を維持するために必要な点検範囲及び点検周期を新たに設定する目的で改訂を行う。

(解説 2-1) シュラウドの構造健全性及び機能維持の確保

本ガイドラインでは、シュラウドに要求される安全上重要な機能である「炉心の支持機能」と「炉心冷却機能」を確保することを評価条件とした。評価結果を以下に示す。

① 炉心の支持機能（制御棒の挿入性）

仮にシュラウドの周方向溶接継手（H3～H7）の全周にわたり板厚 50%（約 25mm）破損の大きなき裂が存在した状態で、設計用限界地震（S2 地震）を想定した場合でも、炉心が支持され、制御棒の挿入性は満足される。（付録G 参照）

② 炉心冷却機能（流路の確保、再冠水性）

仮に最も厳しい地震荷重条件となるシュラウド基部の H7 溶接継手全周にわたり板厚 50% 破損の大きなき裂が存在した状態で、設計用限界地震（S2 地震）を想定した場合でも、構造強度上の維持ができることから、炉心冷却機能としての冷却材流路の確保及び LOCA 時の炉水再完水の確保が満足される。（付録F 参照）

(解説 2-2) シュラウドに想定される経年変化事象

本ガイドラインは、過去の損傷事例を考慮し、シュラウドの経年変化事象として応力腐食割れを想定して策定したものである。

なお、疲労については、発電用原子力設備に関する構造等の技術基準（告示第 501 号）または日本機械学会 設計・建設規格に基づく設計がなされていること及び先行プラントでの高経年化に関する技術評価より 60 年間の運転を想定しても有意な事象とはならないことがわかっていることから、本ガイドラインでは、対象外とした。

（解説 2-3）構造強度上の重要性

シュラウドの縦方向溶接部は、構造強度評価の結果、それらが損傷してもシュラウドの機能維持に有意な影響を及ぼさないと評価されることから、点検対象から除外することができる。具体的に点検対象外とすることができる溶接部は以下のとおりである。（付録 F 参照）

（1）従来型①及び②（図 2-1，図 2-2）

- ・ V 1 溶接部（上部リングの縦方向溶接部）
- ・ V 2 溶接部（上部胴の縦方向溶接部）
- ・ V 3 溶接部（中間部リングの縦方向溶接部）
- ・ V 4，V 5 溶接部（中間部胴の縦方向溶接部）
- ・ V 6 溶接部（下部リングの縦方向溶接部）
- ・ V 7 溶接部（下部胴の縦方向溶接部）

（2）取替型①及び②（図 2-3，図 2-4）

- ・ V 7 溶接部（下端リングの縦方向溶接部）

（3）取替型③（図 2-5）

- ・ V 1 溶接部（上部リングの縦方向溶接部）
- ・ V 2 溶接部（上部胴の縦方向溶接部）
- ・ V 3 溶接部（中間部リングの縦方向溶接部）
- ・ V 4，V 5 溶接部（中間部胴の縦方向溶接部）
- ・ V 6 溶接部（下部リングの縦方向溶接部）
- ・ V 7 溶接部（下部胴の縦方向溶接部）
- ・ V 8 溶接部（下端リングの縦方向溶接部）

（4）ABWR 型（図 2-6）

- ・ V 3 溶接部（上部フランジの縦方向溶接部）

- ・ V 4 溶接部（上部胴の縦溶接部）
- ・ V 5 溶接部（中間部胴の縦溶接部）
- ・ V 6 溶接部（下部リングの縦方向溶接部）
- ・ V 7 溶接部（下部胴の縦溶接部）

（解説 2-4）支持ロッドの構造及び機能

支持ロッドは、炉心シュラウドの外側に設置され、主に炉心シュラウド上部とシュラウドサポートプレートとを連結する棒状のタイロッドと、炉心シュラウドから原子炉圧力容器への水平方向の荷重伝達経路を形成する水平レストレント（スタビライザ）により構成される。これにより、プラント運転中のシュラウドヘッド上下差圧による炉心シュラウドの浮き上がり防止と、地震時の炉心シュラウドの転倒防止及び水平荷重を支持する機能を有している。

上記の機能により、支持ロッドは、炉心シュラウドの周方向溶接部の構造強度に関係なく炉心シュラウドの構造及び機能を維持させることができる。従って、構造強度を期待していない炉心シュラウドの周方向溶接部の点検は不要である。但し、支持ロッドを設置する際に周方向溶接部の強度を期待しないという前提をおいた場合には、縦方向溶接部は完全破断せずに形状を保持する必要がある。このため、周方向溶接部の構造強度を期待しないという前提をおいた場合には、定期的に縦方向溶接部の点検を実施する必要がある。

国内に設置されている支持ロッドは、その構造から3つの形式に分類される。

（付録M参照）

（解説 2-5）支持ロッドの点検箇所の例

解説 2-4 に示す支持ロッドの機能維持を確認するために、支持ロッドで荷重伝達を受け持つ部材の取合い状態の確認を実施する（VT-3）。支持ロッドの点検箇所の例を以下に示す。（付録N参照）

- ・ 全体の外観状況及び脱落の確認
- ・ タイロッド締付け箇所の廻り止め機能の確認
- ・ 上部ブラケット（上部サポート）と炉心シュラウド上部リングとの取合い状態の確認
- ・ Tアダプタ（トグルバー）とシュラウドサポートプレートとの取合い状態の確認
- ・ 上部ブラケット（上部サポート）と炉心シュラウドとの取合い位置の確認
- ・ 下部レストレント（下部スタビライザ）と炉心シュラウドとの取合い位置の確認

また、国外においてインコネル X-750 製の支持ロッド構成部品に SCC と推定される損傷事例が報告されていることや、国内炉心シュラウドにおける低炭素ステンレス鋼の硬化層に起因する SCC 事例が報告されていることに鑑み、支持ロッドの締結機能として重要な次の部位について、詳細点検の対象とするものとした。（目視可能な範囲の MVT-1 による点検）

- ・ 上部ブラケット（上部サポート）取付け部付け根
- ・ Tアダプタ（トグル）取付け部（Tアダプタ取付け部付け根またはトグルクレビス）

（解説 2-6）耐応力腐食割れ性

シュラウドの材料には、一般にオーステナイト系ステンレス鋼の SUS304, SUS304L 若しくは SUS316L が用いられている。シュラウド取替プラントでは、シュラウドサポートシリンダと溶接される下端リングの材料はインコネル 600 を用いている。また、シュラウドサポートシリンダなどのインコネル 600 部材との溶接にはインコネル 82 又は 182 溶接金属を使用している。支持ロッドには、オーステナイト系ステンレス鋼の SUS316L, SUSF316L 及び XM-19 並びにインコネル X-750 を用いている。

鋭敏化した炭素含有量が 0.03%を超えるオーステナイト系ステンレス鋼（SUS304）はクロム炭化物の粒界析出による粒界近傍の Cr 欠乏に起因して耐応力腐食割れ性が低い。これと比較して炭素含有量を 0.03%以下に下げたオーステナイト系ステンレス鋼（SUS304L, SUS316L）は優れた耐応力腐食割れ性を示す。BWR の実プラントでは、BWR 炉水環境下でさらに耐応力腐食割れ性を高めるため、炭素含有量を 0.02%以下に抑えた低炭素オーステナイト系ステンレス鋼を採用している場合もある。

XM-19 は、高強度かつ耐食性に優れたオーステナイト系ステンレス鋼であり、BWR の炉水環境下で優れた耐応力腐食割れ性を示す。

インコネル 182 は炭素含有量が 0.03%を超えるオーステナイト系ステンレス鋼と同様に、溶接入熱によるクロム炭化物の析出に伴う Cr 欠乏に起因して応力腐食割れの感受性を有する。これと比較して高 Cr、高 Nb 含有のインコネル 82 及び高 Nb 含有の改良インコネル 182 は優れた耐応力腐食割れ性を示す。

インコネル X-750 は高温水中で応力腐食割れ感受性を示し、その形態は粒界割れである。インコネル X-750 の応力腐食割れ感受性は熱処理条件に依存し、SCC 感受性を低減するための適切な溶体化条件及び熱時効処理条件が設定されている。但し、インコネル X-750 の応力腐食割れ感受性は応力依存性を示すため、使用時の負荷応力に留意する必要がある。

上述のとおり，材料鋼種により耐応力腐食割れ性に相違があるが，国内外での 304L，316L 製のシュラウドにおいても損傷事例が報告されていることから，本ガイドラインでは，材料鋼種によらず全ての溶接部に着目して検討を行う。（付録 A 参照）

さらに，シュラウドの中間胴は比較的高い中性子照射を受けることから，照射誘起型応力腐食割れ（IASCC）についても検討を行う。（付録 B 参照）

（解説 3-1）渦流探傷試験

渦流探傷試験（ET）を適用する場合には，点検対象部位と電磁気的特性が同等な材料の校正試験片により，人工欠陥に対する検出感度を確認した手法を用いるものとする。試験装置及び機具等の要求仕様，試験の実施要領，並びに，信号の解析手法については，JEAC4208「軽水型原子力発電所蒸気発生器伝熱管の供用期間中検査における渦流探傷試験指針」に準拠して設定する。

（解説 3-2）初回点検

初回点検とは，第 2 章で定義されたシュラウドの溶接部のうち接近可能な周溶接部に対して実施する最初の点検であり，適用する手法の基準となる試験条件（目視試験における照度等）の設定を行うとともに，再点検の際に参照する点検記録を取得するために実施する基準となる点検である。（付録 H 参照）

従来型①のプラントにおける点検実施時期をプラント供用開始時点からの実運転時間で 11 年経過する迄とした根拠は以下の通りである。

- ・国内プラントのシュラウド材料は低炭素含有量のステンレス鋼であり，応力腐食割れの発生に対する裕度があると考えられる。
- ・シュラウド H7 溶接継手のシュラウドサポートリング内面側に機械加工による硬化層を考慮して深さ 0.1 mm の表面全周き裂を初期き裂として想定した場合のき裂進展挙動の評価例を図 3-2-1 に示す。この評価結果は，国内プラントの溶接手順等の溶接条件を反映して解析した残留応力分布を用いて評価したものである。図 3-2-1 より，全周にわたる応力腐食割れ（SCC）によるき裂が発生・進展しても，プラント供用期間開始から運転時間で 11 年以内ではシュラウドサポートリング厚さの 50%（約 35 mm）に及ぶような深さに進展することはないと考えられる。
- ・保守的に SCC によるき裂の発生・進展を想定した場合でも，プラント供用期間開始から実運転時間で 11 年以内では，シュラウドの構造健全性が損なわれる可能性は少ない。（注）

また，従来型①以外のプラントにおける点検実施時期をプラント供用開始時点からの

実運転時間で 20 年経過する迄とした根拠は以下の通りである。

- ・国内プラントのシュラウド材料は低炭素含有量のステンレス鋼であり，応力腐食割れの発生に対する裕度があると考えられる。
- ・シュラウド H7 溶接継手のシュラウド下部胴内面側に深さ $50\mu\text{m}$ ／長さ $500\mu\text{m}$ の初期き裂を想定した進展評価の結果を図 3-2-2 に示す。この図に示す様に，実運転時間 30 年程度であっても，き裂深さは 18mm 程度であり，シュラウドの構造健全性に影響を及ぼすような，シュラウド下部胴厚さの 50%（約 25 mm）に及ぶ深さに進展することはないと考えられる。（注）
- ・しかしながら，シュラウドにおいてはき裂の検出事例があることから，保守的に実運転時間 20 年を初回点検時期として設定した。

注：欠陥裕度評価から最も荷重条件が厳しい H7 溶接部のシュラウド下部胴側に全周にわたり，板厚の 50%（約 25 mm）のき裂を想定しても構造強度が確保できる。また，シュラウド下部胴よりも板厚の厚い，シュラウドサポートリングに板厚の 50%（約 35 mm）のき裂を想定しても構造強度が確保される。よって，この間にシュラウドの構造健全性に影響を与えることはないと考えられる。（付録 C，D，E 参照）

なお，実運転年数が少ない時期にあつては，き裂が存在しないか，存在したとしても小さいと考えられるため，発生したき裂が MVT-1 試験で検出可能と考えられる大きさになる時期を考慮して，従来型①のプラントの場合は，プラント供用期間開始から運転時間で 5 年以降に，従来型①以外のプラントの場合は，10 年以降に点検を行うのが適当であると考えられる。

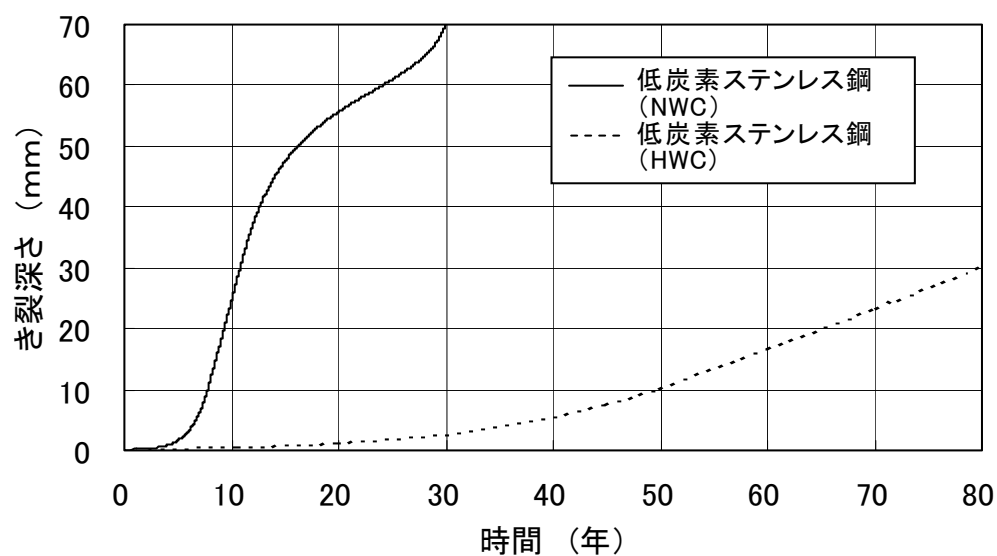


図 3-2-1 き裂深さと時間の関係（H 7 リング有り，リング側，内表面全周き裂）（内表面から厚さ方向への進展）
 （経済産業省 総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会
 原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会（第 5 回）資料，平成 15 年 2 月 18 日）

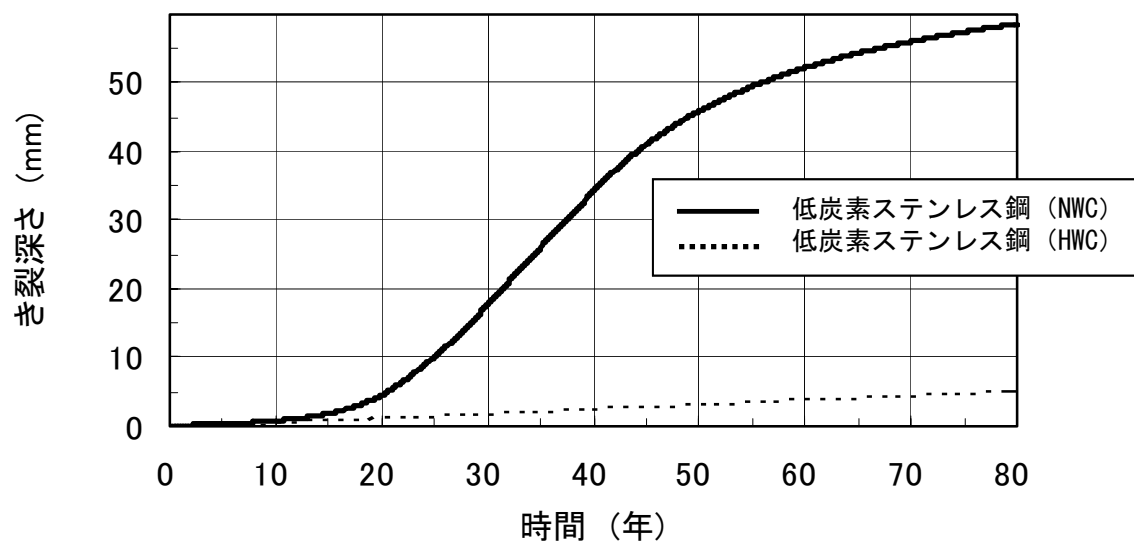


図 3-2-2 き裂深さと時間の関係（H 7 リング無し，シュラウド下部胴側，表面き裂）（内表面から厚さ方向への進展）

(解説 3-3) 残存断面積及び許容残存断面積

残存断面積とは、点検対象溶接線に沿った溶接部の断面積のうち、未点検範囲（下記注 1 参照）や想定き裂等の引張り荷重伝達を考慮しない部分を除いた面積である。

注 1：未点検範囲の取扱いについて

- A. 周溶接線において、当該溶接線のアクセス可能な範囲の点検を実施した場合で、点検実施範囲（点検割合）と未点検範囲とを比較して、SCC の発生又は進展に影響する要因に工学的に有意な相違が認められない場合には、以下により周溶接全体の想定欠陥割合を算定し、この範囲の引張り荷重伝達を考慮しないものとする。（付録 Q）

周溶接全体の想定欠陥割合は、図 3-3-1 に示す直線上で点検割合 (X) に対応する値とする。直線は以下の通りに設定する。

- 1) 点検割合 (X) 50%以上：

点検実施範囲での点検欠陥比率 Y を点検割合 50%以上の周溶接全体の想定欠陥割合 (p) とする。

- 2) 点検割合 (X) が0%から50%：

点検割合が0%のとき、周溶接全体の想定欠陥割合 (p) を100%とする。

点検割合が50%のとき、周溶接全体の想定欠陥割合 (p) は、1) で定める通り Y とする。両者を直線で結び点検割合 (X) での周溶接全体の想定欠陥割合 (p) とする。

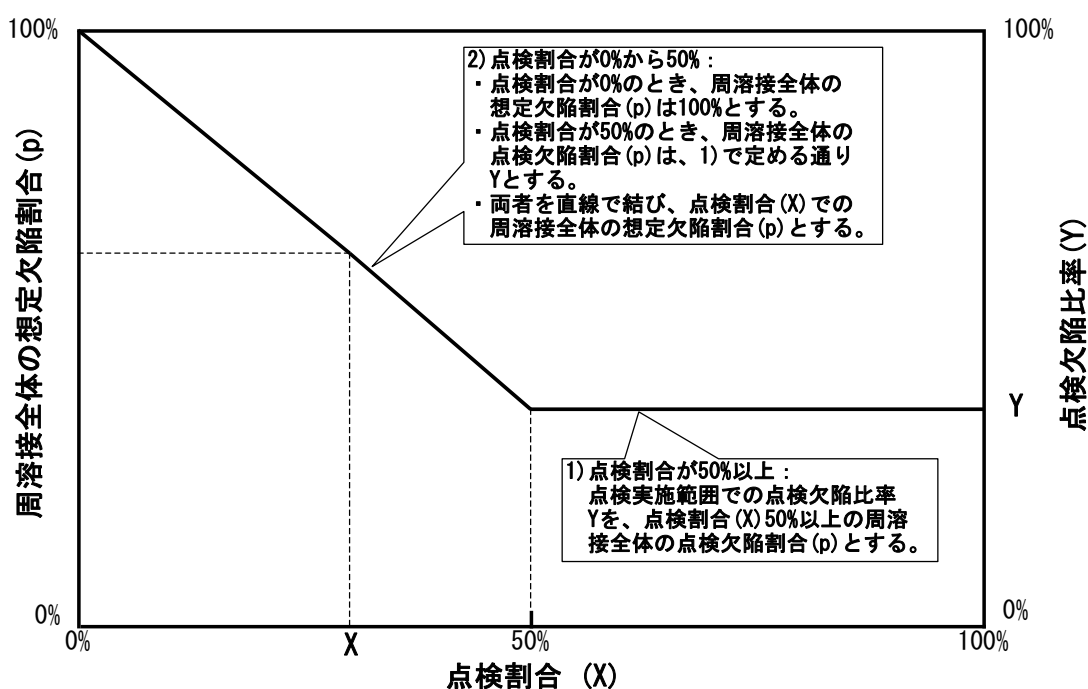


図 3-3-1 周溶接全体の想定欠陥割合を示す図

B. 上記 A 項に該当しない場合は、未点検範囲全域に欠陥を想定する。

なお、上記 A 項に該当する場合でも、評価の簡略化等の目的で、保守側の評価として、同様に未点検範囲全域に欠陥を想定してもよいものとする。

また、許容残存断面積とは、シュラウドの構造健全性確保のために必要な残存断面積である。

本ガイドラインでは、許容残存断面積及び残存断面積を、全断面積に対する割合(%)で表す。

許容残存断面積の評価方法を以下に示す。評価フローを図 3-3-2 に示す。(付録 J 参照)

(1) 解析モデル

解析モデルはシュラウド基部で取合うシュラウドサポートシリンダ及びサポートプレートを含むシュラウド全体をモデル化するものとし、シュラウドの形状、拘束条件及び対称性を考慮する。なお、下記に述べるき裂を適切にモデル化すること。

(2) 荷 重

運転時にシュラウドに作用する 1 次応力を発生させる差圧、死荷重及び地震荷重を考慮する。

(3) 座屈・崩壊荷重の算出と判断基準

座屈・崩壊荷重の算出は、日本機械学会 設計・建設規格 CSS-3160 に規定する方法に従い、差圧及び死荷重を負荷した状態で地震荷重 S_2 を比例倍させる手順で行うこととした。これは、地震荷重 S_2 がシュラウドに作用する實際上最も厳しい荷重であり、これに対して適切な健全性裕度を確保すればその他の荷重に対しても適切な健全性裕度を確保することが可能と考えられるからである。

(4) 想定するき裂等

座屈・崩壊に対して最も厳しい荷重条件となるシュラウド基部の H7 溶接部であり、この部分にき裂進展を想定して全周にわたり板厚を均等に減じさせる。H7 より上部の H3 から H6 溶接部では、加わる荷重が小さくなることから H7 溶接部の評価に包絡される。なお、点検困難な部分(付録 H 参照)については、未点検範囲(注 1)として取り扱い、想定欠陥範囲の荷重伝達機能を見做することとした。ただし、き裂が存在しても圧縮荷重に関しての伝達は期待できるので、この圧縮荷重の伝達は考慮してよい。

また、H4 溶接部における中性子照射による破壊靱性の低下を考慮した破壊評価では、

H7 溶接部と同様に全周き裂を想定して板厚を均等に減じさせる。

ここでは、溶接線に対して垂直方向の縦割れは考慮していないが、これは、縦割れが構造強度に与える影響が少ないためである。(付録F 参照)

(5) 許容値の評価

上記手順で求めた崩壊荷重が設計荷重の 1.5 倍以上になる場合の残存断面積を、許容残存断面積とすることができる。なお、シュラウド構造の場合、一般に(3)に示す方法によって算出した崩壊荷重は座屈荷重より小さく、座屈に先行して崩壊が発生する。また、上記残存断面積の条件でS₂地震が作用した場合でも炉心支持板・上部格子板位置での変位は小さく、制御棒挿入性への影響はないので、崩壊荷重との比較で許容値を評価することができる。(付録G 参照)

1100MW e プラントの許容残存断面積の評価例を、付録Fに示す。許容残存断面積はH7 溶接部で 50%である。

なお、シュラウドサポートなどの関連機器との欠陥重畳評価は以下の理由により考慮しないものとする。

(理由)

欠陥裕度評価を行うことで、機器の構造・機能維持を確保するために、どの程度までき裂が許容できるかの目安を把握することができる。シュラウドサポート、シュラウドにおいては、かなり大きなき裂まで許容でき、例えば荷重条件が厳しい部位に全周にわたり板厚の 50%程度のき裂を想定しても構造健全性が確保できることがわかっている。

一方、初回点検の時期及び点検周期は、保守的に初期き裂を想定した進展評価の結果を踏まえて、許容き裂に比べて十分小さいき裂が生じ得る時期までの間に点検を実施するように設定している。

従って、ガイドラインで設定される点検を実施することで、万一き裂が生じていたとしても機器の強度低下を及ぼすような大きなき裂が生じる前に検出できると考えていることから、各機器で大きなき裂を重畳させた前提条件はあまりに保守的となるので初回点検及び点検周期設定には考慮しない。

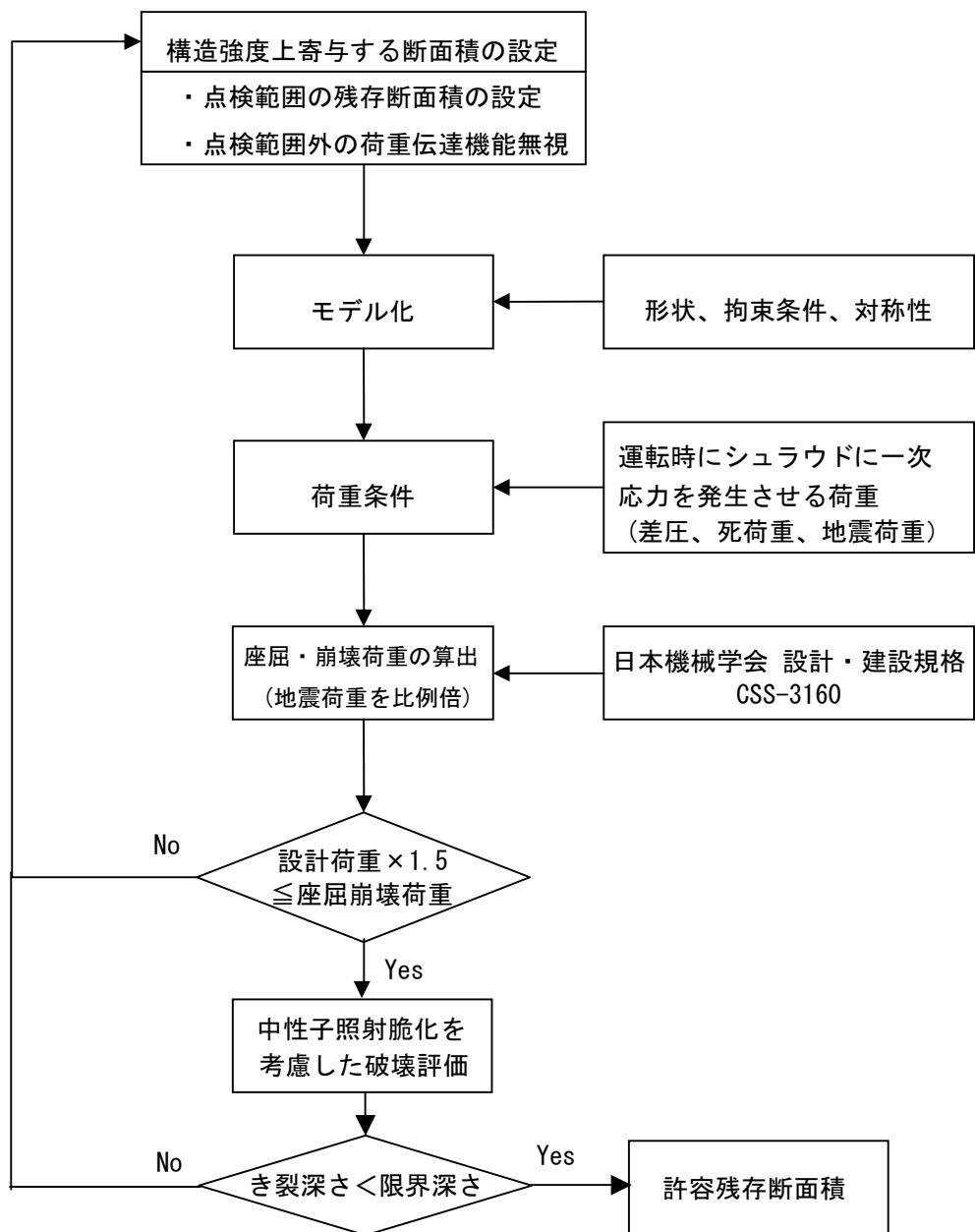


図 3-3-2 許容残存断面積の設定手順

(解説 3-4) 点検における接近性

シュラウドは他の炉内構造物などにより、点検のための接近が制約される。例えば、シュラウド上部の内面は炉心スプレイスパージャ、上部格子板により接近が制約され、シュラウド下部内面は炉心支持板、制御棒案内管などにより接近が制約される。シュラウド外面はジェットポンプなどにより接近が制約される。表 3.1-1 に要求するシュラウドの点検を実施する場合は、必要に応じて、接近に支障となる燃料や制御棒案内管などを取外すことにより点検可能範囲を広げることができる。

シュラウドの各部位における接近性及び検査手段の詳細を付録Hに示す。

(解説 3-5) 点検必要範囲及び点検周期

点検必要範囲とは、次回点検の時点において許容残存断面積以上の残存断面積を確保するために必要となる点検範囲のことで、許容残存断面積に、次回点検までの想定き裂及び検出されたき裂の進展による断面積減少分を加えたものである。なお、健全性確認が必要な範囲の点検対象全体に対する割合（％）で示す。

点検必要範囲A％並びに点検周期N年は、次の点検までの期間における各溶接線の残存断面積の減少を下記(1)，(2)のように考慮して設定する。設定手順を図 3-5-1 に示す。（付録 J 参照）

(1) 健全部に想定する残存断面積減少

点検により健全性が確認された範囲について、次の点検までの期間におけるき裂進展を想定する。

(2) 検出されたき裂部に想定する残存断面積減少

検出されたき裂については、適切にモデル化して、当該き裂の進展による断面積減少を評価する。検出き裂の進展評価はき裂長さ／深さの同定により断面積として評価する。なお、き裂深さを同定しない場合は貫通き裂として保守的に仮定して評価するものとする。

比較的小さなき裂が検出された場合に、点検周期を簡易に設定するひとつの方法を付録 I に示す。

なお、従来型①のプラントにおいて、初回点検でき裂が検出されなかった場合は、実運転年数が初回点検から 7 年を超えない時期に再点検を実施してもよいとした根拠は以下のとおりである。

・ 2 回目以降の試験においては、初回の検査により健全性を確認した試験範囲につい

ても、保守的に、プラント起動後の応力腐食割れ（SCC）の発生・進展する可能性を考慮する。すなわち、想定した初期き裂（深さが約 1mm）がき裂進展し、厚さの 50%（約 35 mm）に及ぶような大きさに成長することはないと考えられる運転時間で 7 年の期間内に試験を実施することとした。（図 3-5-2 参照）

また、従来型①以外のプラントにおいて、初回点検でき裂が検出されなかった場合は、実運転年数が初回点検から 10 年を超えない時期に再点検を実施してもよいとした根拠は以下のとおりである。

- ・ 初回点検でき裂が検出されなかった場合、VT により検出される寸法は長さ 10mm 程度であり、アスペクト比を 0.1 と仮定すると、深さは 1 mm となる。

この検出精度を考慮して、保守的に深さ 1 mm／長さ 10mm のき裂が存在すると仮定したき裂進展評価の結果、実運転時間 10 年後のき裂深さは約 10mm 程度である。（図 3-5-3 参照）

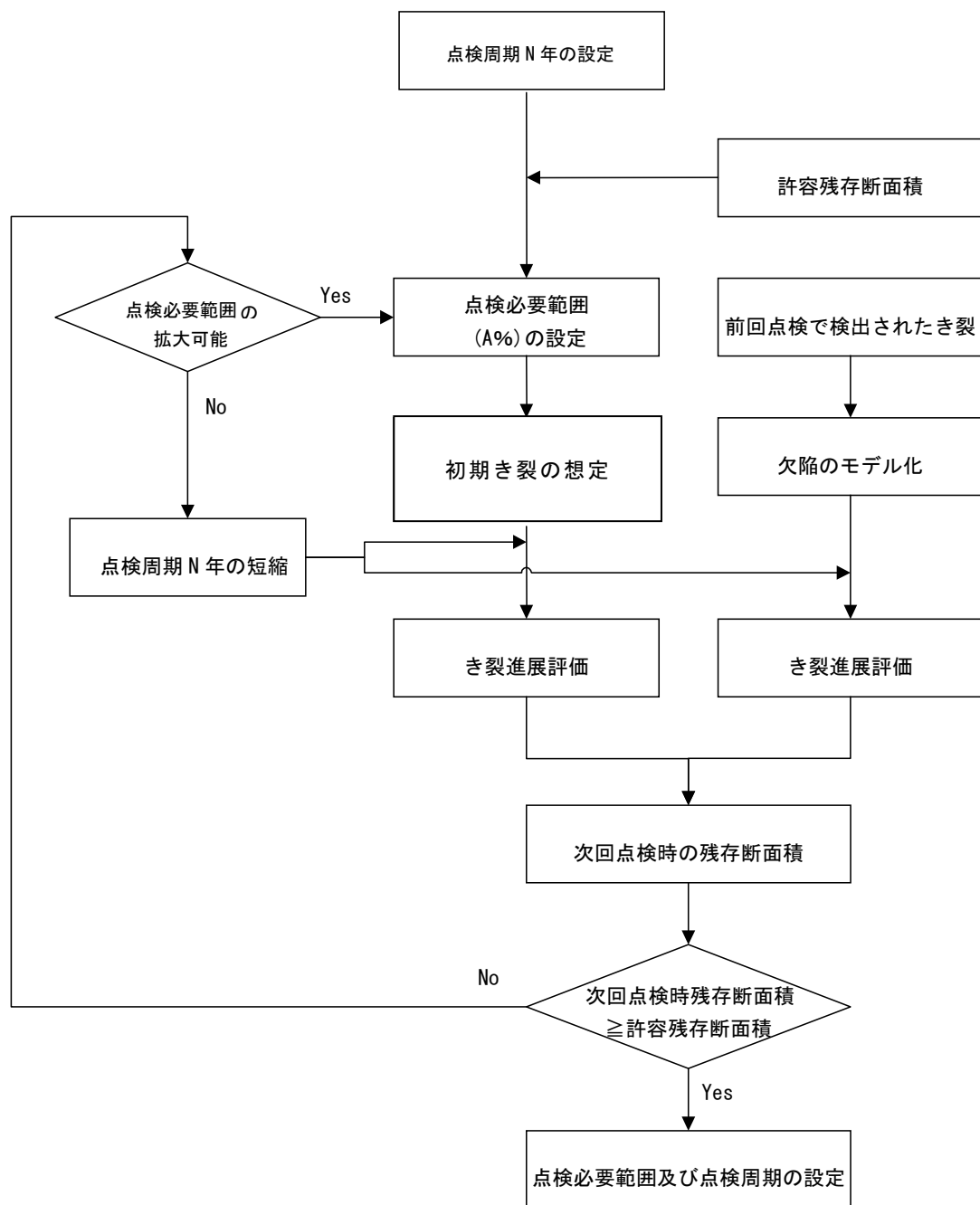


図 3-5-1 点検必要範囲及び点検周期の設定手順

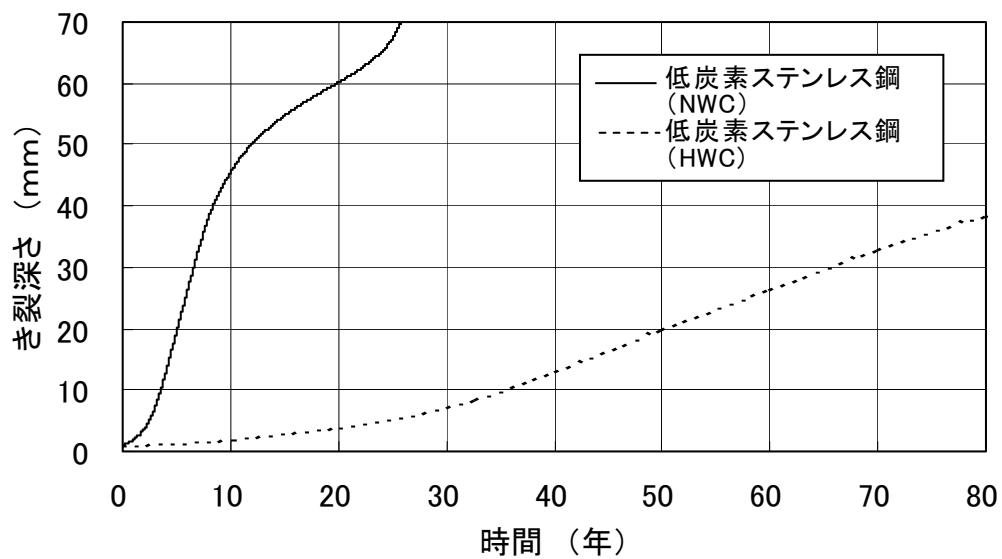


図 3-5-2 き裂深さと時間の関係（H 7 リング有り，リング側，初期き裂深さ 1mm 全周）
（内表面から厚さ方向への進展）

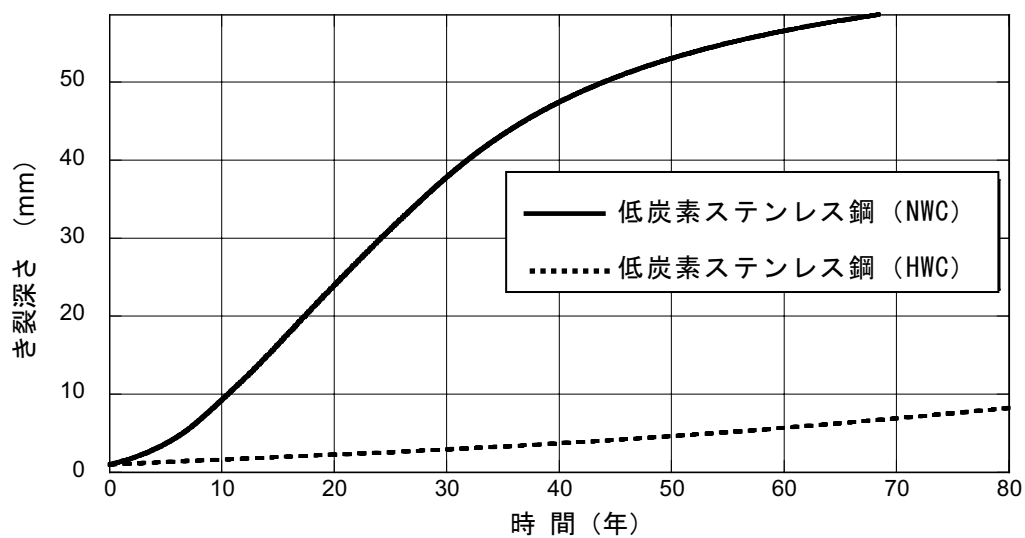


図 3-5-3 き裂深さと時間の関係（H 7 リングなし，シュラウド下部胴側，初期き裂深さ 1.0 mm、アスペクト比 0.1）（内表面から厚さ方向への進展）

（解説 3-6）SCC 予防保全対策

SCC の予防保全対策としては、環境、応力、材質の改善が考えられる。本ガイドラインでは、プラント毎に評価し、その効果が有効であると認められた予防保全対策が適用された部位については、適切な点検時期などを設定できるものとする。

実機への適用実績又は将来、適用が想定される予防保全対策の例は以下のとおりである。

なお、今後の技術開発等により下記以外の対策が実用化され、その効果が有効であると認められる対策が適用されている場合には、上記と同様にその効果を考慮することができるものとする。（付録 K 参照）

（環境改善）

- ・ 水素注入
- ・ 貴金属コーティング
- ・ 貴金属注入

（応力改善）

- ・ ピーニング
- ・ 磨き

（材質改善）

- ・ 貴金属クラッディング
- ・ 耐食性金属クラッディング
- ・ 脱鋭敏化处理

（解説 3-7）シュラウドの補修技術

万一シュラウド溶接部にき裂が検出され、構造健全性に関する詳細評価の結果により補修が必要となった場合、実機への適用実績又は将来適用が可能と想定される補修技術の例は以下のとおりである。（付録 L 参照）

① 機械的な補修技術

- ・ 補強ブラケット工法
- ・ 支持ロッド工法

② 補修溶接技術

- ・ 水中レーザ溶接
- ・ 水中 T I G 溶接
- ・ 水中プラズマ溶接
- ・ 水中回転摩擦圧接

(解説 3-8) 支持ロッドの点検周期

支持ロッドは、溶接部の存在しない構造を採用しており、付録 O に示すように想定される損傷要因に対する評価を実施して、損傷ポテンシャルは十分低いと評価されている（付録 O 参照）。

しかしながら、国外においてインコネル X-750 製の支持ロッド構成部品に SCC と推定される損傷事例が 1 例ではあるが報告されていることや、国内炉心シュラウドにおける低炭素ステンレス鋼の硬化層に起因する SCC 事例が報告されていることに鑑み、個別点検を設定した。

点検周期の設定にあたっては、試験・解析による定量的な評価によることは困難であることから、国外プラントにおいて 10 年を越える使用実績が多数積まれてきていることを考慮し、点検周期は実運転時間で 10 年以内とした。

今後もプラント運転実績調査を継続し、必要に応じて点検周期の見直しを行うものとする。

(解説 3-9) 炉心シュラウド縦方向溶接部の点検周期

炉心シュラウドの縦方向溶接部は、周方向溶接部が健全である場合には、解説 2-3 に示すとおり炉心シュラウドの機能維持に有意な影響を及ぼさないと考えられるが、支持ロッドを設置する際に周方向溶接部の強度を期待しないという前提をおいた場合には、縦方向溶接部は完全破断せずに形状を保持する必要がある。このため、周方向溶接部の構造強度を期待しないという前提をおいた場合には、定期的に縦方向溶接部の点検を実施する必要がある。

代表的な 1100MWe 級プラントの縦方向溶接部に、深さ 1mm、長さ 10mm の溶接部に平行な初期き裂があったと想定した場合のき裂進展挙動の評価例を図 3-9-1 に示す。

（付録 P 参照）本図に示すとおり、板厚の 80%（約 40mm）までき裂が到達するのは、外表面及び内表面からの進展を考慮しても、実運転時間で 20 年程度以上である。一方、縦方向溶接部は板厚の 80%を越える深さのき裂を仮定しても構造強度が確保できるため、20 年以内の期間で縦方向溶接部の構造健全性が損なわれる可能性はないと考えられる。

炉心シュラウドにはき裂の検出事例があることから、支持ロッドの点検に合わせて点検を実施することとし、点検周期は実運転時間で 10 年以内とした。

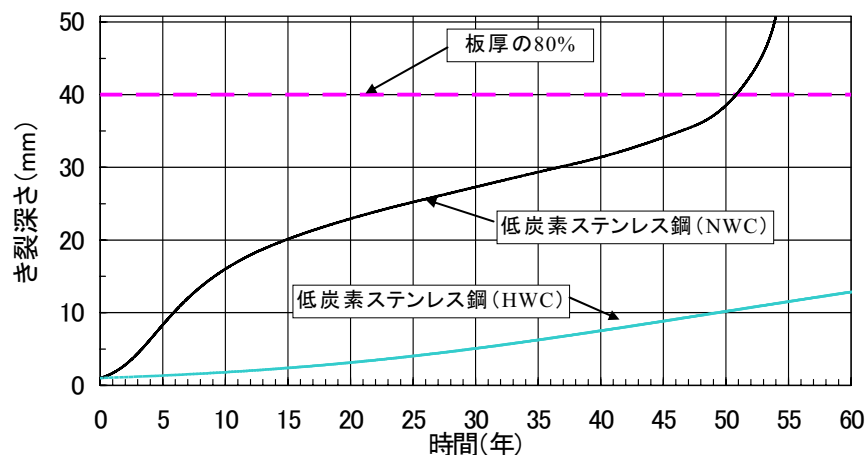


図 3-9-1(1) き裂深さと時間の関係 (V2 溶接部)
(外表面から板厚方向への進展)

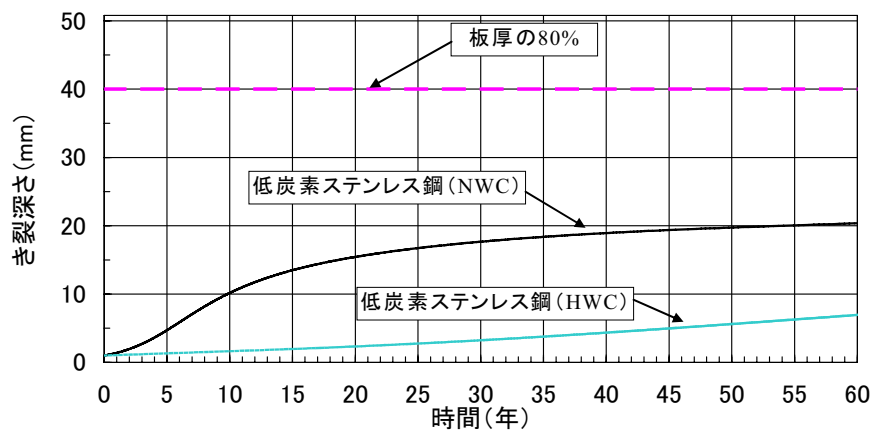


図 3-9-1(2) き裂深さと時間の関係 (V2 溶接部)
(内表面から板厚方向への進展)

付 録

オーステナイト系ステンレス鋼及びインコネル合金の
S C C 関連データ

現状得られている SCC 関連データの概要

1. オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 系及び SUS316 系

1. 1 炉内構造物に用いられているステンレス鋼は、主に 304 系及び 316 系のオーステナイト系ステンレス鋼である。当初は主に SUS304 が用いられていたが、現在では、耐 SCC 性の観点から、C 量を 0.03%以下に下げた低炭素ステンレス鋼 (SUS304L 及び SUS316L) が用いられている。また C 量を下げたことによる強度低下を補うために、強度を必要とする部材については N を 0.1%程度添加した原子力用低炭素ステンレス鋼 (原子力用 304 及び 316 ステンレス鋼) が用いられている。(表 A-1)

1. 2 10%しゅう酸エッチングによるミクロ組織は、鋭敏化 SUS304 ではみぞ状組織となっており、鋭敏化の兆候が確認されるが、低炭素ステンレス鋼 (SUS304L 及び SUS316L) では段状組織であり、健全な組織となっている。(図 A-1)

1. 3 鋭敏化 SUS304 の SCC による粒界割れは、溶接入熱によるクロム炭化物の粒界析出による粒界近傍の Cr 欠乏に起因している。(図 A-2)

1. 4 鋭敏化 SUS304 の高温水中の SCC 発生までの時間は、炭素含有量との相関が見られる。285℃純水、溶存酸素濃度 8ppm 環境中、及び負荷荷重 $1.35\sigma_y$ の繰り返し台形波(一定保持時間=159 分)で、炭素含有量が異なる溶接継手付き 304 管(100A)は短時間で破断したが、低炭素ステンレス鋼(SUS304L 及び 316L)の溶接継手付き管は 3000 時間経過しても破断していない。(図 A-3) これより、低炭素ステンレス鋼 (SUS304L、316L)は SUS304 に比べ数倍以上の SCC 発生裕度を有していることが示された。また、硬化した SUS304 や低炭素ステンレス鋼 (SUS316L) は SCC 感受性を有するようになる。(図 A-4) 低炭素ステンレス鋼 (SUS316L) 製炉心シュラウドモックアップ溶接継手より採取した試験片を用い、HAZ 部を対象とした SCC 進展試験を実施した結果、き裂進展速度は維持規格の進展線図に包含された。(図 A-5) 低炭素ステンレス鋼溶接金属の SCC 感受性を評価した結果、フェライト量が低く、かつ硬化した溶接金属の場合、切欠き (表面硬化層に生じたひび割れ) が存在するとひびが進展することが確認された。(図 A-6)

1. 5 鋭敏化 SUS304 の高温水中の SCC 発生及び進展は、腐食電位との相関が見られる。(図 A-7) また、NWC 環境下 (導電率 $<0.2\mu\text{S/cm}$, 腐食電位 $\geq 150\text{mVSHE}$)

及び HWC 環境下（導電率 $<0.2\mu\text{ S/cm}$ ，腐食電位 $\leq -200\text{mVSHE}$ ）での低炭素ステンレス鋼（SUS304L 及び SUS316L）のき裂進展速度は，鋭敏化 SUS304 のそれよりも小さくなっている。（図 A-8）

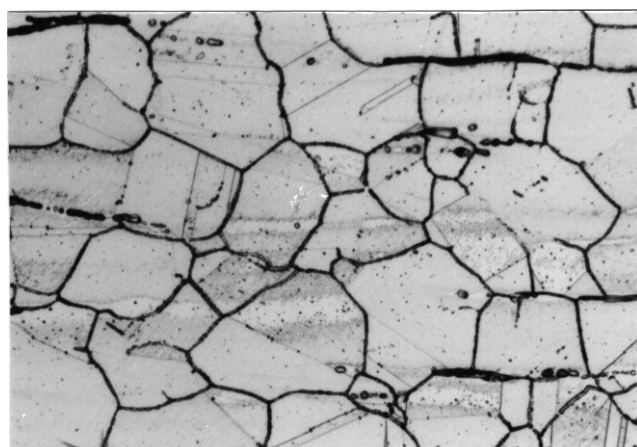
1. 6 SUS304 及びSUS316 ステンレス鋼のIASCC感受性は，照射量が $1\times 10^{25}\text{n/m}^2$ （ $E>1\text{MeV}$ ）を越えると顕著に増大している。（図 A-9）

表 A-1 炉内構造物に用いられる主なオーステナイト系ステンレス鋼の化学成分

鋼 種	化 学 成 分 (重量%)													そ の 他
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Fe	Mo	N	Cu	Al	Ti ^{Nb+} _{Ta}	
SUS 304	≤ 0.08	≤ 1.00	≤ 2.00	≤ 0.045	≤ 0.030	8.00 10.50	18.00 20.00	残	—	—	—	—	—	—
SUS 304 L	≤ 0.03	≤ 1.00	≤ 2.00	≤ 0.045	≤ 0.030	9.00 13.00	18.00 20.00	残	—	—	—	—	—	—
原子力用 304	≤ 0.02	≤ 0.75	≤ 2.00	≤ 0.040	≤ 0.030	8.00 10.50	18.00 20.00	残	—	≤ 0.12	—	—	—	C+N ≤ 0.13
SUS 316	≤ 0.03	≤ 1.00	≤ 2.00	≤ 0.045	≤ 0.030	10.00 14.00	16.00 18.00	残	2.00 3.00	—	—	—	—	—
SUS 316 L	≤ 0.03	≤ 1.00	≤ 2.00	≤ 0.045	≤ 0.030	12.00 15.00	16.00 18.00	残	2.00 3.00	—	—	—	—	—
原子力用 316	≤ 0.02	≤ 0.75	≤ 2.00	≤ 0.040	≤ 0.030	10.00 14.00	16.00 18.00	残	2.00 3.00	≤ 0.12	—	—	—	C+N ≤ 0.13

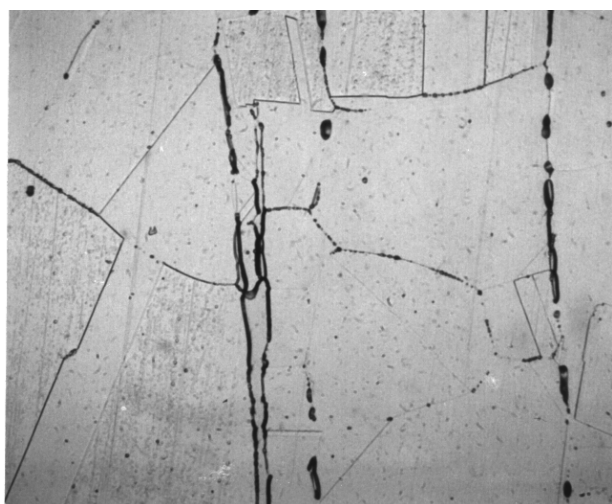
（出典）

伊藤、矢島，「BWR 型機器材料」，火力原子力発電，Vol.34，No.10，pp.113-126 (1983).



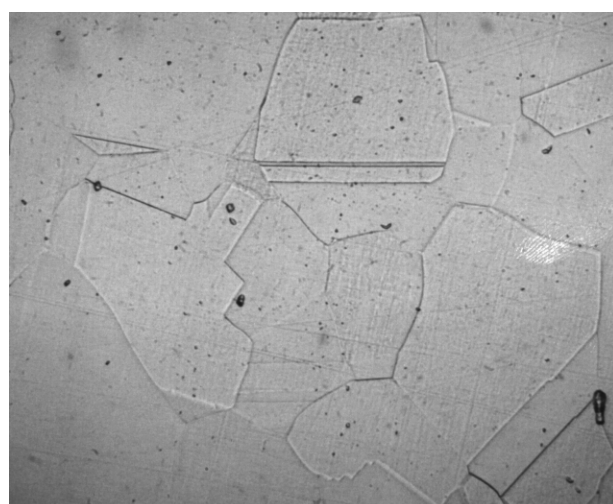
50 μ m

(a) SUS304
(炭素含有量 0.06%)



50 μ m

(b) SUS304L
(炭素含有量 0.017%)



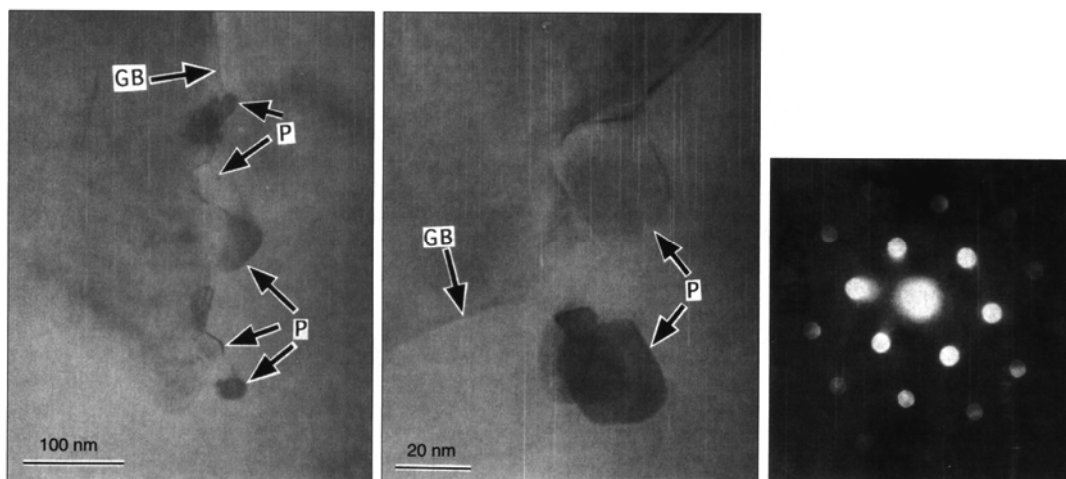
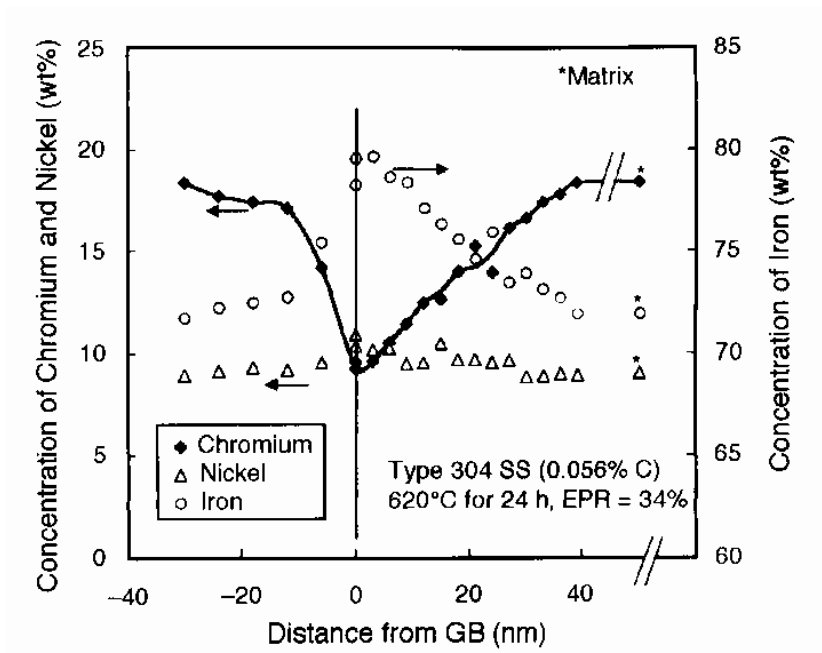
50 μ m

(c) SUS316L
(炭素含有量 0.010%)

図 A-1 10%しゅう酸エッチングによるオーステナイト系ステンレス鋼（620℃
×24h 熱処理材）のミクロ組織観察結果

（出典）

BWR 電力共同研究「低炭素系ステンレス鋼の耐 IGSCC 評価研究」（最終報告書），平成
12 年 9 月．



(注) “P” : 析出物 (Precipitate) Cr_{23}C_6

図 A-2 鋭敏化 SUS304 (620°C × 24h 熱処理材) の TEM 粒界分析結果

(出典)

N.Saito, Y.Tsuchiya, F.Kano, N.Tanaka, “Variation of Slow Strain Rate Test Fracture Mode of Type 304L Stainless Steel in 288°C Water,” Corrosion, Vol.56. No.1, pp.57-69 (2000).

試験体の分析値例（重量%）及び 285℃における 0.2%耐力（kgf/mm²）

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	σ_y
SUS304	0.05	0.49	1.65	0.027	0.003	9.30	18.75	—	17
	0.06	0.48	1.56	0.027	0.002	9.20	18.65	—	18
	0.07	0.50	1.55	0.027	0.001	9.30	18.75	—	19
SUS304L	0.015	0.42	1.49	0.028	0.005	10.95	18.35	—	17
SUS316L	0.018	0.52	1.42	0.028	0.005	13.70	16.37	2.15	16

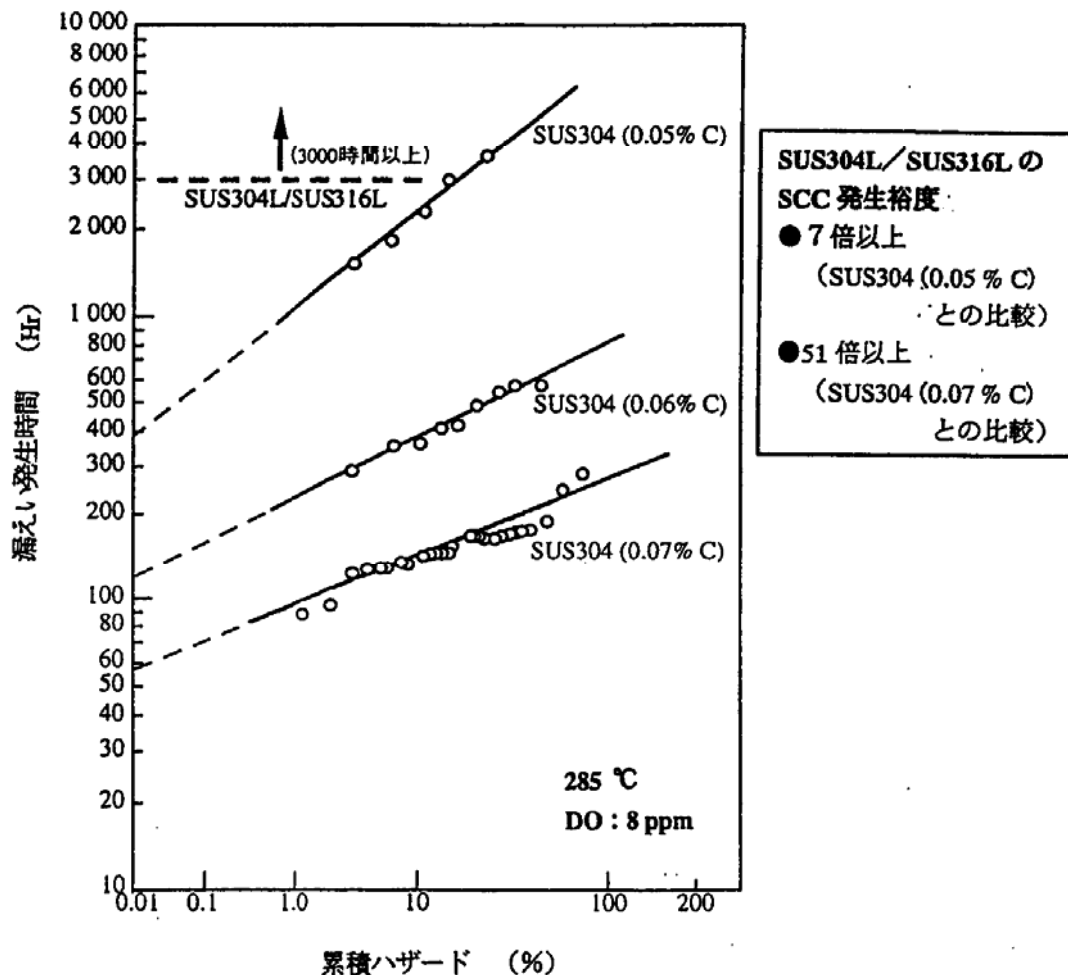


図 A-3 配管を試験体とした SCC 試験における漏えい発生時間の比較
 負荷荷重：1.35 σ_y ，繰り返し台形波（一定荷重保持時間=159 分）
 試験温度：285℃，溶存酸素濃度：8ppm
 試験体：溶接継手付き配管(呼び径 100A)

（出典）

（財）原子力工学試験センター，（財）発電用熱機関協会，「原子力発電施設信頼性実証試験の現状（昭和 59 年）」。

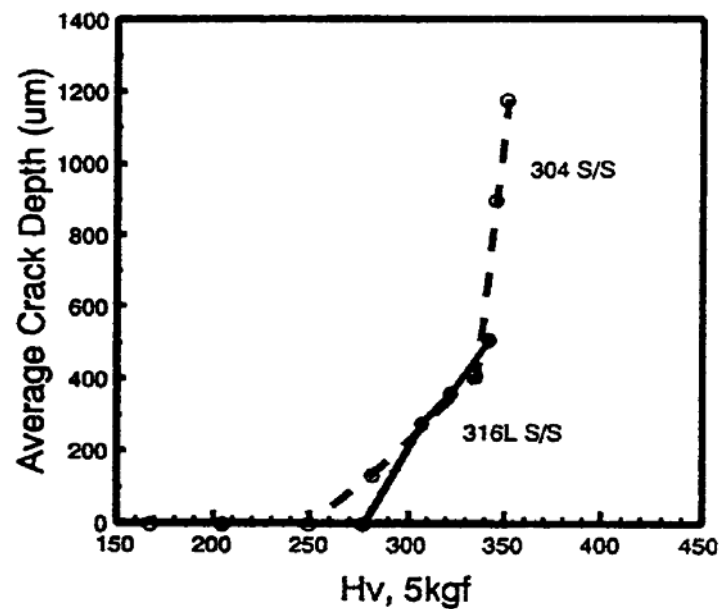


図 A-4 CBB 試験による硬さと SCC 発生の関係
(1%ひずみ, 試験温度: 288°C, 溶存酸素濃度: 8ppm)

(出典)

M. Tsubota, Y. Kanazawa, H. Inoue, "Effect of Cold Work on the SCC Susceptibility of Austenitic Stainless Steels" Proceedings of 7th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, Vol.1(1995) 519-527

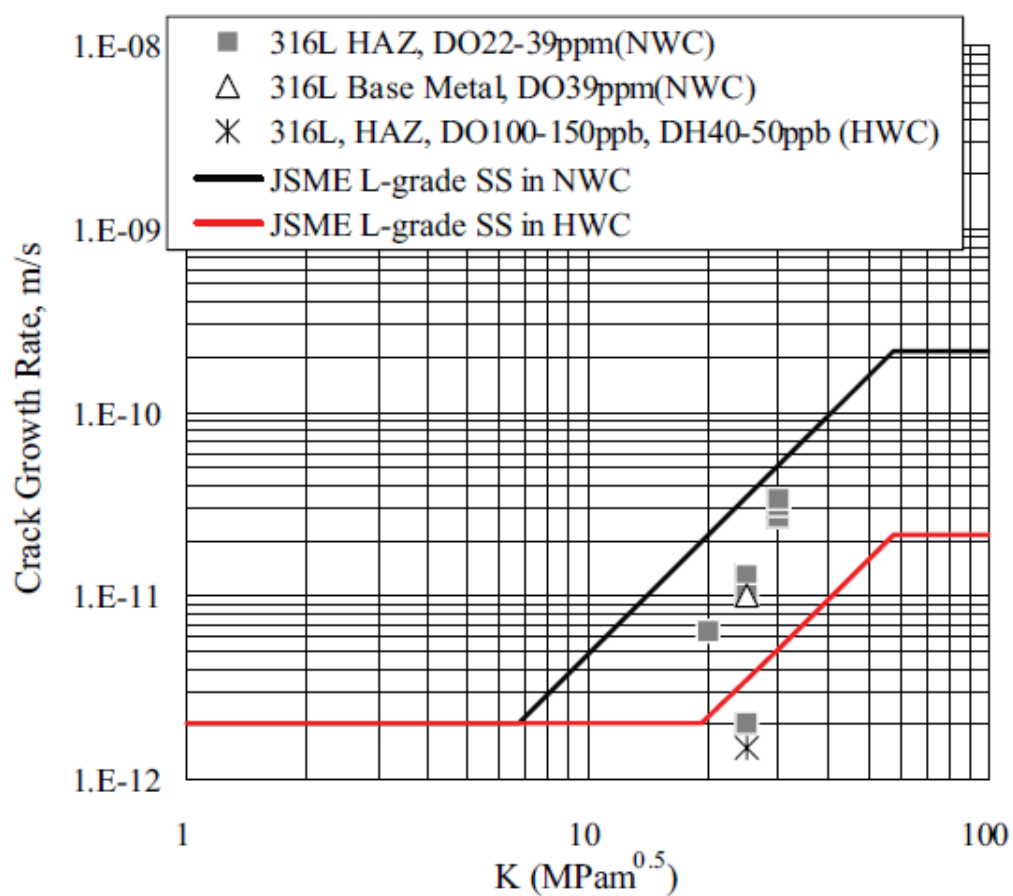


図 A-5 SUS316L 母材，熱影響部の SCC 進展データ

(出典)

S.Ooki, Y.Tanaka, K.Takamori, S.Suzuki, S.Tanaka, Y.Saito, T.Nakamura, T.Kato, K.Chatani, M.Kodama, "Study on SCC Growth Behavior of BWR Core Shroud" Proceedings of the 12th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors-, 2005, 365-376

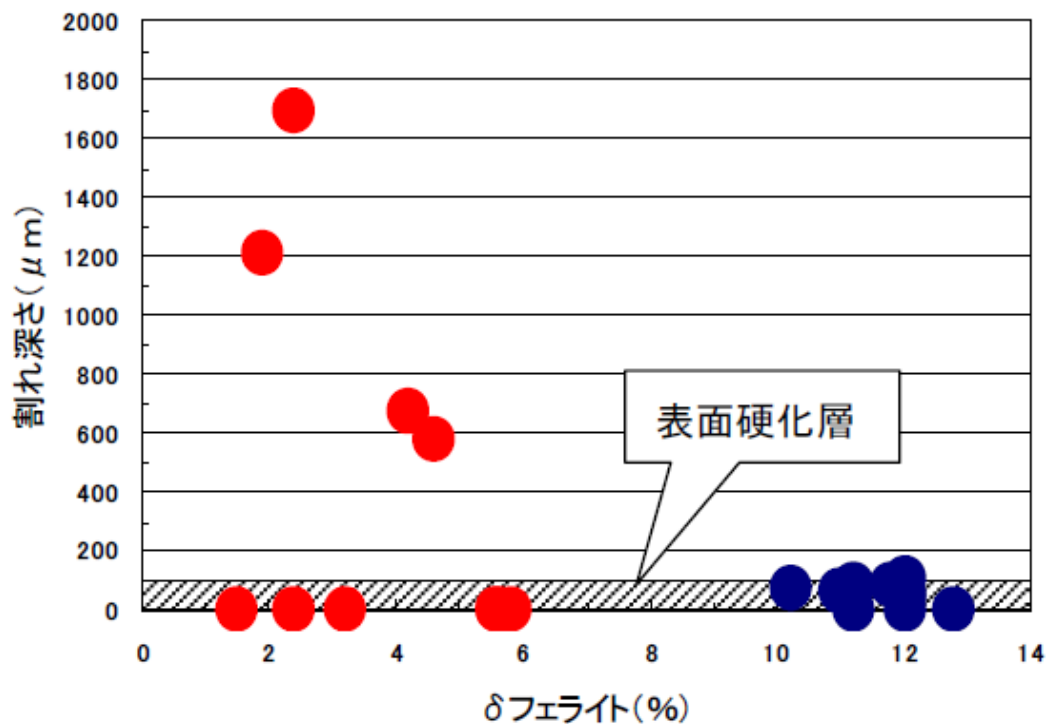


図 A-6 CBB 試験による低炭素ステンレス鋼溶接金属のフェライト量と SCC 発生の関係

表面硬化層：表面硬化層に割れを優先的に発生させ、切欠きが存在した場合の割れ感受性を確認するために付与した

(出典)

原子力安全・保安院，“資料 6-1 原子炉再循環系配管の健全性評価について（Ⅱ）”，第 6 回健全性評価小委員会資料，平成 15 年 2 月 26 日

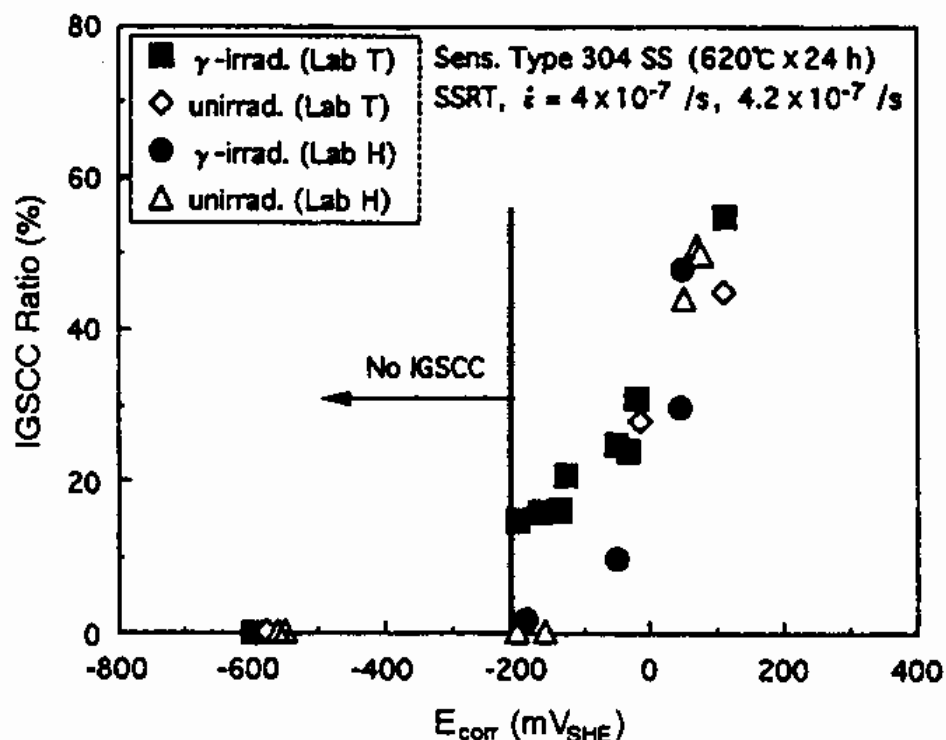


図 A-7(1) SSRT 試験による鋭敏化 SUS304 (620°C × 24h 熱処理材) の IGSCC 破面率と腐食電位の関係
(280 及び 288°C, $O_2 \leq 440$ ppb, $H_2O_2 = 0 \sim 570$ ppb, $H_2 = 0 \sim 150$ ppb, 導電率 $\leq 0.1 \mu S/cm$ 及び $0.3 \mu S/cm$)

(出典)

N.Saito, E.Kikuchi, H.Sakamoto, J.Kuniya, S.Suzuki, "Susceptibility of Sensitized Type 304 Stainless Steel to Intergranular Stress Corrosion Cracking in Simulated Boiling-Water Reactor Environments," Corrosion, Vol.53, No.7, pp.537-545 (1997).

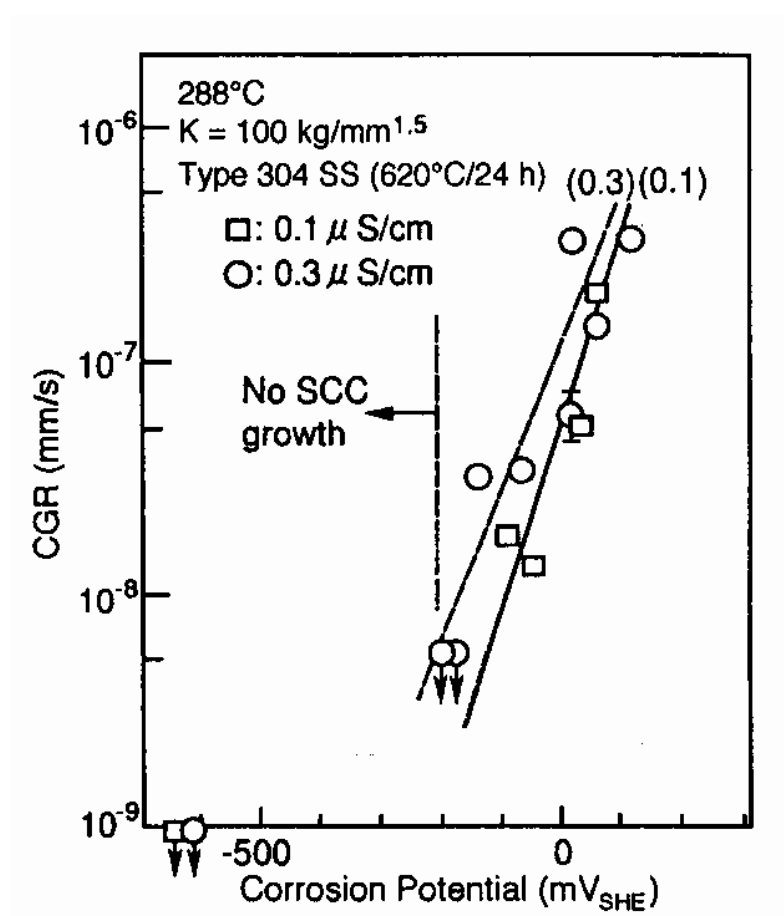


図 A-7(2) 鋭敏化 SUS304 (620°C × 24h 熱処理材) のき裂進展速度と腐食電位の関係
 (288°C, $\text{O}_2 \leq 440 \text{ ppb}$, $\text{H}_2\text{O}_2 = 0 \sim 570 \text{ ppb}$, $\text{H}_2 = 14 \sim 150 \text{ ppb}$,
 導電率 = $0.1 \mu \text{ S/cm}$ 及び $0.3 \mu \text{ S/cm}$)

(出典)

E.Kikuchi, M.Itow, J.Kuniya, H.Sakamoto, M.Yamamoto, A.Sudo, S.Suzuki, M.Kitamura, "Intergranular Stress Corrosion Crack Growth of Type 304 Stainless Steel in a Simulated Boiling-Water Reactor Environment," Corrosion, Vol.53, No.4, pp.306-311 (1997).

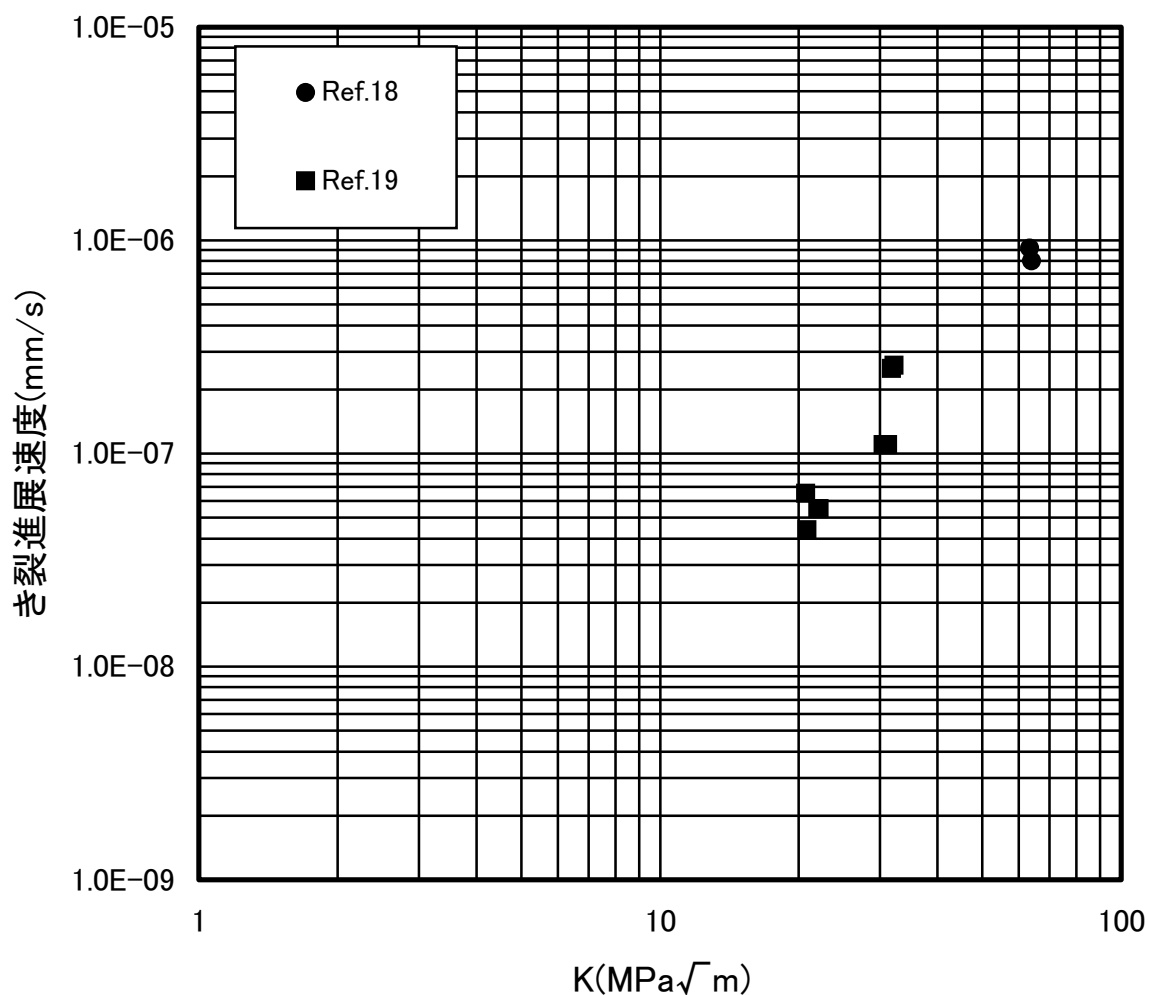


図 A-8(1) 通常炉内水質環境中における鋭敏化 SUS304 の SCC 進展データ（導電率 $<0.2\mu\text{S/cm}$, 腐食電位 $\geq 150\text{mVSHE}$ ）

（出典）

- 18) M.Itow et al., "SCC Crack Growth Rates of Type 304 Stainless Steel at High K Region in Simulated BWR Environment," CORROSION 2000, Paper 00221.
- 19) BWR 電力共同研究「低炭素系ステンレス鋼の耐 IGSCC 評価研究」（最終報告書），平成 12 年 9 月．

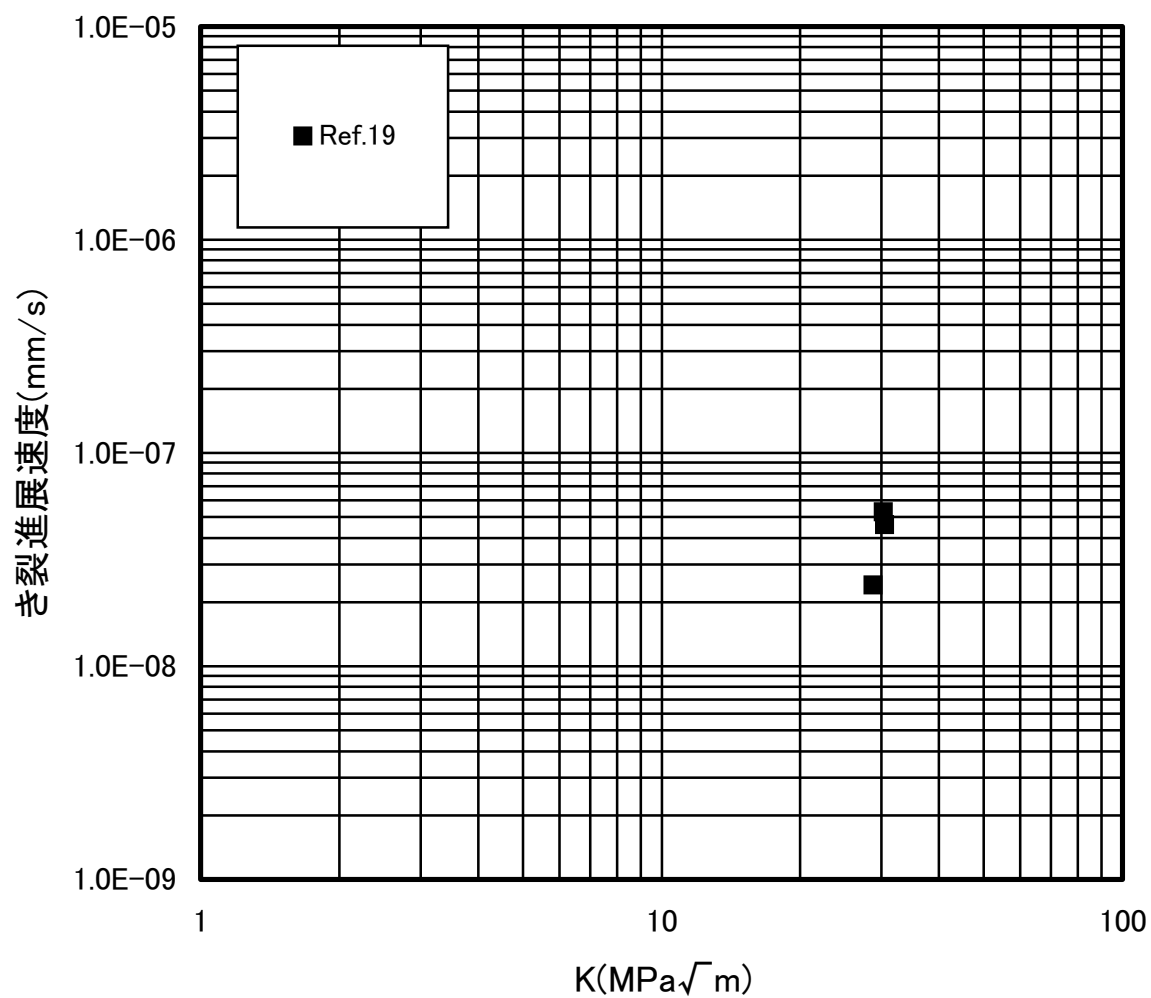


図 A-8(2) 通常炉内水質環境中における低炭素ステンレス鋼の SCC 進展データ（導電率 $<0.2\mu S/cm$, 腐食電位 $\geq 150mVSHE$ ）

（出典）

19) BWR 電力共同研究「低炭素系ステンレス鋼の耐 IGSCC 評価研究」（最終報告書），平成 12 年 9 月．

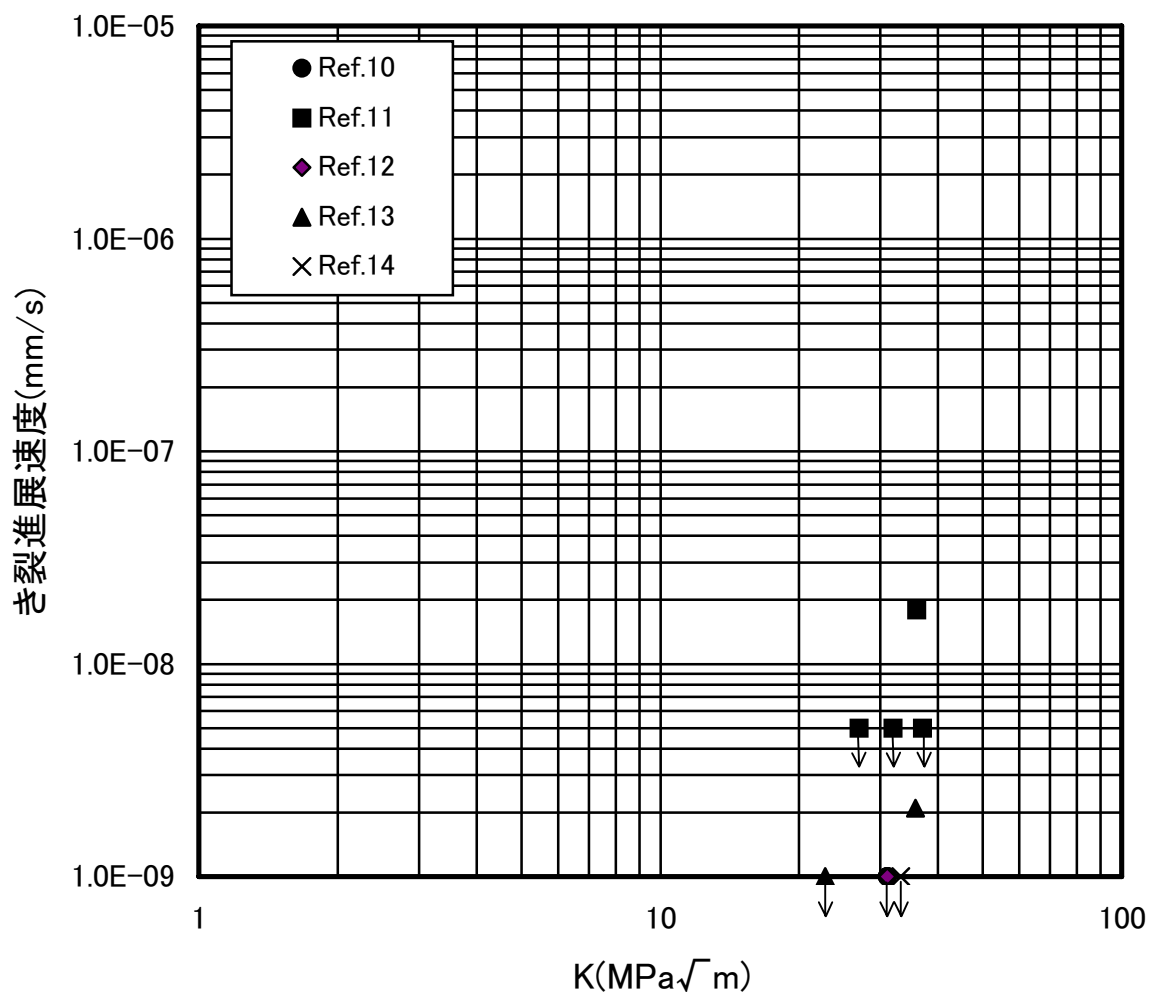


図 A-8(3) 水素注入環境中における鋭敏化 SUS304 の SCC 進展データ
(導電率 $<0.2\ \mu\text{S/cm}$, 腐食電位 $\leq -200\text{mVSHE}$)

(出典)

- 10) E.Kikuchi et al, "Intergranular Stress Corrosion Crack Growth of Sensitized Type 304 Stainless Steel in a Simulated Boiling-Water Reactor Environment," Corrosion Vol.53, No.4, pp.307-311 (1997).
- 11) L.Lungberg, "BWR Water Chemistry Impurity Studies, Volume 3: Fracture Mechanics Studies," EPRI NP-6773-SD (March, 1990).
- 12) A.Sudo and M.Itow, "SCC Propagation of Sensitized Materials in BWR Environment," Proc. of the International Symposium on Plant Aging and Life Predictions of Corrodible Structures, pp.903-908, May 15-18, 1995, Sapporo, Japan.
- 13) BWR 電力共同研究「長期水素注入による腐食環境改善技術評価研究」(最終報告書), 平成 9 年 3 月.
- 14) BWR 電力共同研究「原子炉腐食環境及び材料耐食性評価に関する研究」(最終報告書), 平成 7 年 3 月.

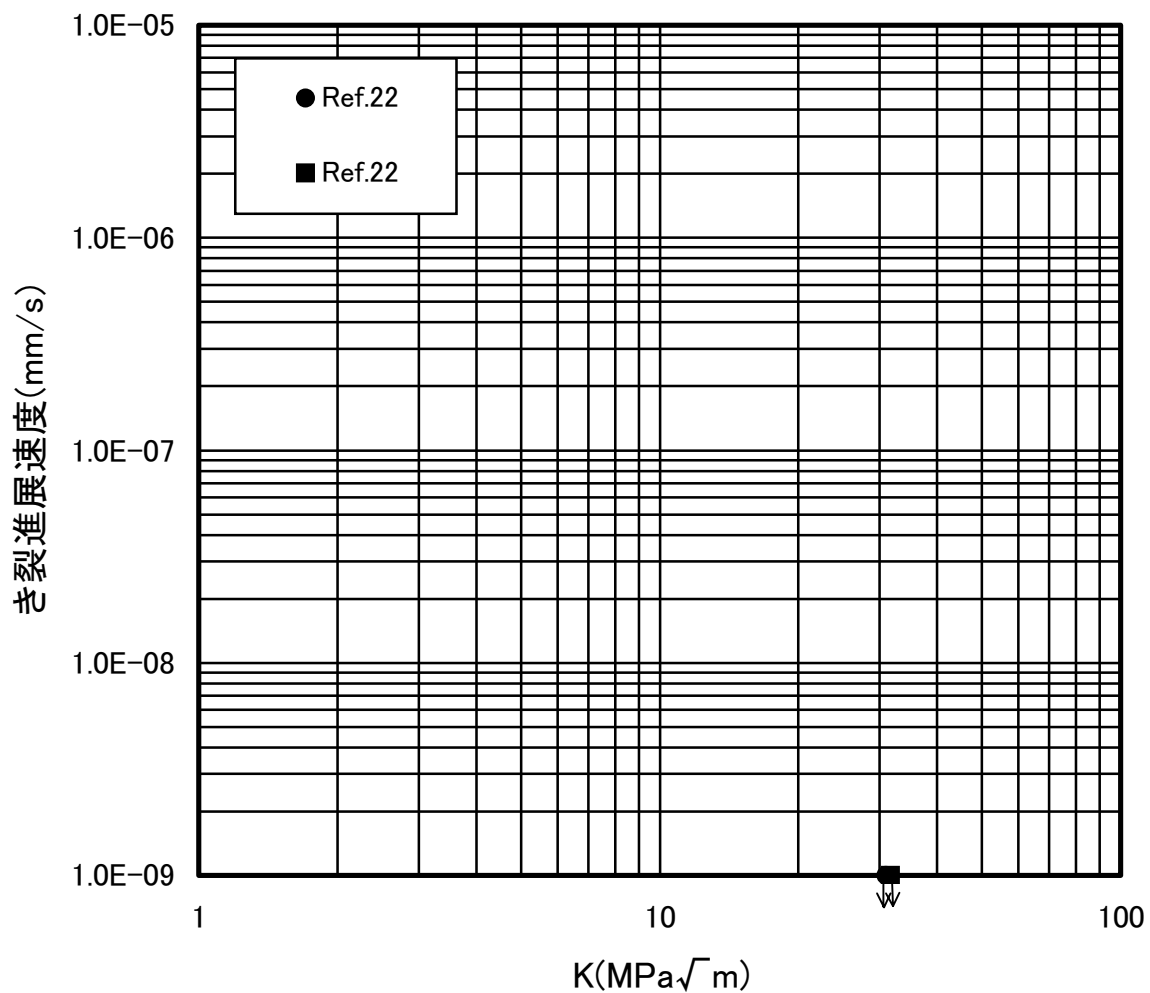


図 A-8(4) 水素注入環境中における低炭素ステンレス鋼の SCC 進展データ
(導電率 $<0.2\mu S/cm$, 腐食電位 $\leq -200mVSHE$)

(出典)

22) 電力共同研究「実機水素注入プラントにおける材料き裂進展及び腐食電位評価」
(最終報告書), 平成 12 年 3 月.

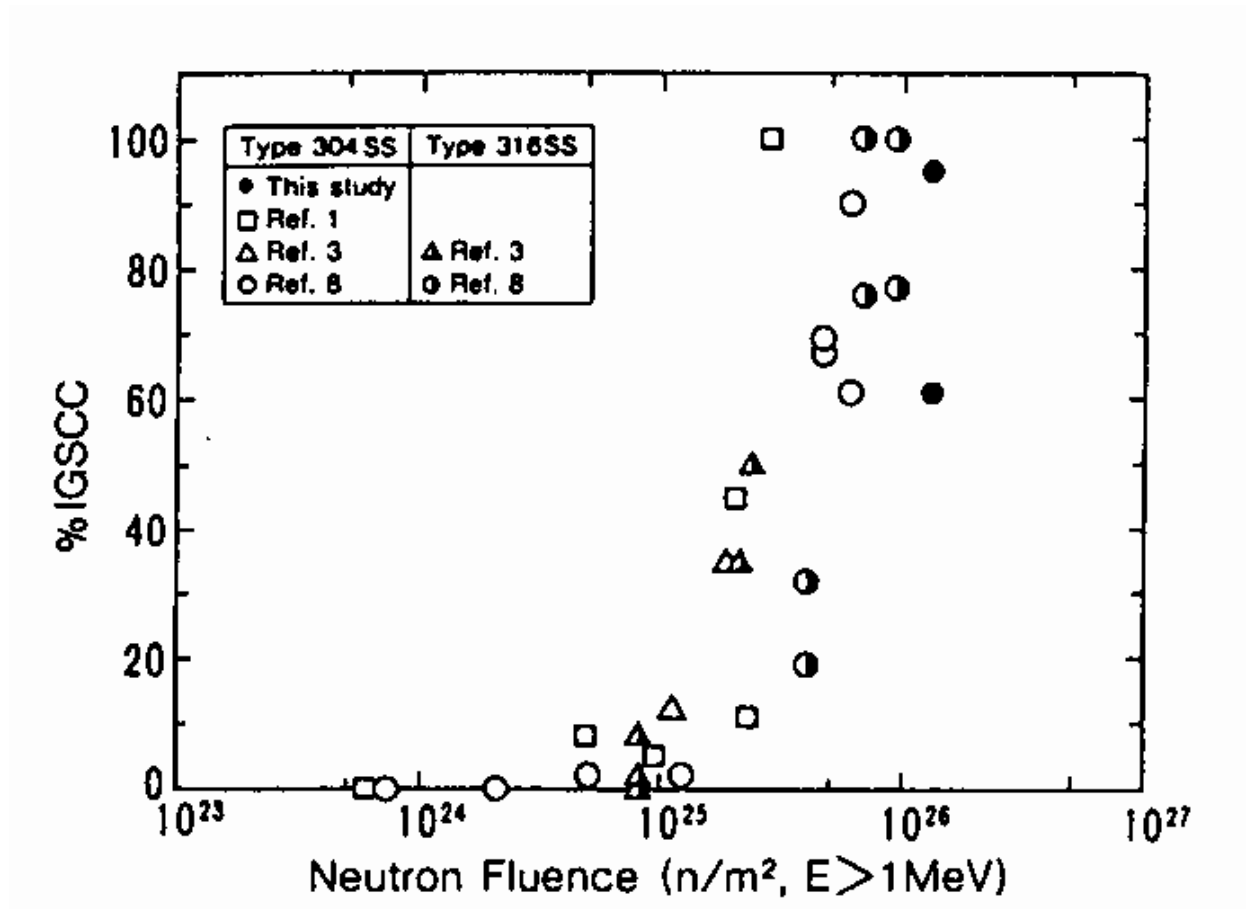


図 A-9 SSRT 試験による中性子照射した SUS304 及び SUS316 の IGSCC 破面率と照射量の関係
(288℃, O₂=0.02~32ppm, 導電率<0.1 μ S/cm)

(出典)

M.Kodama, R.Katsura, J.Morisawa, S.Nishimura, S.Suzuki, K.Asano, K.Fukuya, K.Nakata, "IASCC Susceptibility of Austenitic Stainless Steels Irradiated to High Neutron Fluence," Proc. of 6th Int. Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, TMS, 1993, pp.583-588.

[図 A-9 で引用されている参考文献]

- Ref.1:W.L.Clarke, A.J.Jacobs, Proc. of 1st Int. Symposium. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, NACE, 1983, pp.451-461.
 Ref.3:A.J.Jacobs, G.P.Wozaldo, K.Nakata, T.Yoshida, I.Masaoka, Proc. of 3rd Int. Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, TMS, 1987, pp.673-680.
 Ref.8:M.Kodama, S.Nishimura, J.Morisawa, S.Suzuki, S.Shima, M.Yamamoto, Proc. of 5th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, ANS, 1991, pp.948-954.

2. オーステナイト系ステンレス鋼 XM-19

2. 1 XM-19 (ASME 規格 : Type XM-19 相当) は、高強度かつ耐食性に優れたオーステナイト系ステンレス鋼である。SUS304 ステンレス鋼に比べ Cr 及び Ni 含有量が大きく、かつ Mo、Mn、Nb、V を添加する事により、強度と耐食性の向上が図られている。炉内機器、構造物においては、主に高応力下での強度部材として制御棒駆動機構 (CRD) 部材や、ひび割れを生じた炉心シュラウドの補修工法であるブラケット工法のボルト材や支持ロッド工法の棒材等に適用されている。(表 A-2, A-3)

表 A-2 XM-19 の化学組成 (ASME SA-479 / SA-479M Type XM-19)

化学成分 (wt.%)										
C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni	N	Mo	Cb	V
≤0.06	4.0～ 6.0	≤0.045	≤0.030	≤1.00	20.5 ～23.5	11.5～ 13.5	0.20～ 0.40	1.50～ 3.00	0.10～ 0.30	0.10 ～ 0.30

表 A-3 XM-19 の設計降伏点 (JSME SNC1-2001) (MPa)

	最小引張強さ (MPa)	最小降伏点 (MPa)	300℃における 設計降伏点
XM-19 (GXM1)	689	380	260
SUS304	520	205	127
SUS316	520	205	131
SUS316L	480	175	105

2. 2 図 A-10 は、XM-19 の鋭敏化曲線である。SUS304 鋼の曲線と比較して、XM-19 では鋭敏化領域が小さく、同じ鋭敏化温度では約 2 桁以上長時間側に曲線がシフトしている。

2. 3 図 A-11 は、XM-19 の 288℃高温水中の SCC 寿命試験結果である。比較材として実施した SUS304 鋼 (1065℃の熱処理後に 582℃、48 時間の模擬窒化熱処理) は降伏応力程度の付加応力条件下にて 932 時間程度で IGSCC 破断しているが、同様の模擬窒化熱処理を施した XM-19 では降伏応力以上の付加応力条件で 10,000 時間経過後も破断しておらず、優れた SCC 寿命特性を示している。

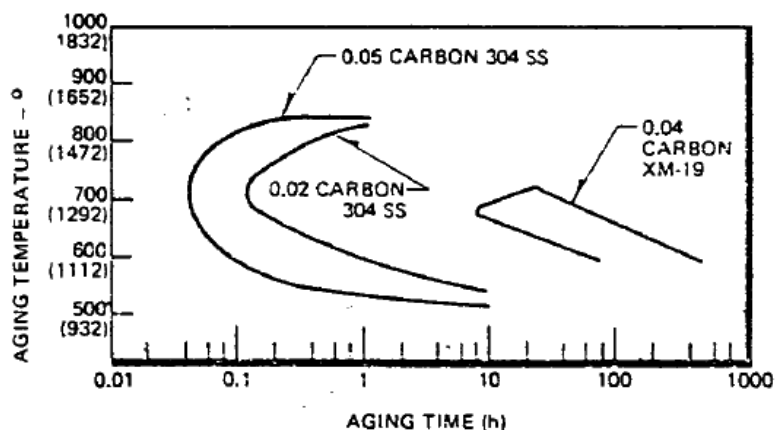


図 A-10 XM-19 の鋭敏化曲線（ASTM A262E 試験による）

＜出典＞J.N. Kass et al., “Stress Corrosion Resistance of XM-19”, CORROSION NACE、Vol.35, No. 6 , June, 1979.

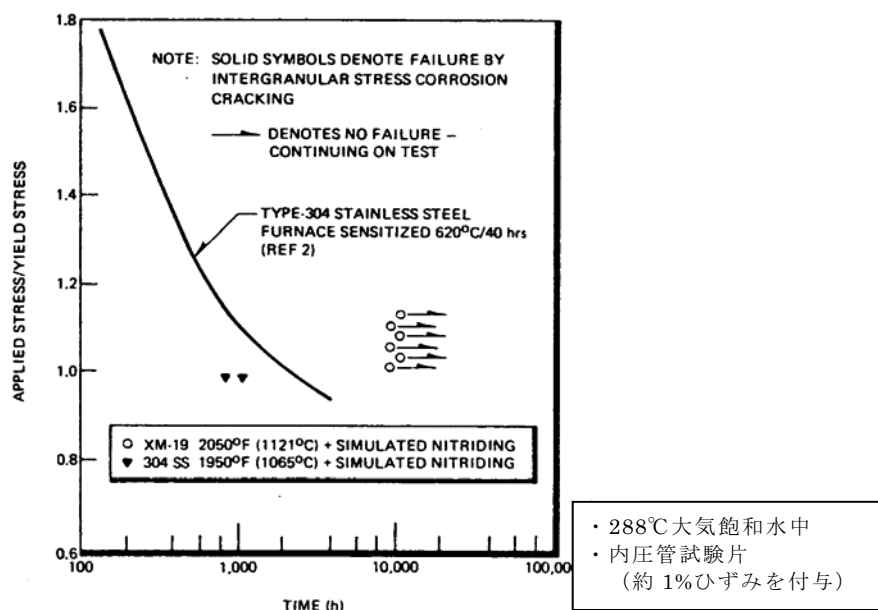


図 A-11 XM-19 の SCC 寿命

＜出典＞J.N. Kass et al., “Stress Corrosion Resistance of XM-19”, CORROSION NACE、Vol.35, No. 6 , June, 1979.

3. インコネル 182、82、600

3. 1 インコネル 182 はデンドライト構造(柱状晶)であり，高腐食電位環境下で SCC 感受性を有する。(図 A-12、図 A-13、図 A-14)

3. 2 インコネル 182 の SCC は，ステンレス鋼と同様に，溶接入熱によるクロムカーバイド析出に伴う Cr の枯渇に起因する。(図 A-15)

3. 3 高 Cr，高 Nb 含有のインコネル 82 及び高 Nb 含有の改良 182 合金は，インコネル 182 と比較して優れた耐 SCC 性を示す。(表 A-4、表 A-5、図 A-16)

3. 4 インコネル 600 溶接熱影響部 (HAZ) は，すき間環境下では SCC 感受性を示し，その形態は粒界割れである。(表 A-5、図 A-12、図 A-17)

3. 5 インコネル 182 の SCC 発生寿命は腐食電位依存性を示す。(図 A-18)

3. 6 インコネル 182 の SCC 進展速度は，応力拡大係数(K 値)依存性及び腐食電位依存性を示す。(図 A-19、A-20)

3. 7 インコネル 182 の SCC 進展速度は，進展面のデンドライトに対する方向に依存し，デンドライト構造を横切って進展する場合の速度は，並行に進展する場合の約 10 分の 1 となる。(図 A-21)

なお，インコネル合金のき裂進展速度に関するデータ，照射を考慮した SCC 進展データを国プロで取得予定である。一方民間研究においてもステンレス鋼 (SUS304L,SUS316L)の SCC 発生評価データ及び進展データを取得しており，適時に新たなデータを取り入れ見直してゆく。

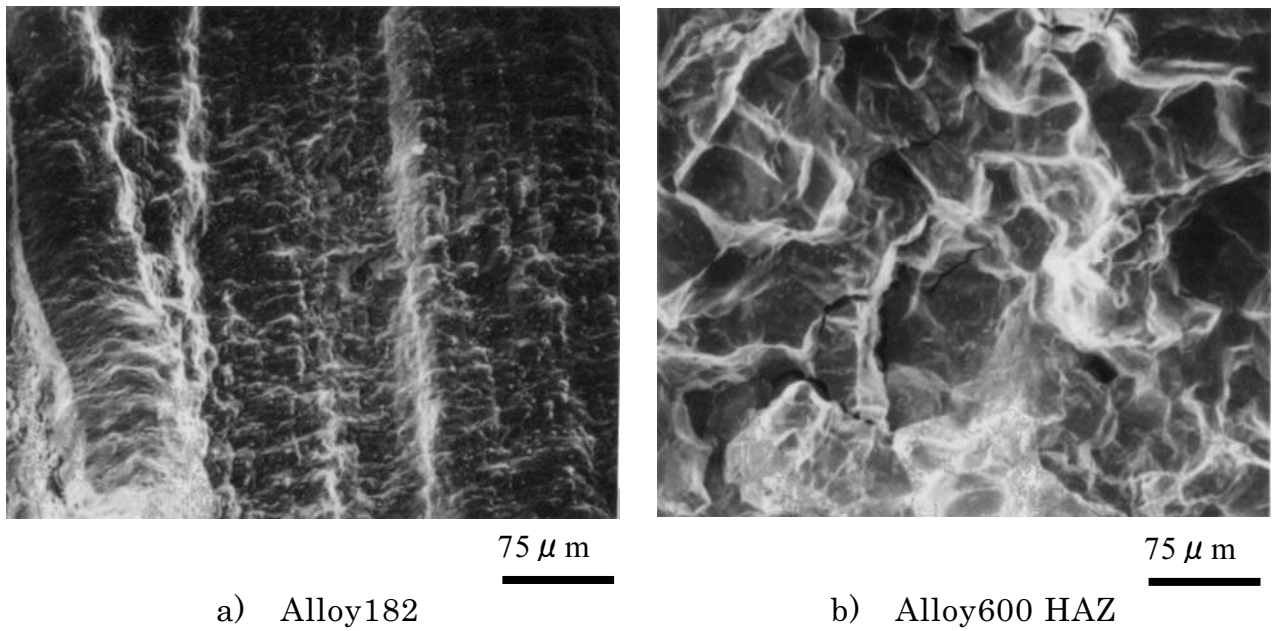


図 A-12 Alloy182/600 溶接継手における単軸定荷重試験後の SCC 破面の SEM 観察結果

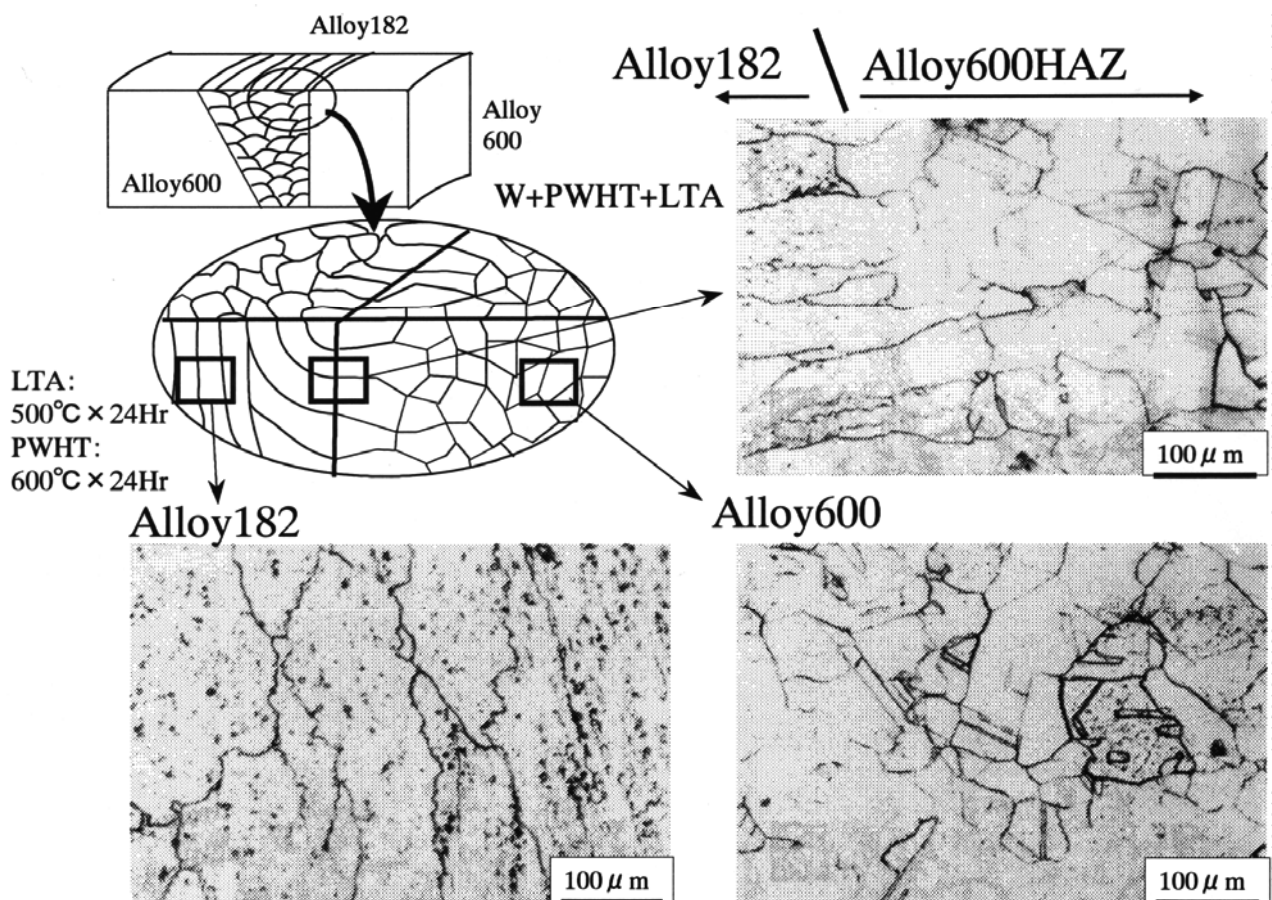


図 A-13 Alloy182/600 溶接継手の組織観察結果

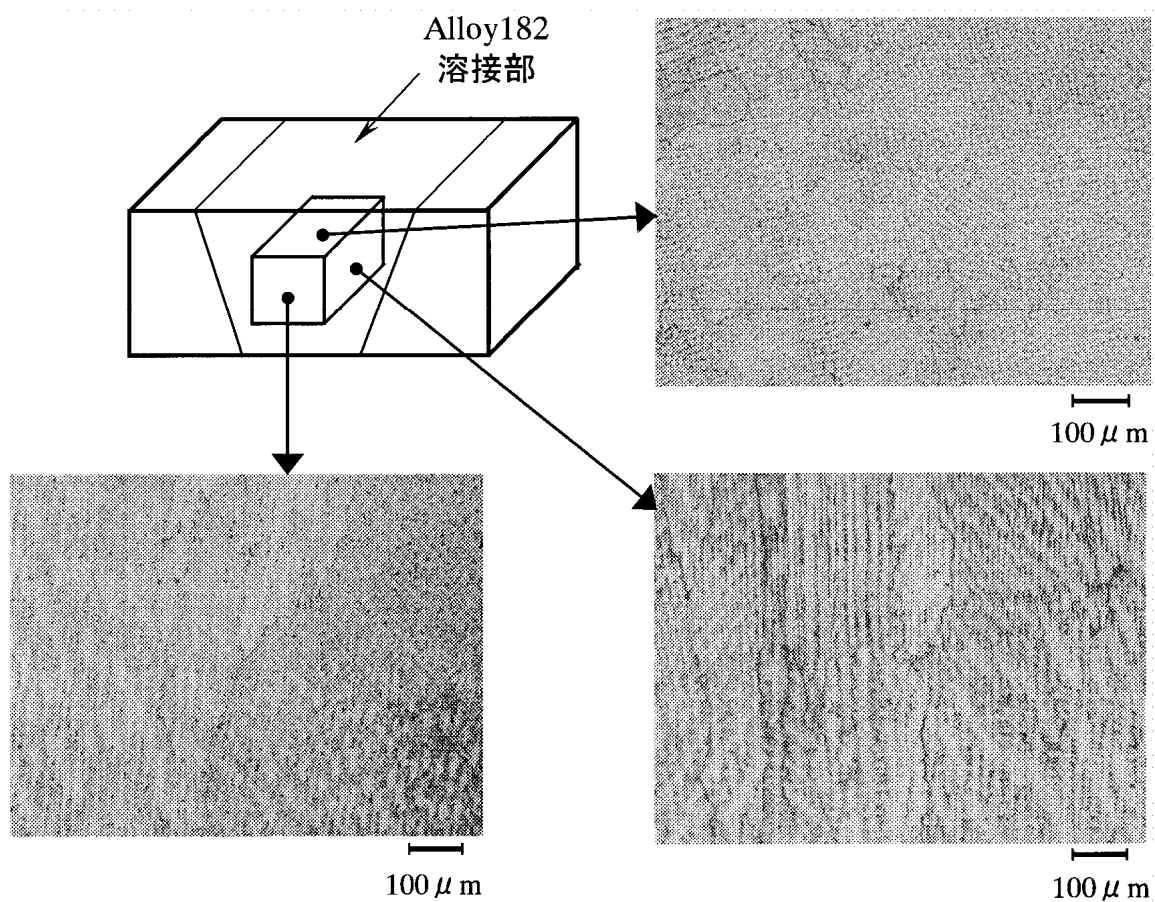


図 A-14 Alloy182 溶接部組織観察結果

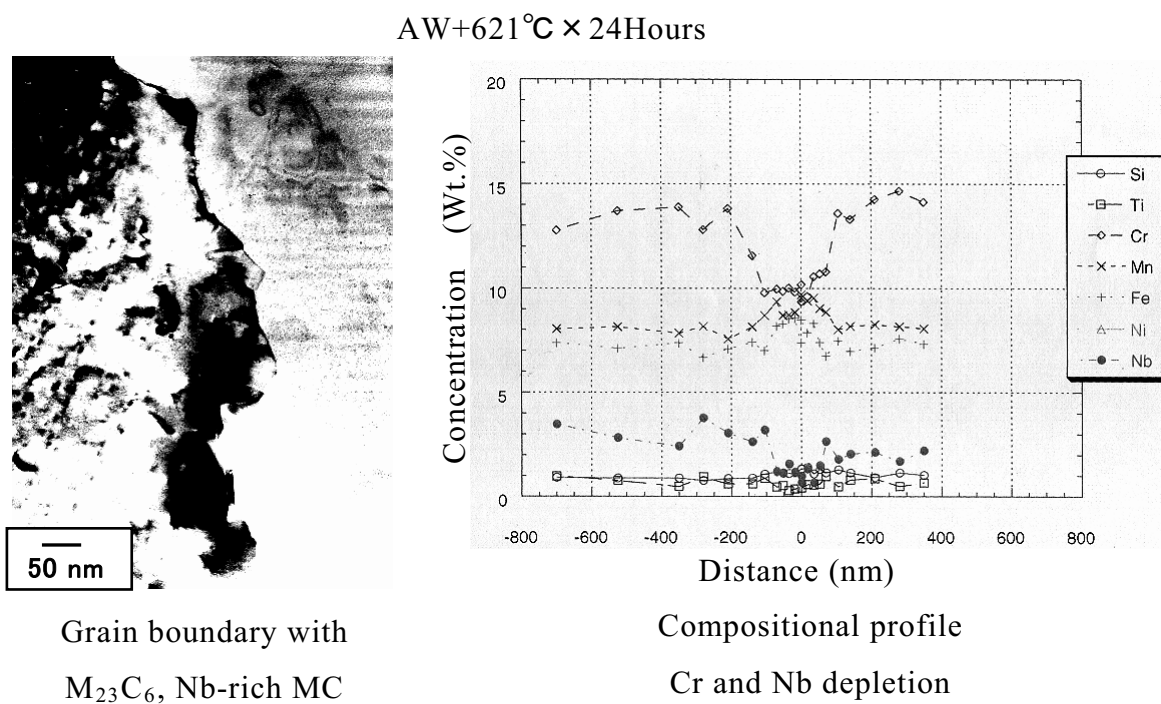


図 A-15 Alloy182 の粒界組成

表 A-4 インコネル溶接部の材料組成

(重量%)

材料名	C	Ni	Cr	Fe	Nb(+Ta)
600合金	≤0.15	≥72.0	14.0～ 17.0	6.0～ 10.0	—
182合金	≤0.10	≥59.0	13.0～ 17.0	≤10.0	0.5～ 3.0
改良 182合金	≤0.10	≥59.0	13.0～ 17.0	≤10.0	2.5～ 4.5
82合金	≤0.10	≥67.0	18.0～ 22.0	≤3.0	2.0～ 3.0

- ・600 合金は Nb の規定なし。
- ・82 合金は 182 合金より Cr 量が高い。
- ・改良 182 合金及び 82 合金は、182 合金より Nb 量が高い。

表 A-5 インコネル溶接部の SCC 感受性

材料	600 合金 HAZ		182 合金		改良 182 合金		82 合金	
隙間有無	無	有	無	有	無	有	無	有
SCC 試験結果	○	●	—	●	—	○	—	○
実機事例 有無	○	●	●	●	○	○	○	○

* HAZ: 熱影響部(Heat Affected Zone)

○: SCC 試験において耐 SCC 性に裕度有り。実機事例無し。

●: SCC 試験において SCC 感受性有り。実機事例有り。

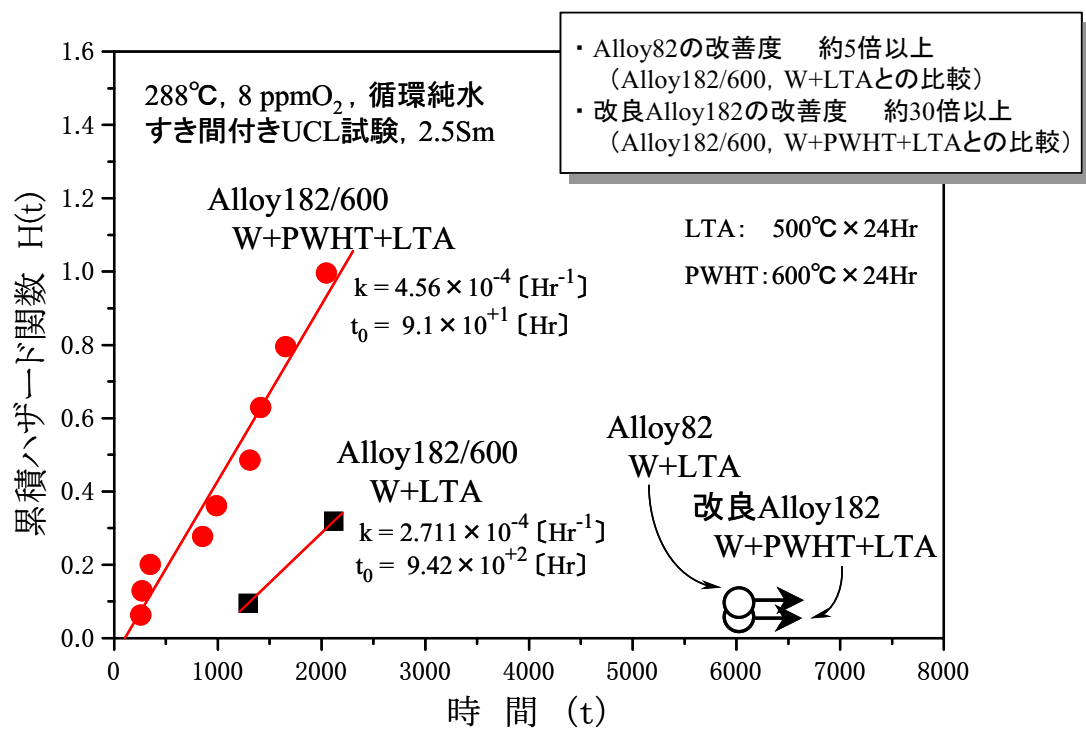


図 A-16 Alloy82 及び改良 182 の SCC 裕度

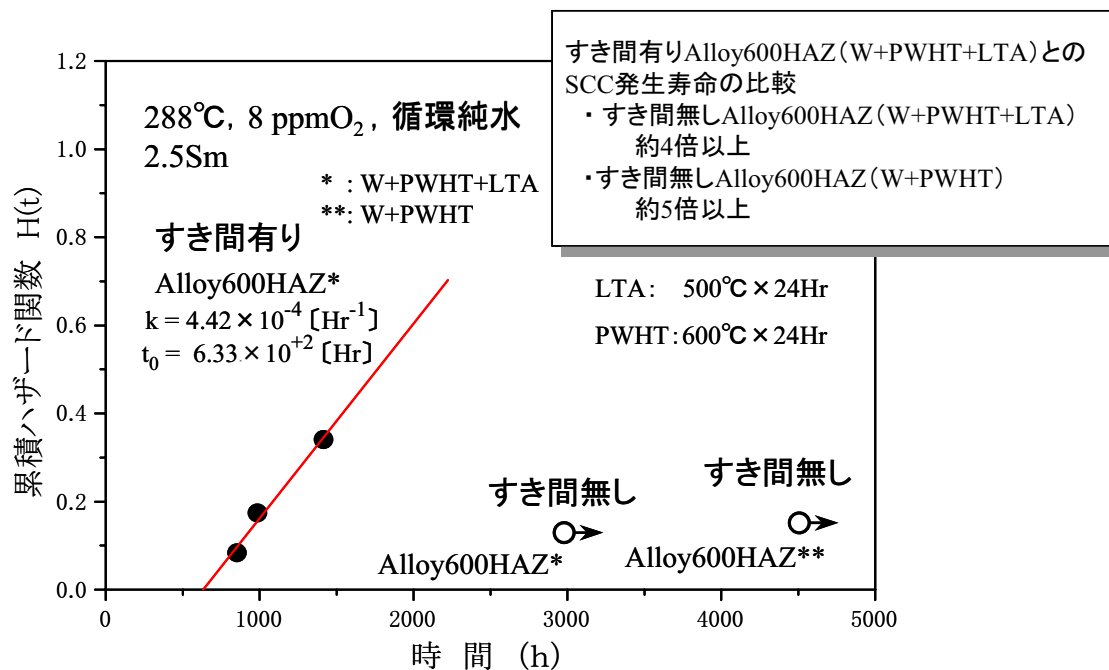


図 A-17 Alloy600HAZ の SCC 発生寿命に及ぼす すき間の影響

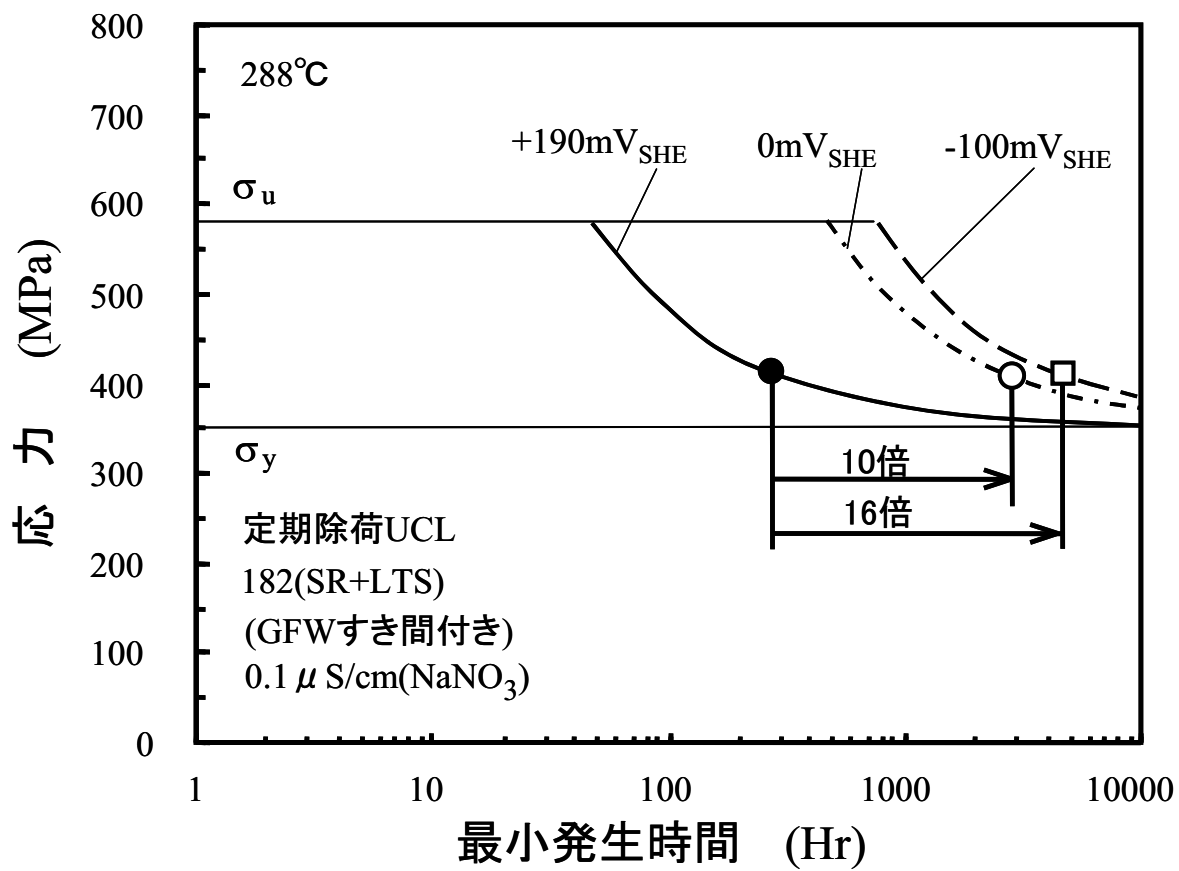
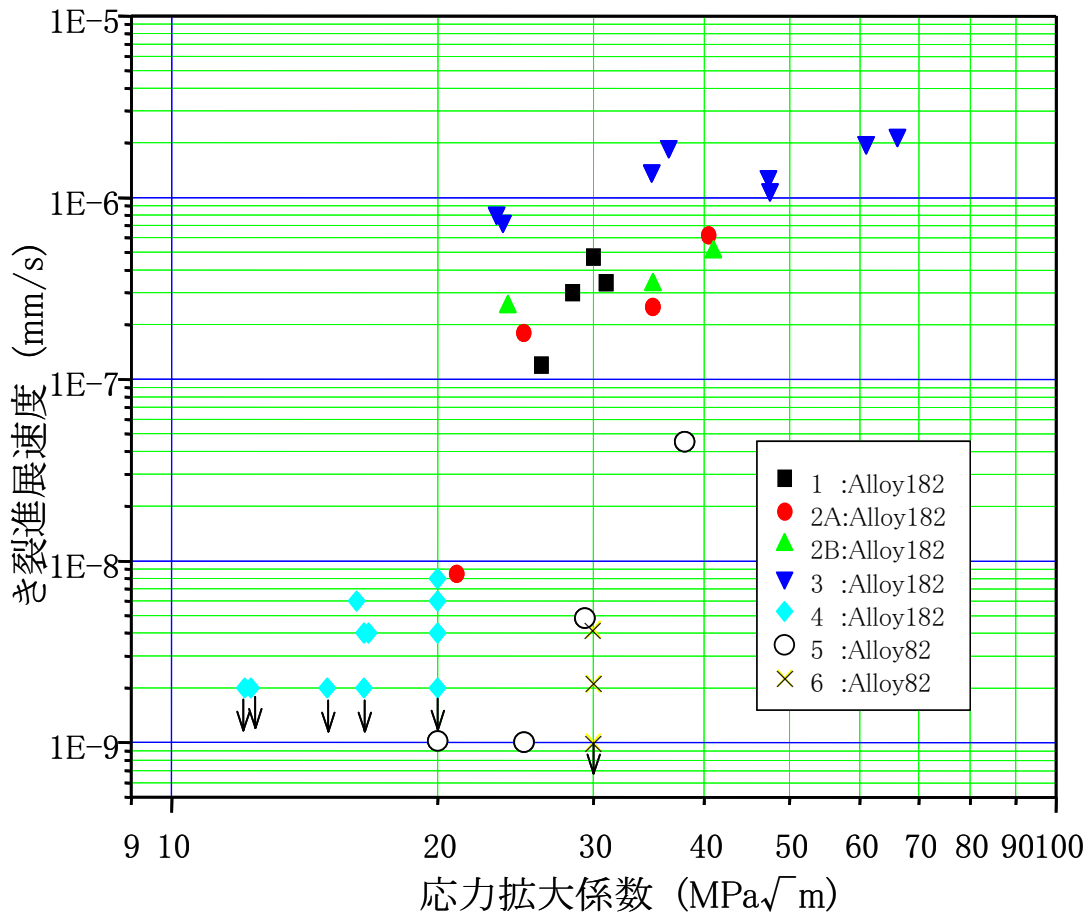


図 A-18 Alloy182 の SCC 発生寿命に及ぼす腐食電位の影響

(出典)

斎藤ら, 182 溶接金属の高温水中 SCC 発生寿命に対する腐食電位の影響, 第 45 回 材料と環境討論会講演集(1998.8)pp.271-272.



各データの試験条件,

- 1 : インコネル182, PWHT, 288°C, 12~36ppmO₂, 高温純水, 0.2 μ S/cm以下(出口)
- 2A: インコネル182, PWHT, 288°C, 250ppbO₂, 高温純水, 0.1 μ S/cm以下(入口)
- 2B: インコネル182, AW, 288°C, 250ppbO₂, 高温純水, 0.1 μ S/cm以下(入口)
- 3 : インコネル182, PWHT+LTA, 288°C, NWC,ECP170 ~ 220mV, 高温純水, 0.1 μ S/cm以下(入口)
- 4 : インコネル182, AW&PWHT, 288°C, > 250ppbO₂, >50mV, 高温純水, <0.3 μ S/cm
- 5 : インコネル82, AW, 288°C, 150~610ppbO₂, 高温純水, 0.06~0.45 μ S/cm
- 6 : インコネル82, PWHT+LTA, 288°C, NWC, 高温純水, 実機導電率

図 A-19 BWR 模擬環境中でのインコネル 182 及び 82 の SCC 進展速度

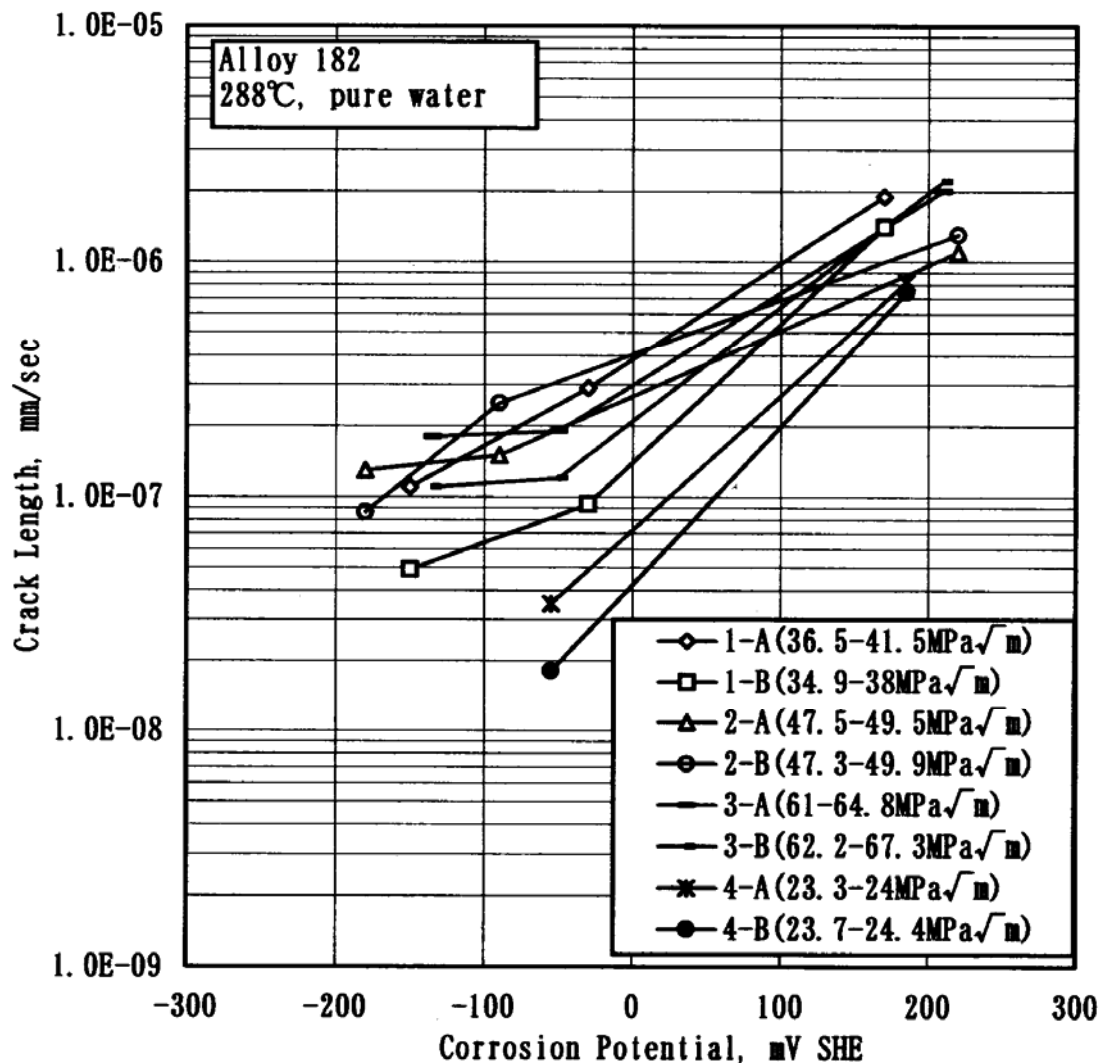


図 A-20 Alloy182 における SCC 進展速度の環境依存性

(出典)

M.Itow, Y.Abe, H.Sakamoto, S.Hida, K.Takamori, S.Suzuki, "The Effect of Corrosion Potential on Alloy 182 Crack Growth Rate in High Temperature Water," Proc. of 8th Int. Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, Amelia Island, USA, pp.712-719 (1997).

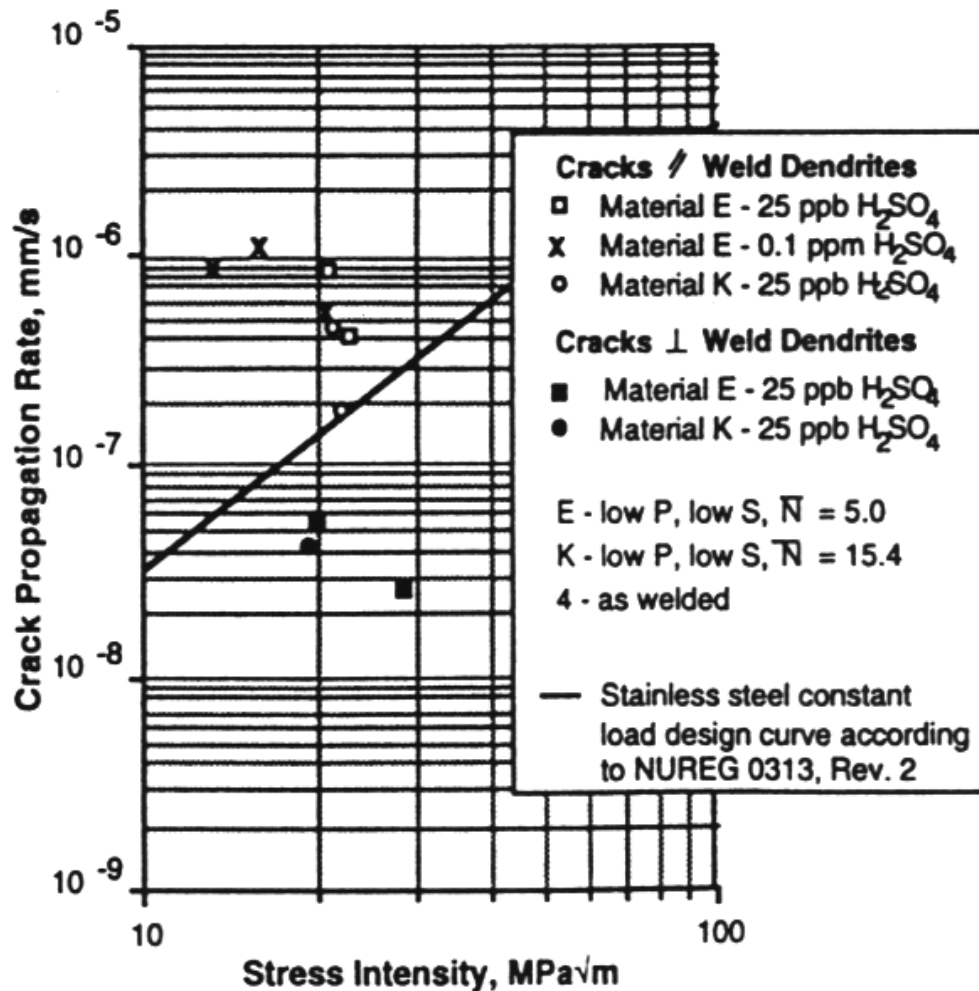


図 A-21 Alloy182 のデンドライト組織における SCC 進展速度の方向依存性

(出典)

L.G.Ljungberg M.Stigenberg, K.Gott, U.Morin, J.L.Nelson, B.Bengtsson and C.Jansson, "Propagation of Stress Corrosion Cracking in Weld Structures of the Nickel-Base Alloy182," Proceedings of the International Symposium on Plant Aging and Life Predictions of Corrodible Structures, Japan, pp.911-920 (1995).

4. インコネル X-750

4. 1 X-750 合金（JIS 規格：NCF750）は、金属間化合物の時効析出を利用した析出強化型の Ni 基合金であり、炉内構造物においてはジェットポンプビーム、炉心シェラウド支持ロッド部材、各種スプリング材等の高強度部材として適用されている。

（表 A-6）

4. 2 X-750 合金は高温水中で SCC 感受性を示し、その形態は粒界割れである。（図 A-22）

4. 3 X-750 合金の SCC 感受性は熱処理条件に依存し、SCC 感受性を低減するための適切な溶体化条件が設定されている。（図 A-23）

更に、本合金には強度向上のための時効処理（析出硬化処理）が施されている。熱時効処理は設計上の強度要求値を満足する条件として、700℃程度で数時間～20 時間の条件にて実施される場合が多い。（図 A-24）

溶体化熱処理後に時効処理を施す直接時効材（改良熱処理材）は溶体化処理後に中間熱処理を経てから時効処理を施す二段時効材（従来熱処理材）と比較して、優れた耐 SCC 性を示す。（図 A-25）

ただし、この合金の SCC 感受性は応力依存性を示すため、使用時の負荷応力に留意する必要がある。（図 A-26）

表 A-6 X-750 合金の化学組成

化学成分（wt.%）												
C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Fe	Mo	Cu	Al	Ti	Nb+Ta
≤0.08	≤0.50	≤1.00	≤0.030	≤0.015	≥70.00	14.00 ～ 17.00	5.00 ～ 9.00	—	≤0.50	0.40 ～ 1.00	2.25 ～ 2.75	0.70 ～ 1.20

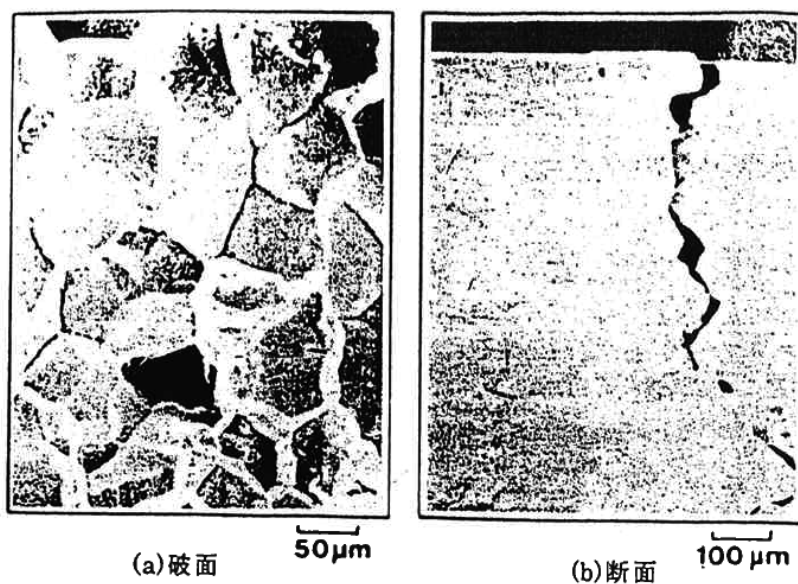


図 A-22 X-750 合金の SCC 形態の例

＜出典＞服部成雄, 「原子力要綱強度ニッケル基合金の応力腐割れ性に関する研究」大阪大学工学部学位論文(1994).

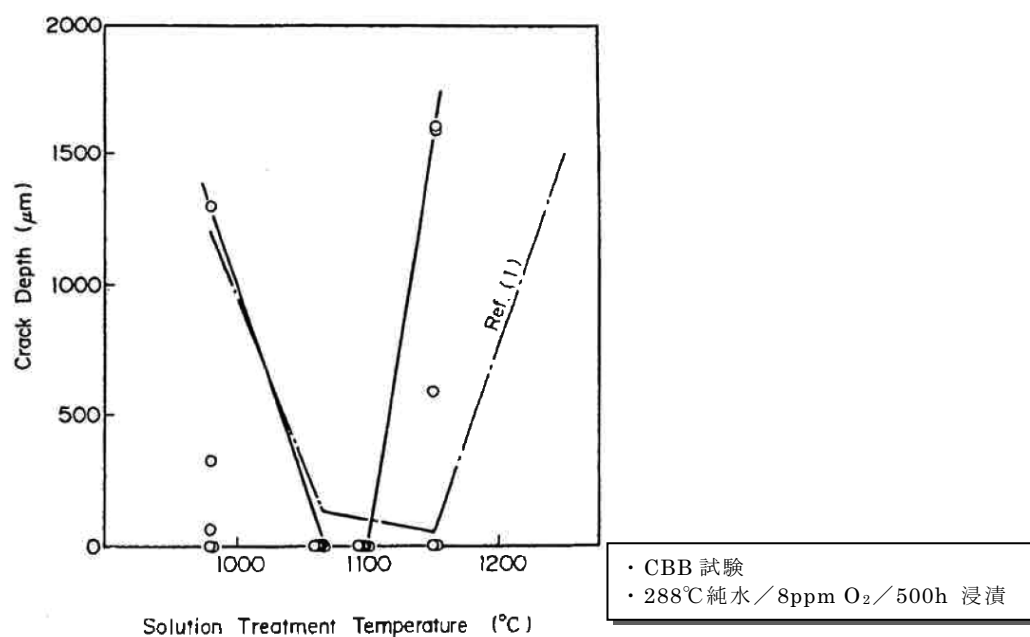


図 A-23 X-750 合金の溶体化熱処理温度と SCC 最大割れ深さの関係

＜出典＞K. Hattori et al., “Effect of Chloride on the Stress Corrosion Cracking Susceptibility of Inconel X-750 in High-Temperature Water”, CORROSION NACE, Vol.42(1986)531.

Ref.(1) : S.Hattori, “Stress Corrosion Cracking of Age-Hardenable Nickel Base Alloy in High Temperature Water” American Nuclear Society Annual Meeting, Miami, Florida, P.7, 1981.

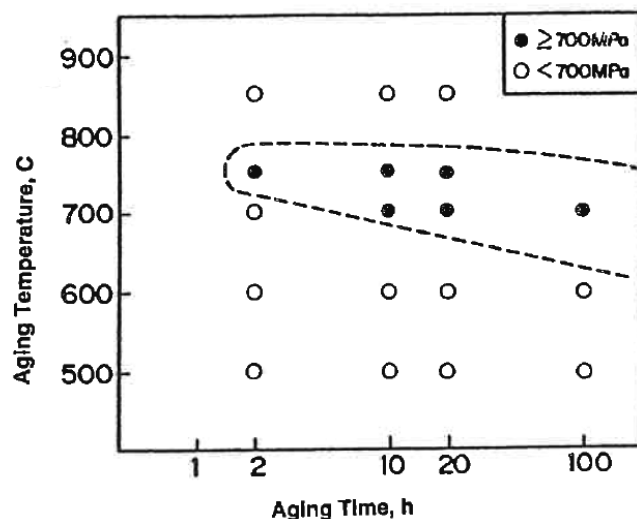


図 A-24 X-750 合金の降伏応力に及ぼす熱時効条件の影響

<出典> M. Tsubota et al., "Study on SCC Susceptibility of Inconel X-750 in Hihi-Temperature Pure Water: Effects of Aging Temperature and Time.", CORROSION NACE, Vol.44(1988)73.

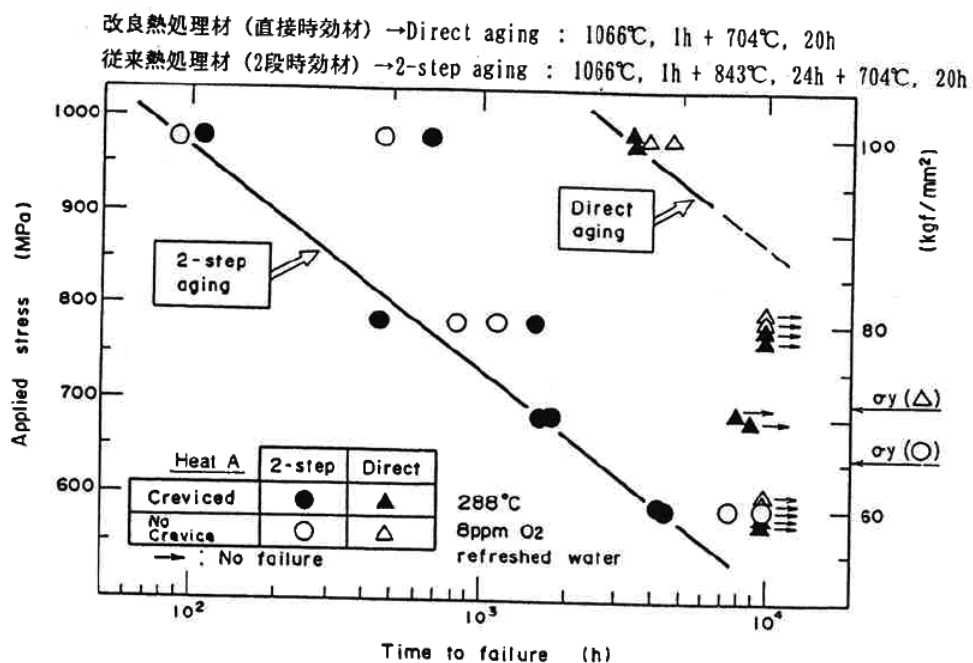


図 A-25 X-750 合金の SCC 破断時間の応力依存性

<出典> 服部成雄, 森康彦, 正岡功, 佐々木良一, 防食技術, 第 33 卷, 86(1984).

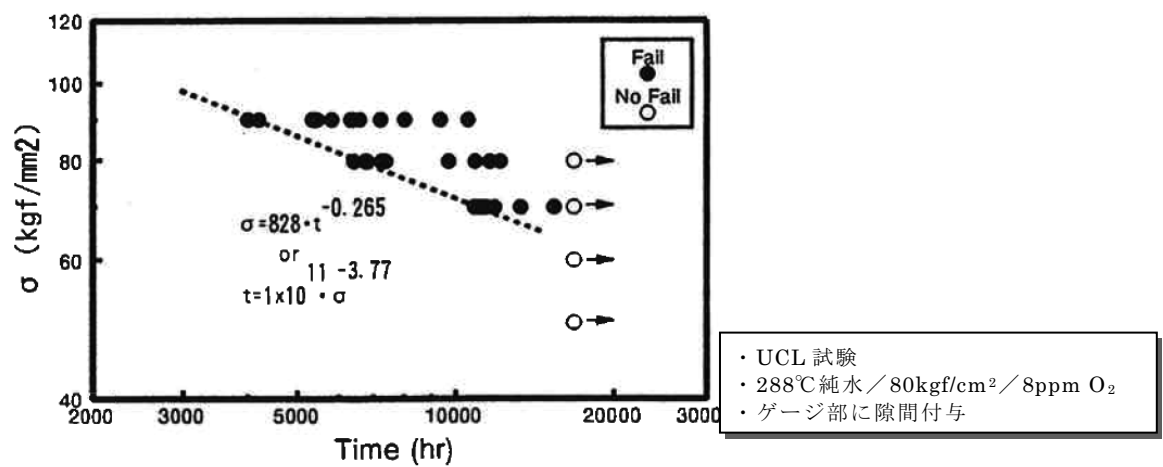


図 A-26 X-750 合金（時効処理材）の SCC 感受性の応力依存性（288°C 高温水中）

< 出典 > M. Tsubota et al., "PREDICTION OF THE CRACK INITIATION TIME OF THE ALLOYS USED IN HIGH TEMPERATURE", CORROSION NACE, Vol.35, No. 6, June, 1994.

付録B IASCCの可能性について

1. 目的

炉内構造物の損傷モードを検討する場合には、中性子照射による構造材料の経年劣化を考慮する必要がある。照射誘起型応力腐食割れ（IASCC）は、近年、顕在化が指摘されている典型的劣化モードであり、炉心シュラウドのように炉心部に取り付けられている機器に対しては、その検討は不可欠である。

BWRを対象とした炉内中性子照射率評価では、評価結果を測定結果と比較することにより、評価精度が確認されている。本付録では、1100MWeプラントでの評価結果に基づき、炉心シュラウドにおけるIASCCの可能性を評価する。

2. IASCC発生のしきい照射量

図B-1は、中性子照射したオーステナイト系ステンレス鋼溶体化処理材を対象に、BWR加速環境中でSSRT試験した結果である⁽¹⁾。SCC感受性を示すIGSCC破面率は、SUS304鋼の場合は中性子照射量が、およそ $5 \times 10^{24} \text{n/m}^2$ 以下、SUS316鋼の場合では $1 \times 10^{25} \text{n/m}^2$ 以下では見られないが、それ以上では、中性子照射量とともに増加する。

3. 炉内中性子束分布

1100MWeプラントを対象に、2次元輸送計算コード(DOT 3.5)により、炉内近傍の高速中性子束分布($E > 1 \text{MeV}$)を評価した。

4. 評価結果

各溶接線に対する評価結果を表B-1に示す。なお、評価はプラント稼働率を80%と想定した。

表 B-1 各溶接線の中性子照射の影響評価

対象溶接線	中性子束 ($\text{n/m}^2 \cdot \text{s}$)	中性子照射量 $5 \times 10^{24} (\text{n/m}^2)$ となる年数	供用 60 年の 照射量(n/m^2)	IASCC 考慮 必要性の有無
H1	9.60×10^{13}	2.06×10^3	1.45×10^{23}	無
H2	2.90×10^{14}	6.83×10^2	4.39×10^{23}	無
H3	3.70×10^{15}	53.6	5.60×10^{24}	無
H4	1.00×10^{16}	19.8	1.51×10^{25}	有
H6a	2.90×10^{13}	6.83×10^3	4.39×10^{22}	無
H6b	6.30×10^{12}	3.15×10^4	9.54×10^{21}	無
H7	6.20×10^7	3.20×10^9	9.39×10^{16}	無

表に示す影響評価結果より、シュラウド各溶接線の点検対象部位の損傷モードを検討する場合において、H4を除く溶接線はIASCCを考慮しなくてもよいと考えられる。一方、H4溶接線は供用60年とした場合、IASCCを考慮しなければならないが、これは、き裂進展速度で考慮することにする。

(参考文献)

- (1) M.Kodama, R.Katsura, J.Morisawa, S.Nishimura, S.Suzuki, K.Asano, K.Fukuya, K.Nakata, “IASCC Susceptibility of Austenitic Stainless Steels Irradiated to High Neutron Fluence,” Proc. of 6th Int. Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, TMS, 1993, pp.583-588.

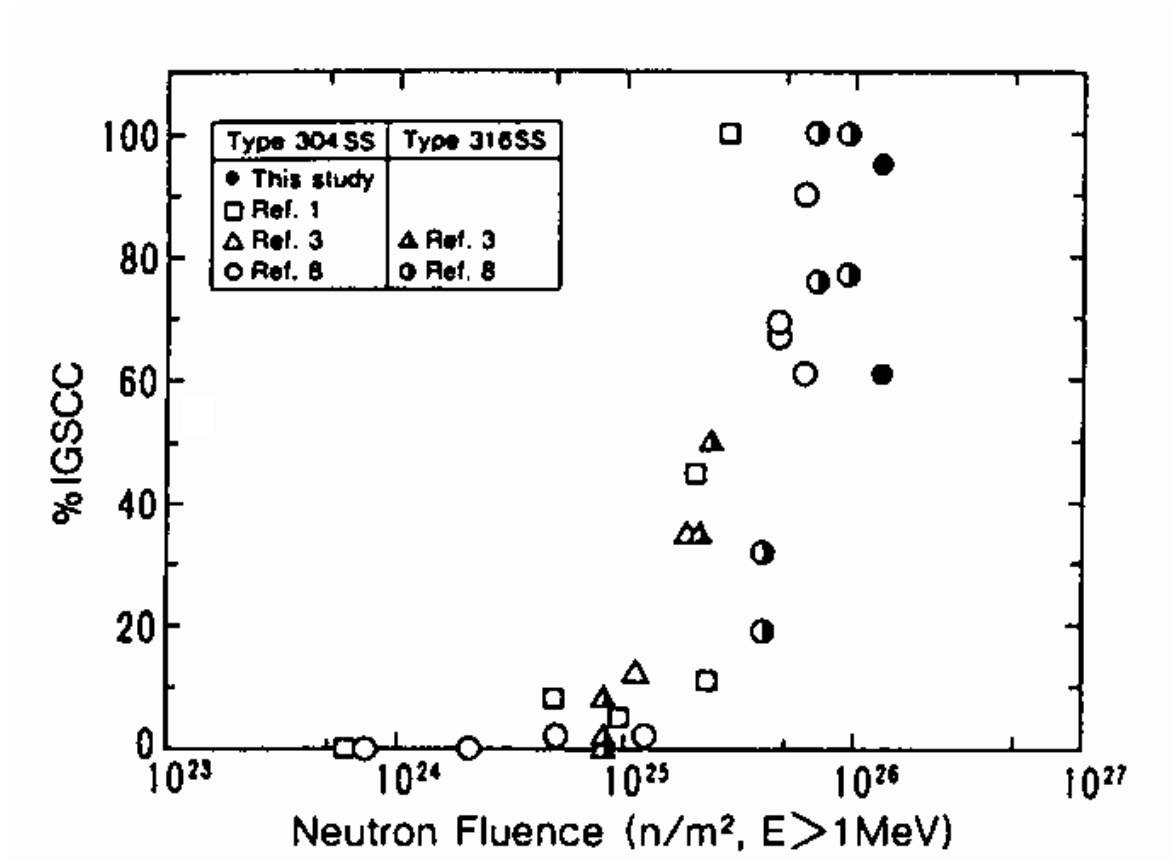


図 B-1 中性子照射したオーステナイト系ステンレス鋼の IGSCC 破面率と照射量の関係

[図 B-1 で引用されている参考文献]

- Ref.1:W.L.Clarke, A.J.Jacobs, Proc. of 1st Int. Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, NACE, 1983, pp.451-461.
- Ref.3:A.J.Jacobs, G.P.Wozaldo, K.Nakata, T.Yoshida, I.Masaoka, Proc. of 3rd Int. Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, TMS, 1987, pp.673-680.
- Ref.8:M.Kodama, S.Nishimura, J.Morisawa, S.Suzuki, S.Shima, M.Yamamoto, Proc. of 5th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, ANS, 1991, pp.948-954.

付録C シュラウド溶接部の残留応力の推定

C.1 検討目的

き裂進展評価を実施するために必要な溶接部の残留応力評価を実施する。評価対象は、H 7 継手および中性子照射効果の大きいH 4 継手である。

また、ここで用いる解析手法に関して実測値との比較によりその適用性を示す。

C.2 検討内容

(1) 解析モデル

1 1 0 万 KW BWRのシュラウドのうち溶接線H 4 の形状と解析モデルを図C－1に、H 7 の形状と解析モデルを図C－2に示す。これらのシュラウドサポートリングと下部胴溶接部（H 7 a）、シュラウドサポートリングとシュラウドサポートシリンダ溶接部（H 7 b）および、中間胴上下（H 4）について解析を実施する。H 7 及びH 4 溶接部は軸対称構造であるので軸対象モデルとしてモデル化する。

(2) 解析手順

解析手順を図 C-3 に示す。すなわち、溶接金属を実際の溶接施工手順通りに母材に成層し、そのときの非定常温度分布変化を各溶接パス毎に求める。次に、各パス毎の溶接金属モデルに当該温度分布の時刻歴変化を与えて大変形弾塑性解析を実施することにより、溶接施工過程での発生応力を算出する。このようにして最終溶接が終了した状態での応力状態が、残留応力となる。溶接パスについては、実際の溶接パスを同一施工条件ごとにグルーピングして解析する。

(3) 物性値

伝熱解析には表C－1に示す材料物性値を用い、温度分布解析では溶接金属と母材の材料特性を同一とする。また、熱応力解析には図C－4に示す物性値を用いた。

(4) 入熱の想定

単位時間当たりの入熱の想定を、図C－5に示す。入熱の時間変化としては、この図に示すように、入熱が増加する時間（トーチが近づく時間） t_1 、溶接中の時間 t_2 、入熱が減少する時間（トーチが離れて行く時間） t_3 の比率を実測値をベースに想定し、ビードの最高温度が $1100 \pm 50^\circ\text{C}$ となるよう時間を決定した。除熱は、母材及びビードの雰囲気と接する面から対流伝熱により生じるものとし、熱伝達率を $11.6 \text{ J/m}^2\text{sec}$ とする。

(5) 残留応力解析結果

a. H 4 継手

H 4 継手に対する解析結果を図 C-6 に示す。ステンレス鋼溶接部で S C C が課題となる溶接熱影響部付近の軸方向の残留応力分布を示している。

b. H 7 継手

H 7 継手に対する解析結果を図 C-6 及び図 C-7 に示す。H7a に関しては、ステンレス鋼溶接部で S C C が課題となる溶接熱影響部近傍の軸方向の残留応力分布を示しており、H 7 b ではインコネルで S C C が課題となる溶金部を示している。

C.2 残留応力に関する実測値と解析値との比較

(1) 目 的

残留応力に関してシュラウドのモックアップ試験体にて実測された値と、溶接手順を模擬して解析した値を比較する。

(2) 検討対象

検討対象とするモックアップ試験体の形状を図 C-8 に示す。一方、解析に用いた F E M モデルは図 C-9 に示すとおりである。図 C-9 には実際の溶接手順を模擬した溶接パス（実際の溶接の数パス分をグルーピングしたもの）が示してある。

(3) 解析方法

解析手順を図 C-10 に示す。グルーピングした各溶接パスを成層させ、非定常温度分布変化を求める。次に、成層される溶接金属をモデル化した要素に当該温度時刻歴変化を加えて大変形弾塑性解析を実施する。物性値は、図 C-11 に示すモックアップ試験体と同一の材料、溶接条件から作成した試験片で測定した値を用いた。

また、層ごとの単位時間あたりの入熱は、図 C-12 に示すように想定して溶接条件を考慮して内部発熱として与えた。なお、 t_1 及び (t_3-t_2) は t_2 の 20% となるように設定した。

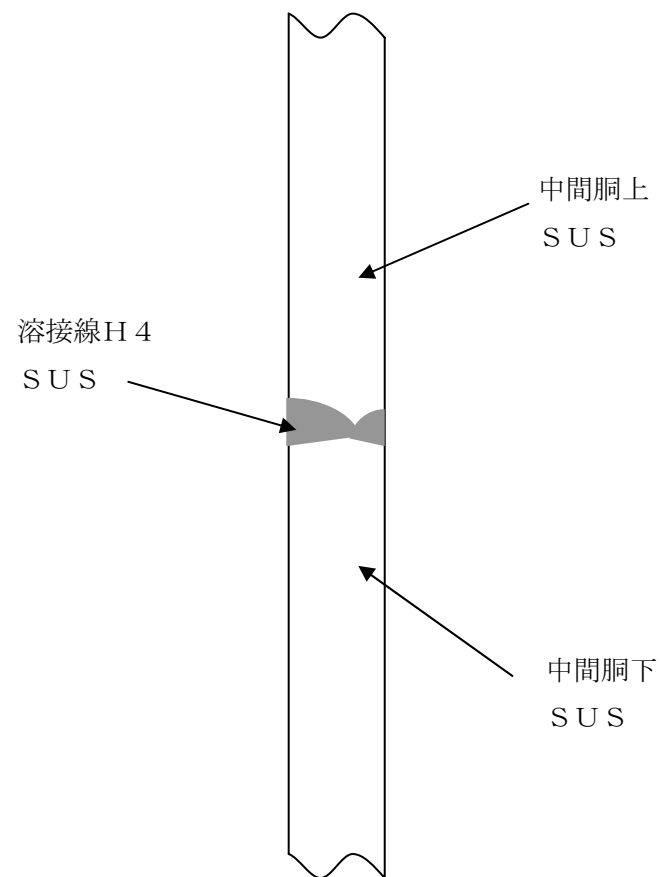
(4) 解析結果

各部の残留応力の解析結果を実測値と比較して図 C-13 に示す。この図に示すように残留応力の実測値と解析値は比較的良く一致しており、本解析手法の適用性が示された。

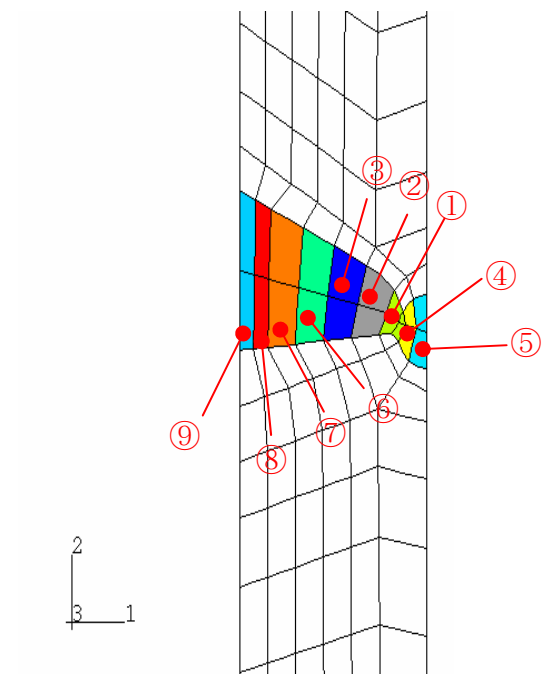
表C-1 伝熱解析用物性値.

<u>Inconel</u>		20	149	288	566	815	1000	1500	2000
Temperature	°C								
Thermal conductivity	$\text{kJ/mm}\cdot\text{s}\cdot^{\circ}\text{C}$	1.49×10^{-5}	1.66×10^{-5}	1.87×10^{-5}	2.34×10^{-5}	2.77×10^{-5}	3.10×10^{-5}	3.98×10^{-5}	4.89×10^{-5}
Specific gravity R	kg/mm^3	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}
Specific heat C	$\text{kJ/kg}\cdot^{\circ}\text{C}$	0.645	0.670	0.720	0.800	0.871	0.913	1.05	1.17
<u>304 and 316L stainless steal</u>		20	100	200	400	600	1000	1500	2000
Temperature	°C								
Thermal conductivity	$\text{kJ/mm}\cdot\text{s}\cdot^{\circ}\text{C}$	1.46×10^{-5}	1.56×10^{-5}	1.70×10^{-5}	1.97×10^{-5}	2.24×10^{-5}	2.76×10^{-5}	3.43×10^{-5}	4.12×10^{-5}
Specific gravity R	kg/mm^3	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}
Specific heat C	$\text{kJ/kg}\cdot^{\circ}\text{C}$	0.452	0.493	0.523	0.553	0.578	0.620	0.678	0.737
Coefficient of heat transfer	$\text{kJ/mm}^2\cdot\text{s}\cdot^{\circ}\text{C}$	<u>Air</u> 1.16×10^{-8} <u>Water</u> 6.66×10^{-5}							

出典：溶接学会論文集第 12 巻（1994） 第 4 号 563

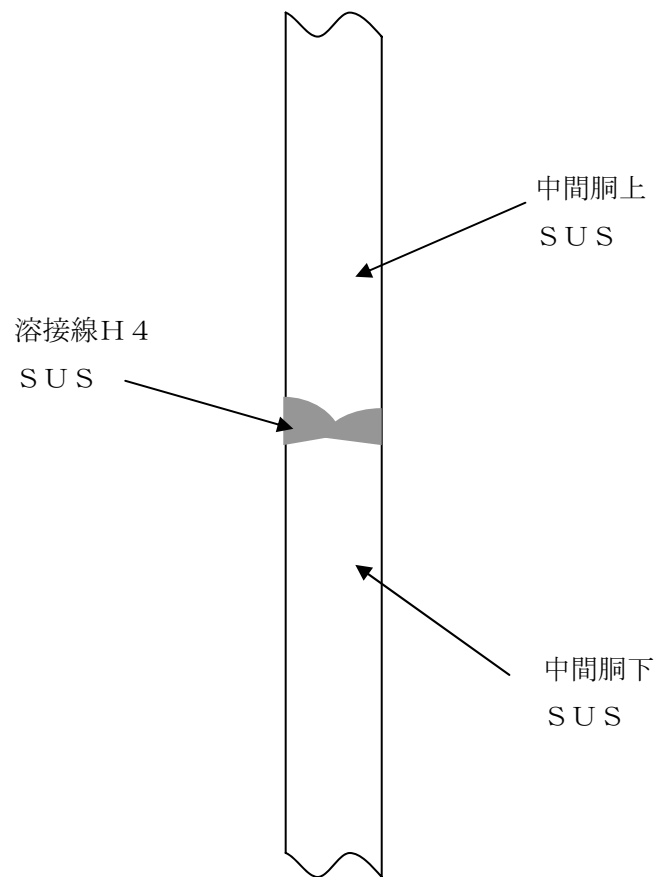


(a) 解析対象概略構造

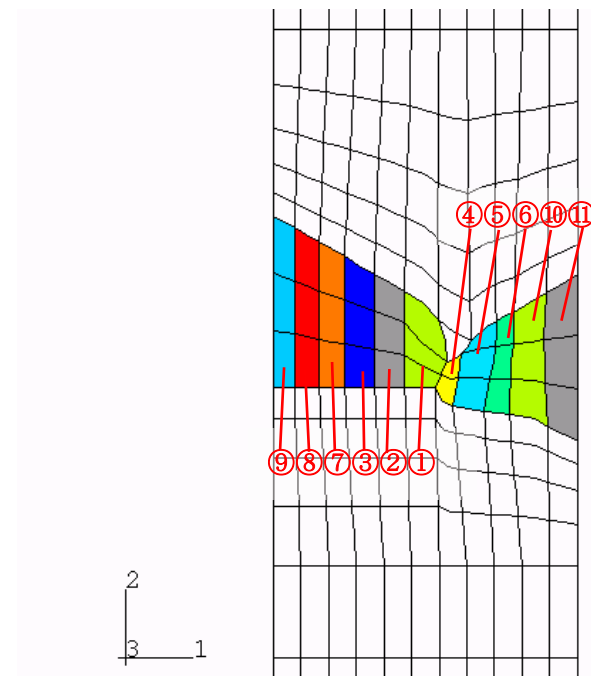


(b) 解析モデルと溶接順序

図C-1 a H4の形状と解析モデル（片側開先の場合）

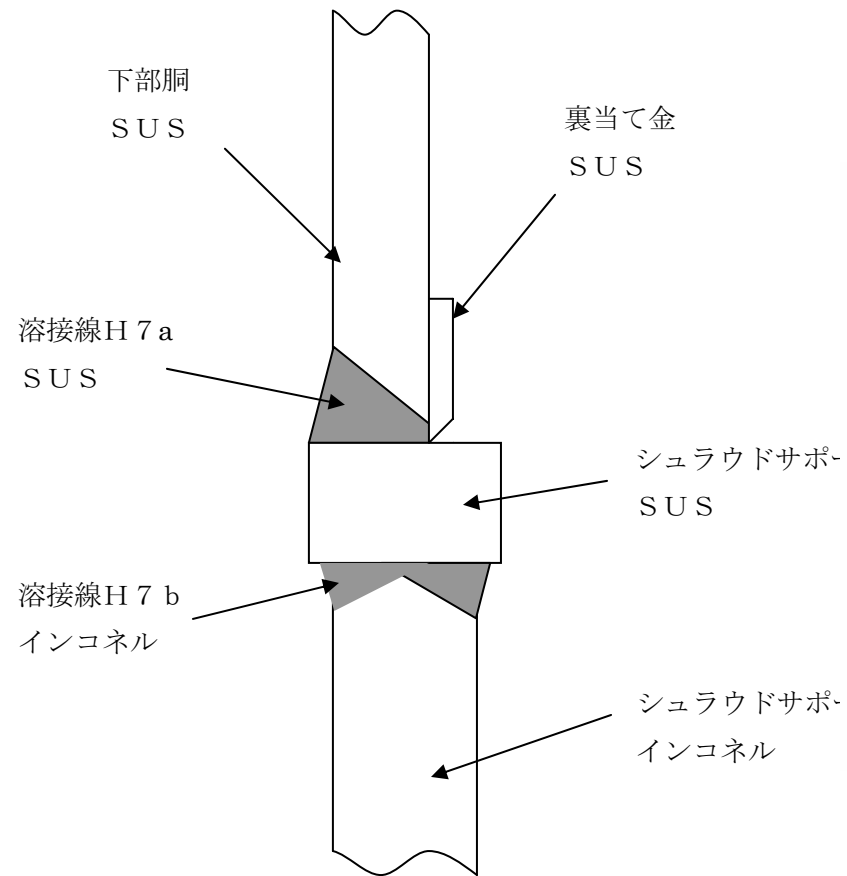


(a) 解析対象概略構造

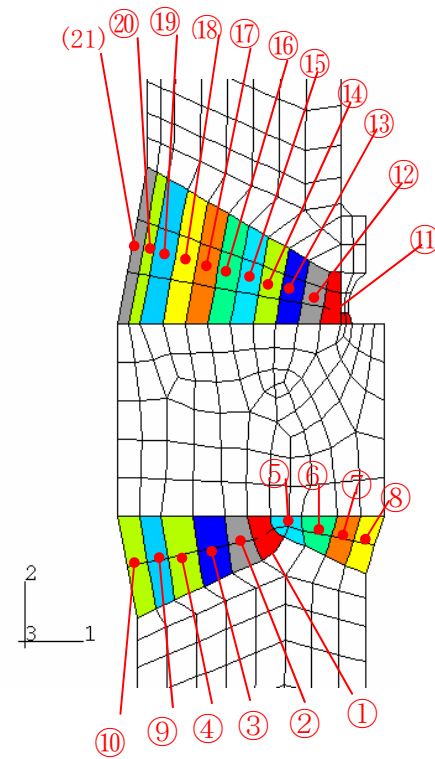


(b) 解析モデルと溶接順序

図C-1b H4の形状と解析モデル（両側開先の場合）

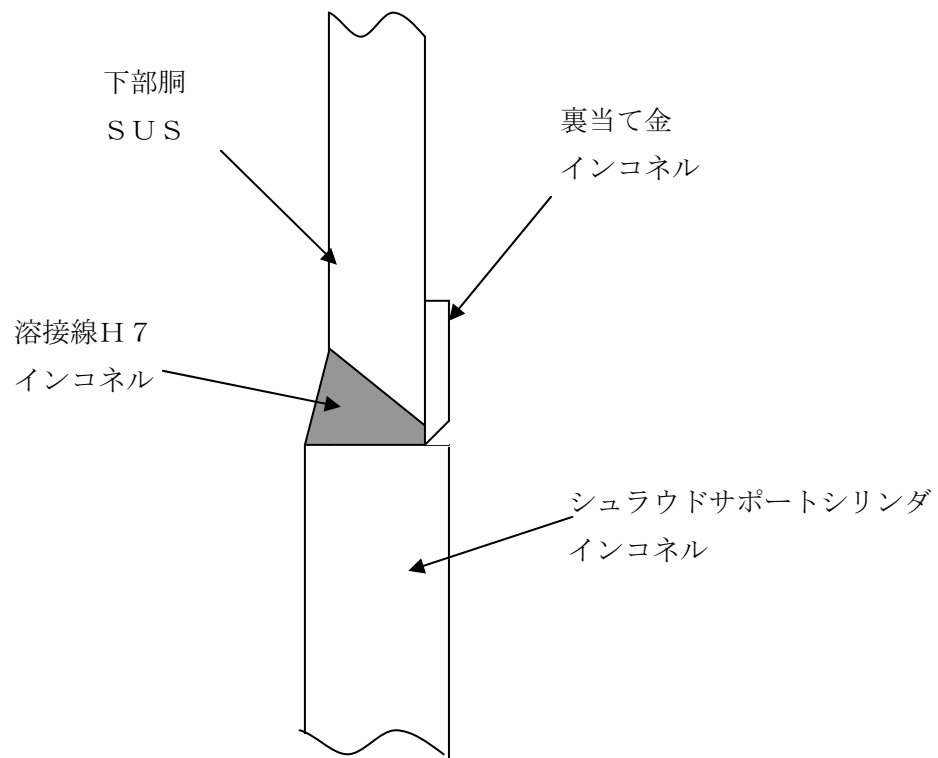


(a) 解析対象概略構造

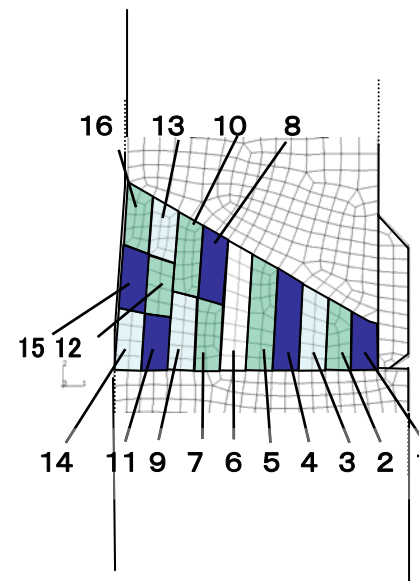


(b) 解析モデルと溶接順序

図C-2a H 7 の形状と解析モデル(シュラウドサポ-リング有の場合)



(a) 解析対象概略構造



(b) 解析モデルと溶接順序

図C-2b H7の形状と解析モデル(シュラウドサポートリング無の場合)

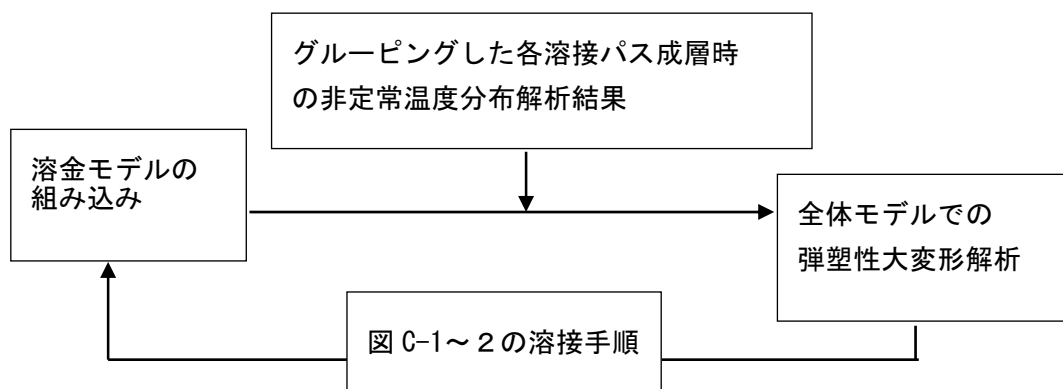
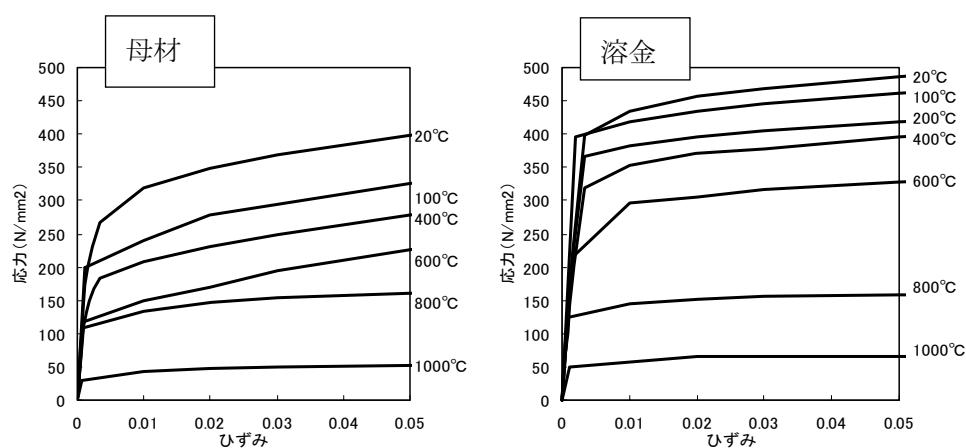
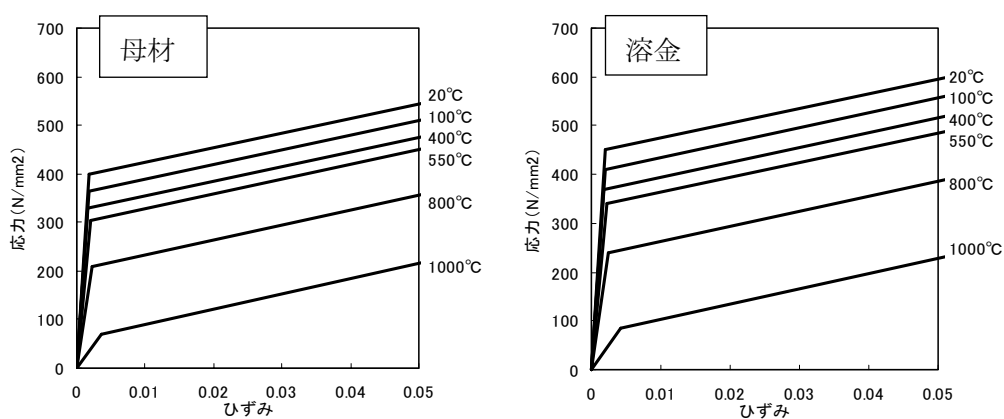


図 C-3 解析手順

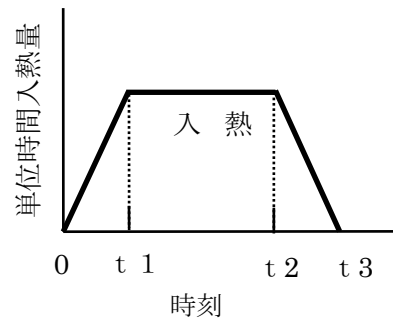


a. ステンレス鋼（シュラウドモックアップ試験体実測値）

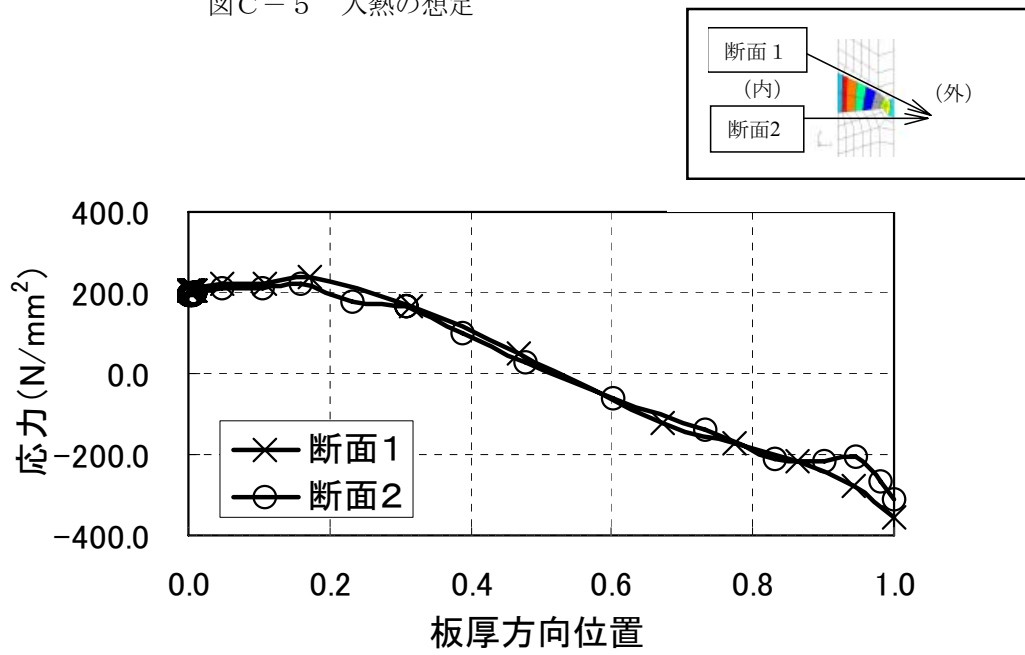


b. インコネル（出典：溶接学会論文集第 12 巻（1994） 第 4 号 563）

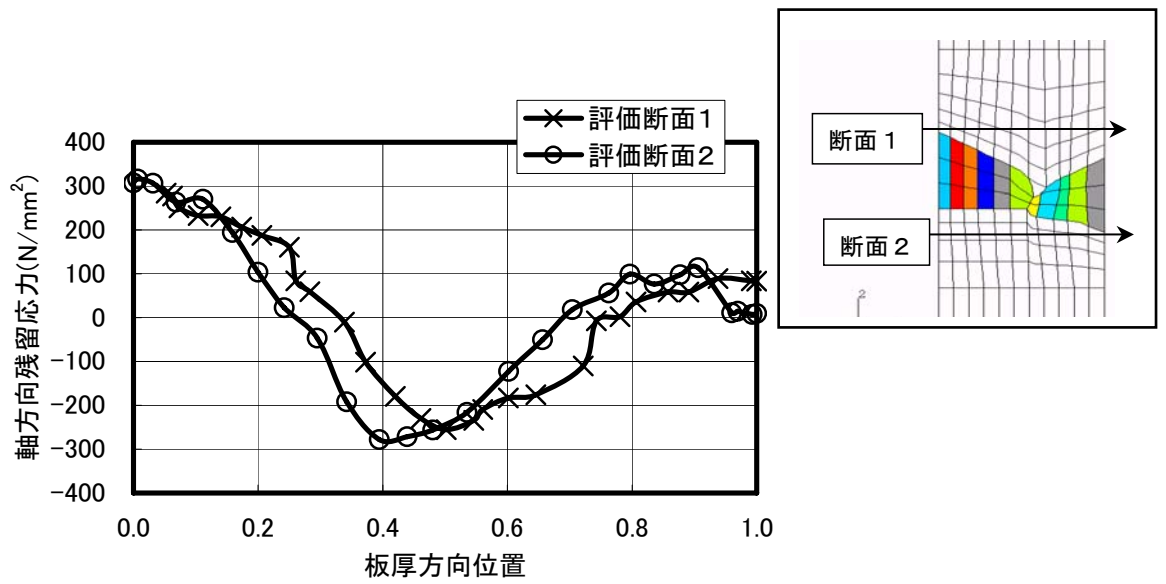
図 C-4 解析に用いた物性値



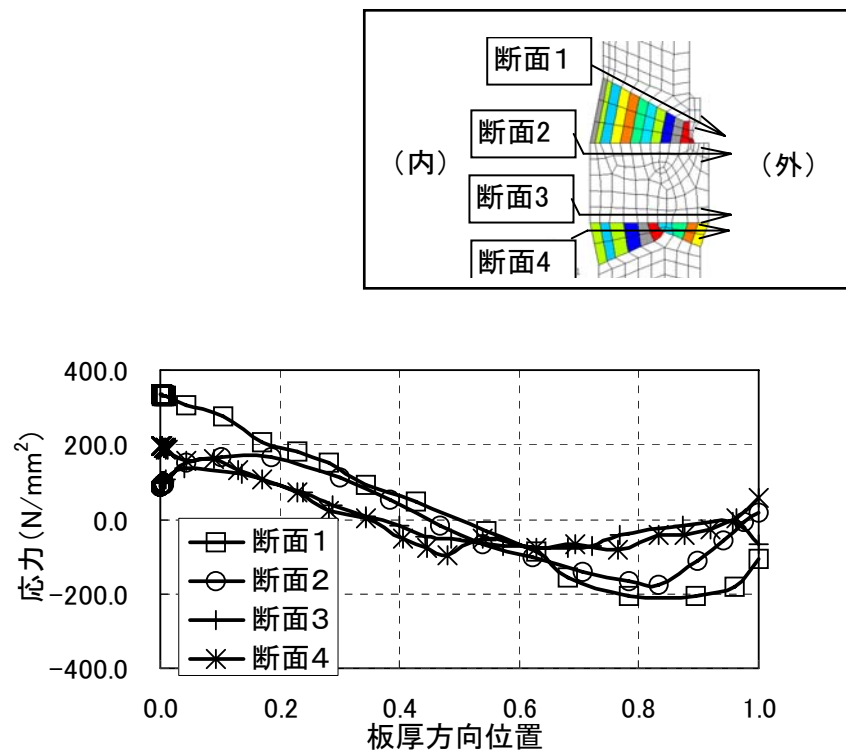
図C-5 入熱の想定



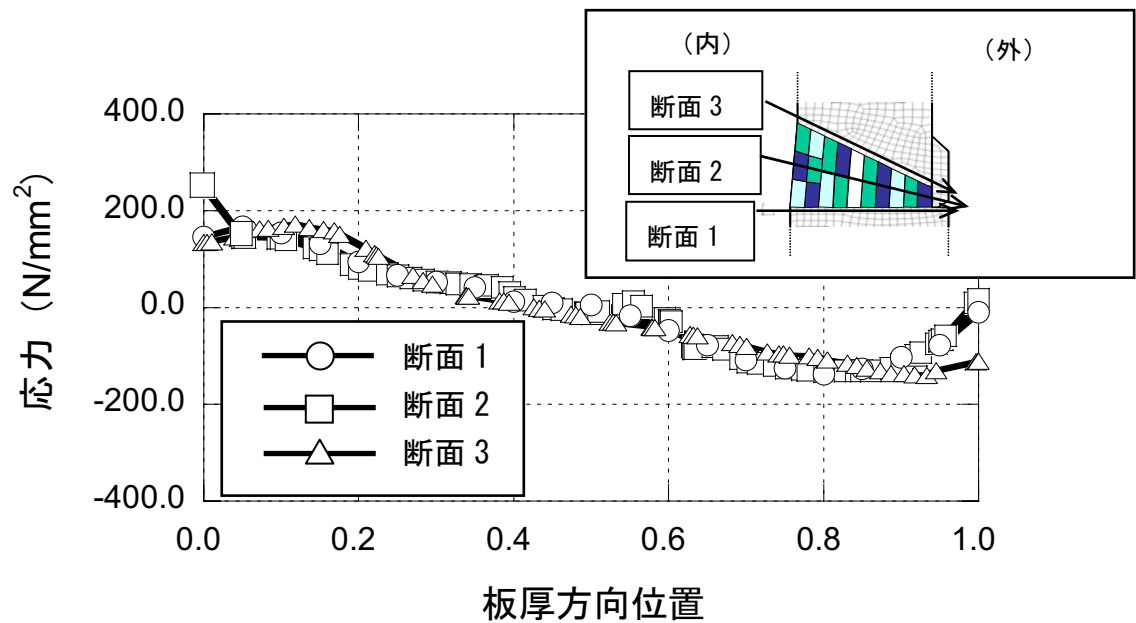
図C-6a H4継手の残留応力分布（軸方向；片側開先の場合）



図C-6b H4継手の残留応力分布（軸方向；両側開先の場合）



図C-7a H7継手の残留応力分布（軸方向；シュラウドサポートリング有のケース）



図C-7b H7継手の残留応力（軸方向；シュラウドサポートリング無しのケース）

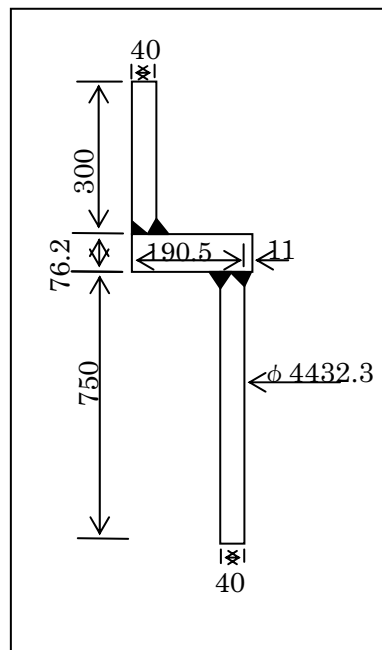


図 C-8 試験体形状

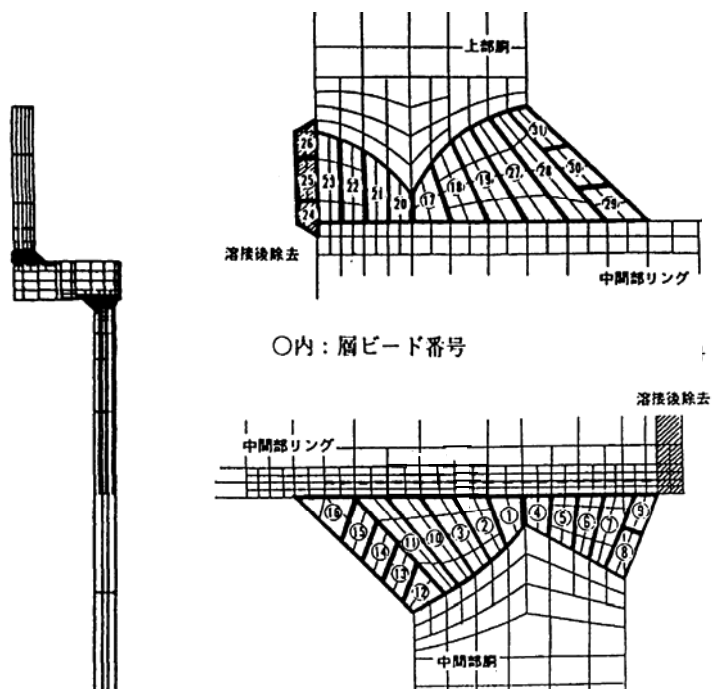


図 C-9 解析モデル

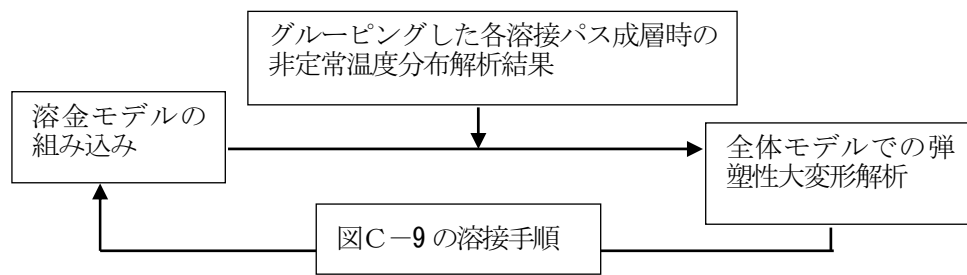


図 C-10 解析手順

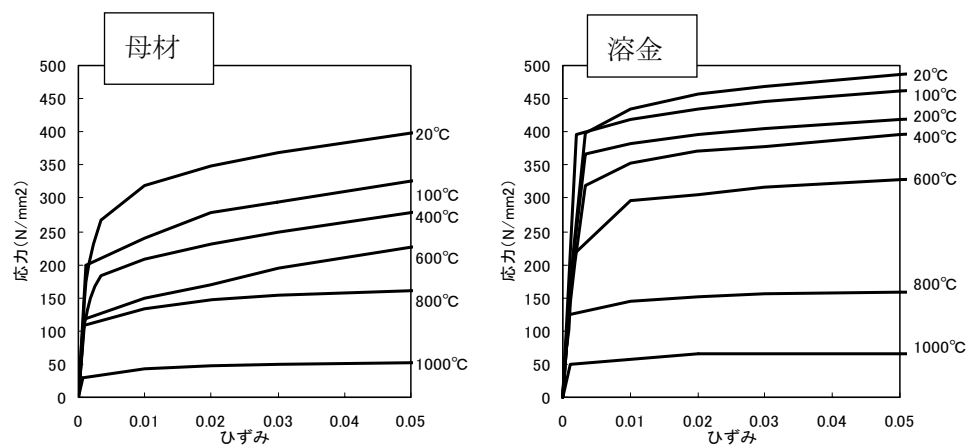


図 C-11 物性値

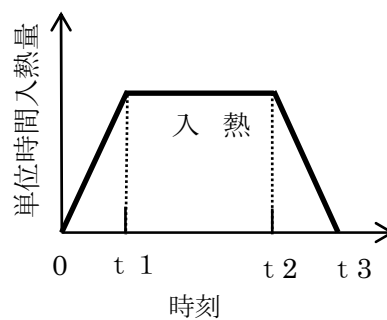


図 C-12 入熱の想定

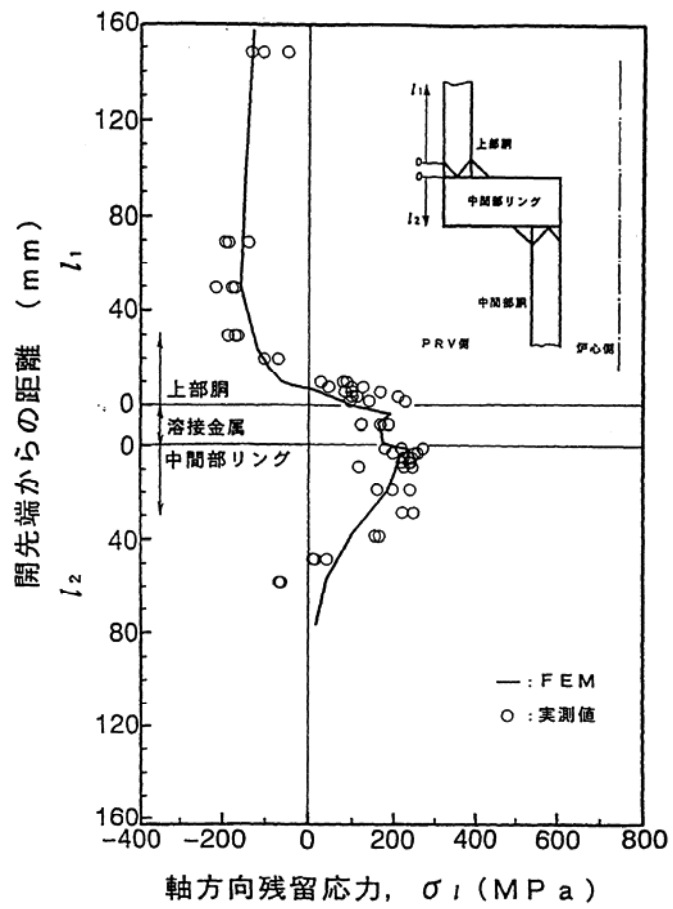
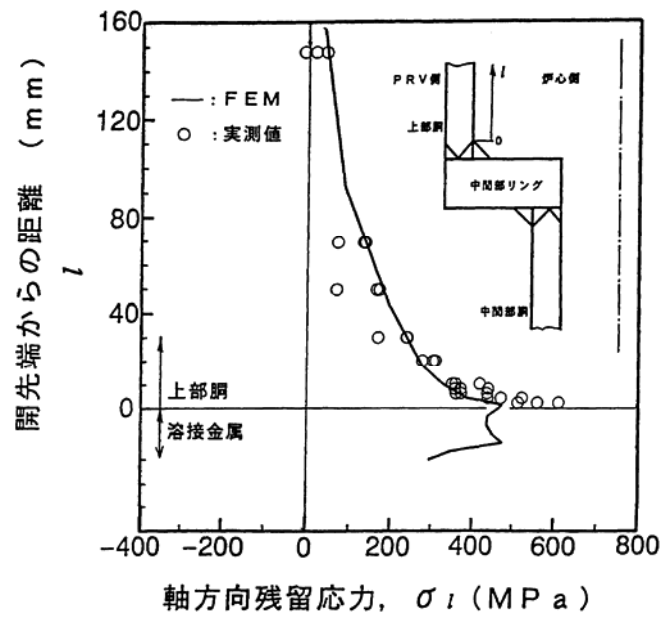


図 C-13a 解析結果 (その1)

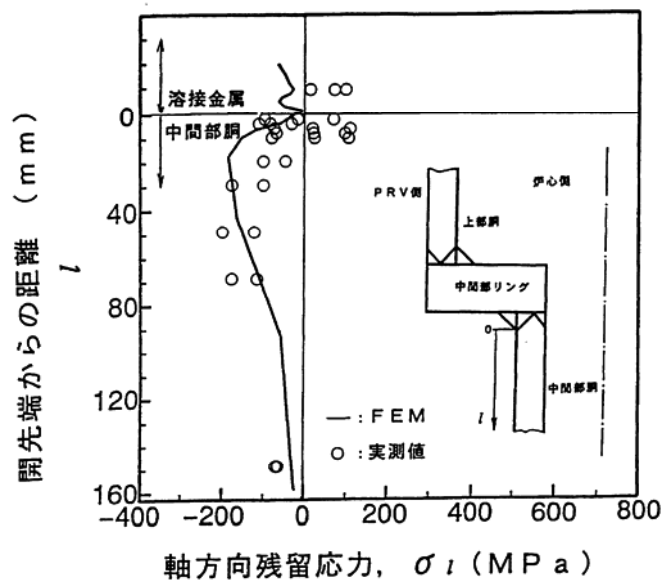
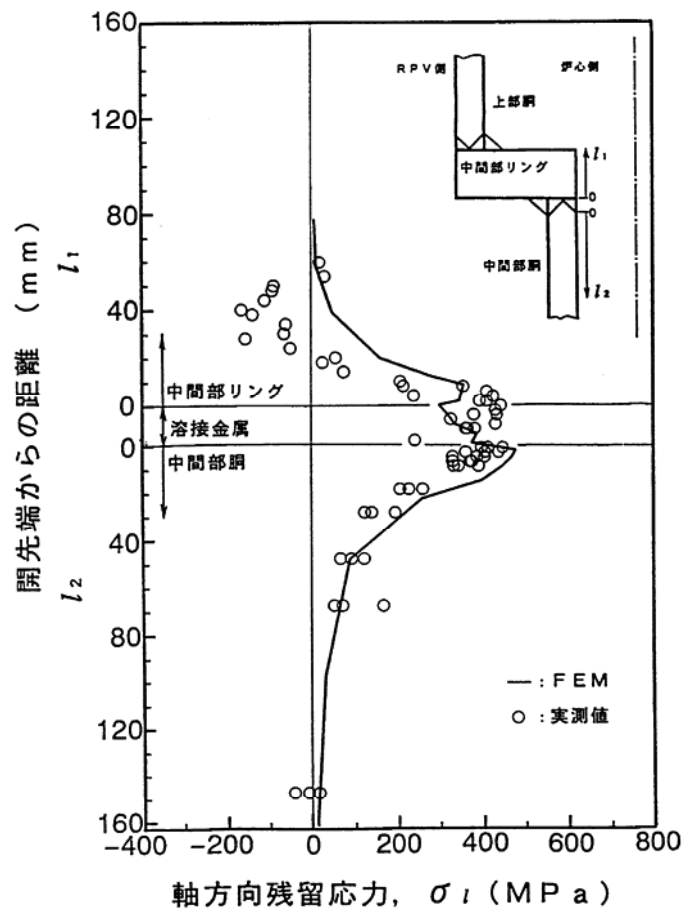


図 C-13b 解析結果 (その2)

付録D オーステナイト系ステンレス鋼およびインコネル 182

の SCC 進展線図の設定について

1. 目的

シュラウド等炉内構造物の点検評価検討に用いるオーステナイト系ステンレス鋼、およびニッケル基合金の SCC 進展線図の設定について検討を行う。

2. 現状調査

オーステナイト系ステンレス鋼の SCC 進展速度に関して、国内外での規定の状況を表 D-1 にまとめた。

2. 1 維持規格¹⁾での取り扱い

JSME 発電用原子力設備規格維持規格 JSME S NA1-2000 では配管用の通常一次系水質環境中及び水素注入環境中の線図が規定されている。

2. 2 ASME Code Sec.XI App.C C3220²⁾での取り扱い

オーステナイト系ステンレス鋼の SCC 進展評価は App.C C-3220 に規定があるが、SCC 進展線図は規定していない。

2. 3 ASME 以外の海外基準の取り扱い

ASME 以外では米国 NRC NUREG-0313 Rev.2³⁾ 及びスウェーデン SKIFS⁴⁾ に規定がある。

NRC NUREG-0313 Rev.2 では図 D-1 に示す線図が応力拡大係数 K が $10\text{ksi}\sqrt{\text{in}}$ ($11\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$) ～ $28.5\text{ksi}\sqrt{\text{in}}$ ($31.3\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$) の範囲で規定されている。

スウェーデン SKIFS ドラフトでは表 D-2 に示すように通常水質及び水素注入条件での線図が設定されている。

また、米国では非公開ではあるが BWRVIP⁵⁾ が線図を設定している。

2. 4 オーステナイト系ステンレス鋼の SCC 進展データ及び SCC 進展評価法の調査

国内外のオーステナイト系ステンレス鋼の SCC 進展速度の規定のバックデータ、及びそれ以外として、炉内構造物に用いられている SUS304 及び低炭素ステンレス鋼 (SUS304L, SUS316L, 316NG) の炉内環境を考慮したデータ、及び評価法を調査した。

JSME 維持規格の SCC 進展速度の定式化に用いたデータは、SUS304 に関する

NUREG-0313 Rev.2 のバックデータ, JanssonとMorin⁶⁾, Jones⁷⁾, MolanderとJanssen⁸⁾, Molanderら⁹⁾, Kikuchiら¹⁰⁾, Lungberg¹¹⁾, Sudoら¹²⁾及びBWR電力共同研究¹³⁾,¹⁴⁾である。

なお, NRC NUREG-0313 Rev.2 の基になったデータについては, Hornら¹⁵⁾, Sec.XI Task Group¹⁶⁾, 及びNRC NUREG-0313 Rev.2 の報告に記載されているデータである。これらの報告によれば, 材質はType 304, 試験環境条件は導電率が $0.5 \sim 1 \mu\text{S/cm}$, 溶存酸素が $0.2 \sim 8\text{ppm}$, 水温 288°C , 及び応力拡大係数が約 $10\text{ksi}\sqrt{\text{in}} \sim 62\text{ksi}\sqrt{\text{in}}$ の台形波あるいは定荷重試験結果である。なお, 環境条件の導電率は通常のBWRの一次系水質 ($<0.2 \mu\text{S/cm}$) より高い導電率の水質環境のデータとなっている。

スウェーデンSKIFSドラフトでは, MorinとJansson¹⁷⁾に記載されているデータを基に線図を設定している。ただし, 彼らの報告は非公開の資料であり, 詳細は不明である。また, JanssonとMorinの報告⁶⁾では通常炉水条件及び水素注入条件での文献データを基に線図を検討している。

また, Itowら¹⁸⁾及び最近の電力共研¹⁹⁾では高腐食電位領域のSUS304のSCCき裂進展速度が得られている。

この他, 発電技検プラント長寿命化技術開発(PLEX, 昭和60年度～平成8年度)プロジェクト²⁰⁾では, 表D-3に示す炉水環境中でのSUS304の中性子照射材及び非照射材の進展予測方法を作成している。

また, 低炭素ステンレス鋼(SUS304L, SUS316L, 316NG)のSCC進展速度に関しては, Ford²¹⁾及び電力共研¹⁹⁾,²²⁾でデータがまとめられている。FordのデータはNUREG-0313Rev.2のSCC進展線図との比較が行われており, 同線図を超えるデータもあるが, 試験条件が明確ではない。一方, 電力共研のそれはデータ数は少ないが試験条件が明確である。

3. オーステナイト系ステンレス鋼のSCCき裂進展速度の定式化の検討

高照射領域 ($5 \times 10^{24}\text{n/m}^2$) 以上となると, 付録Bに示すように照射によるSCC感受性が現れることが示されている。炉内を対象とする場合, 炉心部に近い高照射領域と炉心部から離れ, 照射の影響が比較的少ないと考えられる領域があるので, 本項では, 比較的照射量の少ない低照射領域 (中性子照射量 $<5 \times 10^{24}\text{n/m}^2$) と高照射領域 (中性子照射量 $\geq 5 \times 10^{24}\text{n/m}^2$) とに区分し, SCC進展速度を検討する。

3. 1 低照射領域 (中性子照射量 $<5 \times 10^{24}\text{n/m}^2$)

本項では鋭敏化 SUS304 及び低炭素ステンレス鋼 (SUS304L, SUS316L, 316NG) の通常炉内水質環境中及び水素注入環境中における SCC 進展速度評価線図の設定を対象として検討を行う。

3. 1. 1 通常炉内水質環境中

通常炉内水質環境中のデータとして、維持規格における判定条件の設定を参考にして炉内の通常水質の観点から以下の判定基準を設定し、データを選択した。結果を表 D-4 に示す。

R 比(Kmin/Kmax)	≥ 0.9
荷重繰り返し周波数	$\leq 2.5 \times 10^{-4} \text{ Hz}$
導電率	$< 0.2 \mu \text{ S/cm}$
腐食電位 (ECP)	$\geq 150 \text{ mVSHE}$
硫酸イオン濃度	$\leq 5 \text{ ppb}$
塩酸イオン濃度	$\leq 5 \text{ ppb}$

ただし、冷間加工材は除く。

(1) 鋭敏化 SUS304

表 D-4 に示す上記選択基準を満足するデータに NUREG-0313 Rev.2 の線図及び SKIFS ドラフトの通常炉水の線図を重ねて図 D-2 に示す。同図から NRC NUREG-0313 Rev.2 の線図, SKIFS の線図共に保守的となることが示された。また図 D-3 には、PLEDGE モデルによる予測線図も合わせて示したが、いずれもデータの上限に位置している。Jansson と Morin の報告の SCC 評価線図を図 D-3 にあわせて示すが、それは上記の線図に比べ低い値を示している。

以上の検討から、図 D-4 に示すような、上記選択基準に従うデータを包絡し、かつ NRC NUREG-0313 Rev.2 の線図と同一の傾きを有する線図を通常炉内水質環境中における線図として規定する。

なお、低K値領域では、データがないので $2.0 \times 10^{-9} \text{ mm/s}$ 以下と考えられる領域が存在すると仮定して、保守側に $2.0 \times 10^{-9} \text{ mm/s}$ として設定した。

一方、高K値領域では、データが $9.2 \times 10^{-7} \text{ mm/s}$ で一定となる傾向にあることから、 $9.2 \times 10^{-7} \text{ mm/s}$ となる $K=57.9 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 以上の高K値領域を以下のように設定した。

$$da/dt = 9.2 \times 10^{-7} \text{ mm/s} \quad (K > 57.9 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}) \quad (1)$$

(2) 低炭素ステンレス鋼

表 D-4 に示す上記選択基準を満足するデータに PLEDGE モデルの非鋭敏化

SUS304 の予測線図を重ねて図 D-5 に示す。これによれば、PLEDGE モデルによる予測線図はデータの下限に位置している。

以上の検討から、図 D-6 に示すような、上記選択基準に従うデータを包絡し、かつ NRC NURE-0313 Rev.2 の線図と同一の傾きを有する線図を通常炉内水質環境中における線図として規定する。

なお、低K値領域では、データがないので鋭敏化SUS304 と同様に 2.0×10^{-9} mm/s以下と考えられる領域が存在すると仮定して保守側に 2.0×10^{-9} mm/sとして設定した。

一方、高 K 値領域では、鋭敏化 SUS304 と同じ K 値以上で SCC 進展速度が一定になるとして設定した。

$$da/dt = 2.1 \times 10^{-7} \text{ mm/s} \quad (K > 57.9 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}) \quad (2)$$

3. 1. 2 水素注入環境中

水素注入環境中のデータを通常炉内水質環境中のデータ選択基準と同様の考え方で以下の判定基準を設定し、データを選択した。結果を表 D-5 に示す。

R 比(Kmin/Kmax)	≥ 0.9
荷重繰り返し周波数	$\leq 2.5 \times 10^{-4} \text{ Hz}$
導電率	$< 0.2 \mu \text{ S/cm}$
腐食電位 (ECP)	$\leq -200 \text{ mVSHE}$
硫酸イオン濃度	$\leq 5 \text{ ppb}$
塩酸イオン濃度	$\leq 5 \text{ ppb}$

ただし、冷間加工材は除く。

(1) 鋭敏化 SUS304

鋭敏化SUS304 に対しては上記判定基準に従う線図が図D-7 に示すように、既にJSME維持規格に規定してあるのでそれを使用する。ただし、低K値領域では通常炉内水質環境中のき裂進展速度と同様に 2.0×10^{-9} mm/sをSCC進展速度とする。一方、高K値領域では鋭敏化SUS304 の通常炉内水質環境中のSCC進展速度と同じK値以上でき裂進展速度が一定になるとして設定した。

$$da/dt = 5.1 \times 10^{-8} \text{ mm/s} \quad (K > 57.9 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}) \quad (3)$$

なお、本評価線図は、図 D-8 に示すように、水素注入環境中における SKIFS, Jansson と Morin 及び PLEDGE モデルとの比較で、ほぼ同等あるいは保守性を

示しており，妥当と判断される。

(2) 低炭素ステンレス鋼

低炭素ステンレス鋼についての水素注入環境中のSCC進展速度データを図に示したものが図D-9である。現状では水素注入環境中のデータはいずれも 1×10^{-9} mm/s以下となるデータのみであった。

従って水素注入環境中の低炭素ステンレス鋼の SCC 進展速度については以下のようにして設定した。

鋭敏化 SUS304 の水素注入環境中の SCC 進展速度は SKIFS では通常水質の 1/10 以下に設定していること，JSME 維持規格においては 1/8 程度に設定していることから，低炭素ステンレス鋼の水素注入環境中の SCC 進展速度を通常炉内水質環境中の 1/10 の進展速度として設定すれば保守側に評価する線図となると考えられる。

また，低K値領域では通常炉内水質環境中のき裂進展速度と同様に 2.0×10^{-9} mm/sをSCC進展速度とする。一方，高K値領域では鋭敏化SUS304 の通常炉内水質環境中のSCC進展速度と同じK値以上でSCC進展速度が一定になるとして設定した。

$$da/dt = 2.1 \times 10^{-8} \text{ mm/s} \quad (K > 57.9 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}) \quad (4)$$

図 D-10 には本評価線図と水素注入環境中における非鋭敏化 SUS304 を対象とした PLEDGE モデルを合わせて示すが，ほぼ同等の値を示しており，低炭素ステンレス鋼の線図としては保守側となると判断される。

3. 2 高照射領域（中性子照射量 $\geq 5 \times 10^{24} \text{ n/m}^2$ ）

中性子照射により発生する現象を取り入れた SUS304 の SCC 進展速度式 (PLEDGE) が，発電技検プラント長寿命化技術開発 (PLEX，昭和 60 年度～平成 8 年度) において作成されている。同進展式を以下に示す。低炭素ステンレス鋼 (SUS304L, SUS316L, 316NG) は耐 SCC 性が SUS304 よりも高いと考えられるが，同進展速度式を高照射領域の SUS304 及び低炭素ステンレス鋼の SCC 進展速度式として使用する。

$$da/dt = 7.8 \times 10^{-2} n^{3.6} (CK^4)^n \quad (5)$$

ここに、a はき裂の深さ

n は，腐食電位，導電率，鋭敏化度及び中性子照射量をパラメータとするき裂先端電流密度変化に対する定数

C は、き裂先端ひずみ速度補正係数で以下の通りである。

(i) 中性子照射量が $1.4 \times 10^{23}(\text{n/m}^2)$ 以下の場合

$$C=4.1 \times 10^{-14} \quad (6)$$

(ii) 中性子照射量が $1.4 \times 10^{23}(\text{n/m}^2)$ を超え、 $3 \times 10^{25}(\text{n/m}^2)$ 以下の場合

$$C=1.14 \times 10^{-13} \ln(\text{中性子照射量}) - 4.98 \times 10^{-12} \quad (7)$$

(iii) 中性子照射量が $3 \times 10^{25}(\text{n/m}^2)$ を超える場合

$$C=6.59 \times 10^{-13} \quad (8)$$

(単位 : da/dt (mm/s) , K ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$))

4. オーステナイト系ステンレス鋼の SCC 進展線図のまとめ

以上から、鋭敏化 SUS304 及び低炭素ステンレス鋼 (SUS304L, SUS316L, 316NG) の低照射領域及び高照射領域の SCC 進展速度線図の定式化を検討した。その結果、以下に示す進展速度式を提案した。

4. 1 低照射量領域 (中性子照射量 $< 5 \times 10^{24} \text{n/m}^2$)

4. 1. 1 通常炉内水質環境中 (導電率 $< 0.2 \mu \text{S/cm}$, $\text{ECP} \geq 150 \text{mVSHE}$)

(1) 鋭敏化 SUS304

$$\text{da/dt} = 1.43 \times 10^{-10} K^{2.161} \quad (3.4 \leq K \leq 57.9) \quad (9)$$

$$\text{da/dt} = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 3.4) \quad (10)$$

$$\text{da/dt} = 9.2 \times 10^{-7} \quad (K > 57.9) \quad (11)$$

(2) 低炭素ステンレス鋼

$$\text{da/dt} = 3.33 \times 10^{-11} K^{2.161} \quad (6.7 \leq K \leq 57.9) \quad (12)$$

$$\text{da/dt} = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 6.7) \quad (13)$$

$$\text{da/dt} = 2.1 \times 10^{-7} \quad (K > 57.9) \quad (14)$$

(単位 : da/dt (mm/s) , K ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$))

以上、通常炉内水質環境中の SCC 進展評価線図を図 D-11 に示す。

4. 1. 2 水素注入環境中 (導電率 $< 0.2 \mu \text{S/cm}$, $\text{ECP} \leq -200 \text{mVSHE}$)

(1) 鋭敏化 SUS304

$$\text{da/dt} = 7.94 \times 10^{-12} K^{2.161} \quad (12.9 \leq K \leq 57.9) \quad (15)$$

$$\text{da/dt} = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 12.9) \quad (16)$$

$$da/dt = 5.1 \times 10^{-8} \quad (K > 57.9) \quad (17)$$

(2) 低炭素ステンレス鋼

$$da/dt = 3.33 \times 10^{-12} K^{2.161} \quad (19.3 \leq K \leq 57.9) \quad (18)$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 19.3) \quad (19)$$

$$da/dt = 2.1 \times 10^{-8} \quad (K > 57.9) \quad (20)$$

(単位 : da/dt (mm/s) , K (MPa $\sqrt{m}$))

以上、水素注入環境中の SCC 進展評価線図を図 D-12 に示す。

4. 2 高照射量領域 (中性子照射量 $\geq 5 \times 10^{24} \text{n/m}^2$)

SUS304 及び低炭素ステンレス鋼

$$da/dt = 7.8 \times 10^{-2} n^{3.6} (CK^4)^n \quad (21)$$

ここに、 a はき裂の深さ

n は、腐食電位、導電率、鋭敏化度及び中性子照射量をパラメータとするき裂先端電流密度変化に対する定数

C は、き裂先端ひずみ速度補正係数で以下の通りである。

(i) 中性子照射量が $1.4 \times 10^{23} \text{n/m}^2$ 以下の場合

$$C = 4.1 \times 10^{-14} \quad (22)$$

(ii) 中性子照射量が $1.4 \times 10^{23} \text{n/m}^2$ を超え、 $3 \times 10^{25} (\text{n/m}^2)$ 以下の場合

$$C = 1.14 \times 10^{-13} \ln(\text{中性子照射量}) - 4.98 \times 10^{-12} \quad (23)$$

(iii) 中性子照射量が $3 \times 10^{25} \text{n/m}^2$ を超える場合

$$C = 6.59 \times 10^{-13} \quad (24)$$

(単位 : da/dt (mm/s) , K (MPa $\sqrt{m}$))

5. ニッケル基合金の SCC き裂進展速度の設定

BWR 模擬環境中におけるインコネル 182 の SCC き裂進展速度の民間データ^{23),24),25)}より、き裂進展速度式を以下のように設定した。データ選定条件は、NWC 条件 (導電率 $\leq 0.1 \mu \text{ S/cm}$) とした。なお、低 K 領域を主に対象として Morin らの NWC 条件のデータ (導電率 $< 0.3 \mu \text{ S/cm}$) も一部用いた²⁶⁾。

図 D-13 に選定したデータを示す。選定した全データの累乗近似により、SCC き裂進展速度の最適曲線を以下のように設定した。ここに $da/dt(m/sec)$ 、 $K(MPa\sqrt{m})$ である。

$$da/dt = 3 \times 10^{-18} K^{5.186} \quad (13.3 \leq K \leq 50.3) \quad (25)$$

なお、低K領域では、き裂進展が観察されず $2 \times 10^{-12} m/sec$ 以下と考えられる領域が存在するため、(25)式で $2 \times 10^{-12} m/sec$ となる $K=13.3 MPa\sqrt{m}$ 以下の低K領域を以下のように設定した。

$$da/dt = 2 \times 10^{-12} \quad (K < 13.3) \quad (26)$$

一方、高K領域では、データが $2 \times 10^{-9} m/sec$ で一定となる傾向にあることから、(2)式で $2 \times 10^{-9} m/sec$ となる $K=50.3 MPa\sqrt{m}$ を超える高K領域を以下のように設定した。

$$da/dt = 2 \times 10^{-9} \quad (K > 50.3) \quad (27)$$

以上の検討から、設定したインコネル 182 の通常炉水環境中の SCC 進展速度線図を図 D-14 に示す。

なお、鋭敏化 SUS304、および低炭素ステンレス鋼の通常炉内水質環境中及び水素注入環境中の低 K 領域及び高 K 領域のデータは現在民間研究で取得中である。また、ニッケル基合金の通常炉内水質環境中及び水素注入環境中のデータも民間および国プロで取得中である。照射を考慮したステンレス鋼の SCC 進展データも現在国プロで取得予定である。従って、今後、新たなデータが取得された場合には本資料で検討した進展速度式を適時に見直して行くこととする。

(参考文献)

- 1) (社) 日本機械学会, 「発電用原子力設備規格維持規格」, JSME S NA1-2000, 平成 12 年 5 月.
- 2) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. XI, The American Society of Mechanical Engineers, 1995, p397.
- 3) Hazelton W.S. and Koo W.H, Technical Report on Material Selection and Processing Guidelines for BWR Coolant Pressure Boundary Piping, U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG-0313 Rev.2, July 1987.
- 4) DRAFT SKIFS 1996:1 The Swedish Nuclear Power Inspectorate's Regulations Concerning Structural Components in Nuclear Installations, SKIFS 1994:1 including changes in accordance with SKIFS 1995:1, Department of Structural

Integrity Swedish Nuclear Power Inspectorate, August 1996.

- 5) BWRVIP BWR Vessel and Internals Project, "Evaluation of Crack Growth in Stainless Steel RPV Internals (BWRVIP-14)", EPRI TR-105873, March 1996.
- 6) C.Jansson and U.Morin, "Assessment of Crack Growth Rates in Austenitic Stainless Steels in Operating BWRs," Proc. of the 8th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems, ANS, La Grange Park, IL, August 1997.
- 7) R.L.Jones, "Some Critical Corrosion Issues and Mitigation Strategies Affecting Light Water Reactors," Material Performance, July 1996.
- 8) A.Molander and C.Janssen, "In Situ Corrosion Potential Monitoring in Swedish BWRs," Proc. of the 5th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems, ANS, La Grange Park, IL, p.118 August 1991.
- 9) A.Molander et al, "Influence of Flow-rate on Critical Potential for IGSCC of Stainless Steel in Simulated BWR Environment – A SSRT Study," Proc. of the 8th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems, ANS, La Grange Park, IL, August 1997.
- 10) E.Kikuchi et al, "Intergranular Stress Corrosion Crack Growth of Sensitized Type 304 Stainless Steel in a Simulated Boiling-Water Reactor Environment," Corrosion Vol.53, No.4, P.307 (1997).
- 11) L.Lungberg, "BWR Water Chemistry Impurity Studies, Volume 3: Fracture Mechanics Studies," EPRI NP-6773-SD (March, 1990).
- 12) A.Sudo and M.Itow, "SCC Propagation of Sensitized Materials in BWR Environment," Proc. of the International Symposium on Plant Aging and Life Predictions of Corrodible Structures, p.903, May 15-18, 1995, Sapporo, Japan.
- 13) 電力共同研究「長期水素注入による腐食環境改善技術評価研究」平成 8 年度下半期（最終報告書）（平成 9 年 3 月）.
- 14) 電力共同研究「原子炉腐食環境及び材料耐食性評価に関する研究」平成 6 年度下半期（最終報告書）（平成 7 年 3 月）.
- 15) M.R.Horn et al., "The Growth of and Stability of Stress Corrosion Cracks in Large Diameter BWR Piping, Electric Power Research Institute, NP-2472, vol.1, 2, July 1982.
- 16) Section XI Task Group for Piping Flaw Evaluation, ASME Code," Evaluation of

- Flaws in Austenitic Steel Piping, J. Of Pressure Vessel Technology, vol.8, p.366, ASME, 1986.
- 17) U.Morin and C.Jansson, "Stress Corrosion Growth in BWR Environment," MD-01 Rev.2 (in Swedish) 、Sydkraft Konsult、Malmo, Sweden, 1996.
 - 18) M.Itow et al., "SCC Crack Growth Rates of Type 304 Stainless Steel at High K Region in Simulated BWR Environment," CORROSION 2000, Paper 00221.
 - 19) 電力共同研究「低炭素系ステンレス鋼の耐 IGSCC 評価研究」平成 12 年度上半期（最終報告書）（平成 12 年 9 月）。
 - 20) (財)発電設備技術検査協会, “プラント長寿命化技術開発に関する調査報告書”平成 8 年 3 月, pp113-118.
 - 21) F.P.Ford, “Quantitative Prediction of Environmentally Assisted Cracking,” CORROSION Vol.52, No.5, pp375-395, May (1996).
 - 22) 電力共同研究「実機水素注入プラントにおける材料き裂進展及び腐食電位評価」平成 11 年度下半期（最終報告書）（平成 12 年 3 月）。
 - 23) 共同研究経過報告書「インコネル溶接部のき裂進展評価研究」（平成 9 年 3 月）。
 - 24) M.Itow et al., “Crack Growth Rates of Alloy 182 in High Temperature Water,” Seventh International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, August 1995.
 - 25) M.Itow et al., “The Effect of Corrosion Potential on Alloy 182 Crack Growth Rate in High Temperature Water,” Eighth International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, August 1997.
 - 26) U.Morin et al., “Crack Growth Rates for Ni-Base Alloys with the Application to an Operating BWR,” Sixth International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, August 1993.

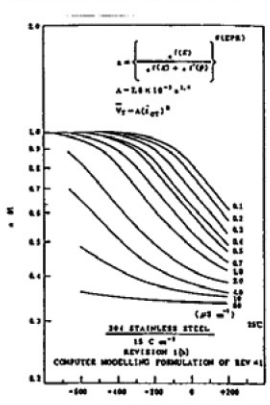
表 D-1 オーステナイト系ステンレス鋼の SCC 進展速度に関する国内外の規定状況

項目	NUREG-0313 Rev.2	SKIFS Draft	JSME 維持規格
進展速度式 $da/dt(mm/s)$ $K(MPa\sqrt{m})$	(配管) $da/dt=2.0655 \times 10^{-10} \times K^{2.161}$ (シュラウド) 11mm/年	(NWC) $da/dt=9.5 \times 10^{-12} \times K^3$ (HWC) $da/dt=2.5 \times 10^{-13} \times K^3$	(NWC) $da/dt=6.31 \times 10^{-11} \times K^{2.161}$ (HWC) $da/dt=7.94 \times 10^{-12} \times K^{2.161}$
対象材料	Type304	SS23 33 (Type304 相当)	SUS304
パラメータ	K	K	K
特 徴	・ 高導電率，高腐食電位，及び腐食疲労データ等のデータに基づく ・ 過度に保守的	・ 線図の根拠データの詳細不明	・ 一次系配管が対象 ・ 一次系配管の環境(腐食電位，酸素濃度)によるデータを基に設定

表 D-2 SKIFS における SCC 進展評価線図の規定

Material	Fatigue crack propagation da/dN, (inches/ cycle) in		Stress corrosion cracking propagation, da/dt (mm/s) in		
			BWR environment		PWR environment
	air	water	NWC	HWC	
Low-alloyed steel	1)	3)			
Austenitic stainless steel, type SS 23 33	2)	2)	$9.5 \cdot 10^{-12} \cdot K_I^3$	$2.5 \cdot 10^{-13} \cdot K_I^3$	
Nickel base alloys type Alloy 182	2)	2)	$2.8 \cdot 10^{-11} \cdot K_I^3$	$3.3 \cdot 10^{-12} \cdot K_I^3$	
Nickel base alloys type Alloy 600	2)	2)	$1.5 \cdot 10^{-11} \cdot K_I^3$	$1.5 \cdot 10^{-11} \cdot K_I^3$	$1.3 \cdot 10^{-4} \cdot (K_I - 9)^{1.2}$

表 D-3 発電技検 PLEX プロジェクトにおける炉水環境中での
SUS304 の照射材及び非照射材のき裂進展予測方法

き裂進展速度式	$da/dt=7.8 \times 10^{-2} n^{3.6} (CK^4)^n$ (単位: da/dt (mm/s) 、 K (MPa $\sqrt{m}$))
a	き裂の深さ
t	時間
K	応力拡大係数
n	き裂先端電流密度変化に対する定数 これは導電率 κ ($\mu S/cm$)、鋭敏化度 EPR (C/cm^2) 及び腐食電位 ϕ (mV SHE) の関数で、次式で表わされる。 $n = \left\{ \frac{e^{f(\kappa)}}{e^{f(\kappa)} + e^{f'(\phi)}} \right\}^{EPR}$ なお、ここで EPR は、初期鋭敏化度 EPR_0 に対して $EPR = EPR_0 + 3.36 \times 10^{-24} \times (\text{照射量})^{1.17}$ 実際に n を求める際には、以下のようなグラフ (一例) * から読み取って求める。 
C	き裂先端ひずみ速度補正係数 (i) 中性子照射量が $1.4 \times 10^{23} n/m^2$ 以下の場合 $C = 4.1 \times 10^{-14}$ (ii) 中性子照射量が $1.4 \times 10^{23} n/cm^2$ を超え、$3 \times 10^{25} (n/m^2)$ 以下の場合 $C = 1.14 \times 10^{-13} \ln(\text{中性子照射量}) - 4.98 \times 10^{-12}$ (iii) 中性子照射量が $3 \times 10^{25} n/m^2$ を超える場合 $C = 6.59 \times 10^{-13}$

* 出典) F.P.Ford et al, "Corrosion-Assisted Cracking of Stainless and Low-Alloy Steels in LWR Environment," EPRI, NP-5064S (1987).

表 D-5 水素注入環境中のステンレス鋼の SCC 進展速度データ

応力拡大係数 K(MPa√m)	SCCき裂進展速度(mm/s)						
	SUS304					SUS304L	SUS316L
	Ref.10	Ref.11	Ref.12	Ref.13	Ref.14	Ref.22	Ref.22
31.0	<1.00E-09						
31.0	<1.00E-09						
31.0	<1.00E-09						
27.0		<5.00E-09					
32.0		<5.00E-09					
37.0		<5.00E-09					
36.0		1.80E-08					
31.0			<1.00E-09				
35.7				2.10E-09			
22.8				<1.00E-09			
33.2					<1.00E-09		
30.9						<1.00E-09	
31.6							<1.00E-09

(判定基準)

R比(K_{min}/K_{max})	≥ 0.9
荷重繰り返し周波数	$\leq 2.5 \times 10^{-4}$ Hz
導電率	$< 0.2 \mu S/cm$
腐食電位(ECP)	$\leq -200mVSHE$
硫酸イオン濃度	$\leq 5ppb$
塩酸イオン濃度	$\leq 5ppb$
冷間加工材は除く	

表 D-4 通常炉内水質環境中のステンレス鋼の SCC 進展速度データ

応力拡大係数 K(MPa√m)	SCCき裂進展速度(mm/s)		
	SUS304		SUS316L
	Ref.18	Ref.19	Ref.19
63.9	8.00E-07		
63.3	9.20E-07		
32.2		2.60E-07	
31.7		2.50E-07	
22.0		5.50E-08	
22.1		5.50E-08	
31.1		1.10E-07	
30.5		1.10E-07	
20.7		6.50E-08	
20.8		4.40E-08	
30.5			4.60E-08
30.3			5.30E-08
28.8			2.40E-08

(判定基準)

R比(K_{min}/K_{max})	≥ 0.9
荷重繰り返し周波数	$\leq 2.5 \times 10^{-4} \text{ Hz}$
導電率	$< 0.2 \mu \text{ S/cm}$
腐食電位(ECP)	$\geq 150 \text{ mVSHE}$
硫酸イオン濃度	$\leq 5 \text{ ppb}$
塩酸イオン濃度	$\leq 5 \text{ ppb}$
冷間加工材は除く	

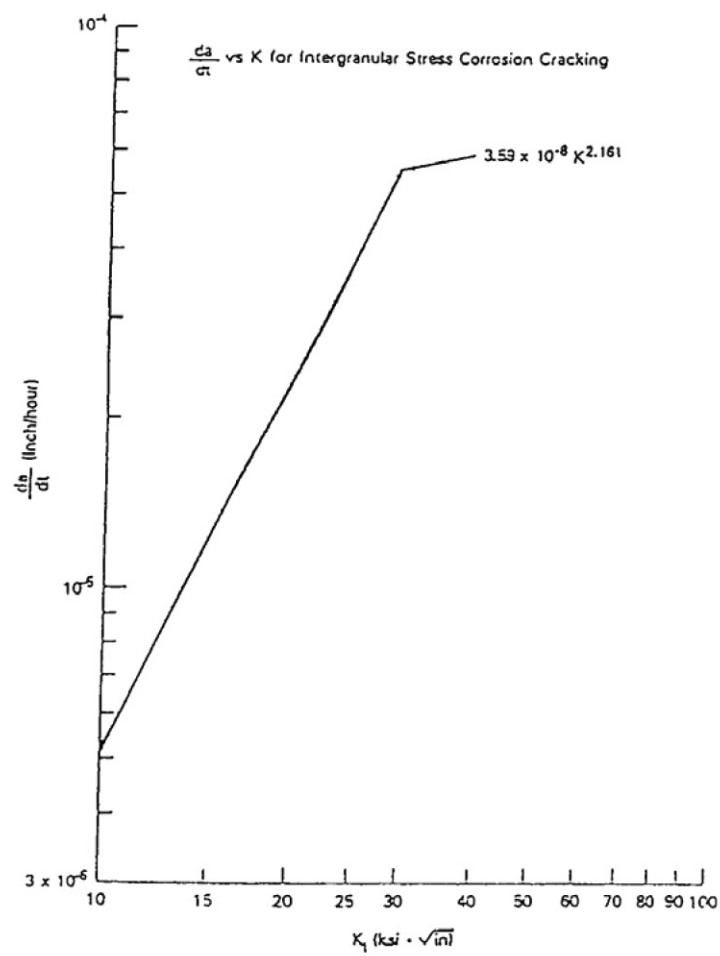


図 D-1 NUREG0313 Rev. 2 のオーステナイト系ステンレス鋼の
SCC 進展速度線図

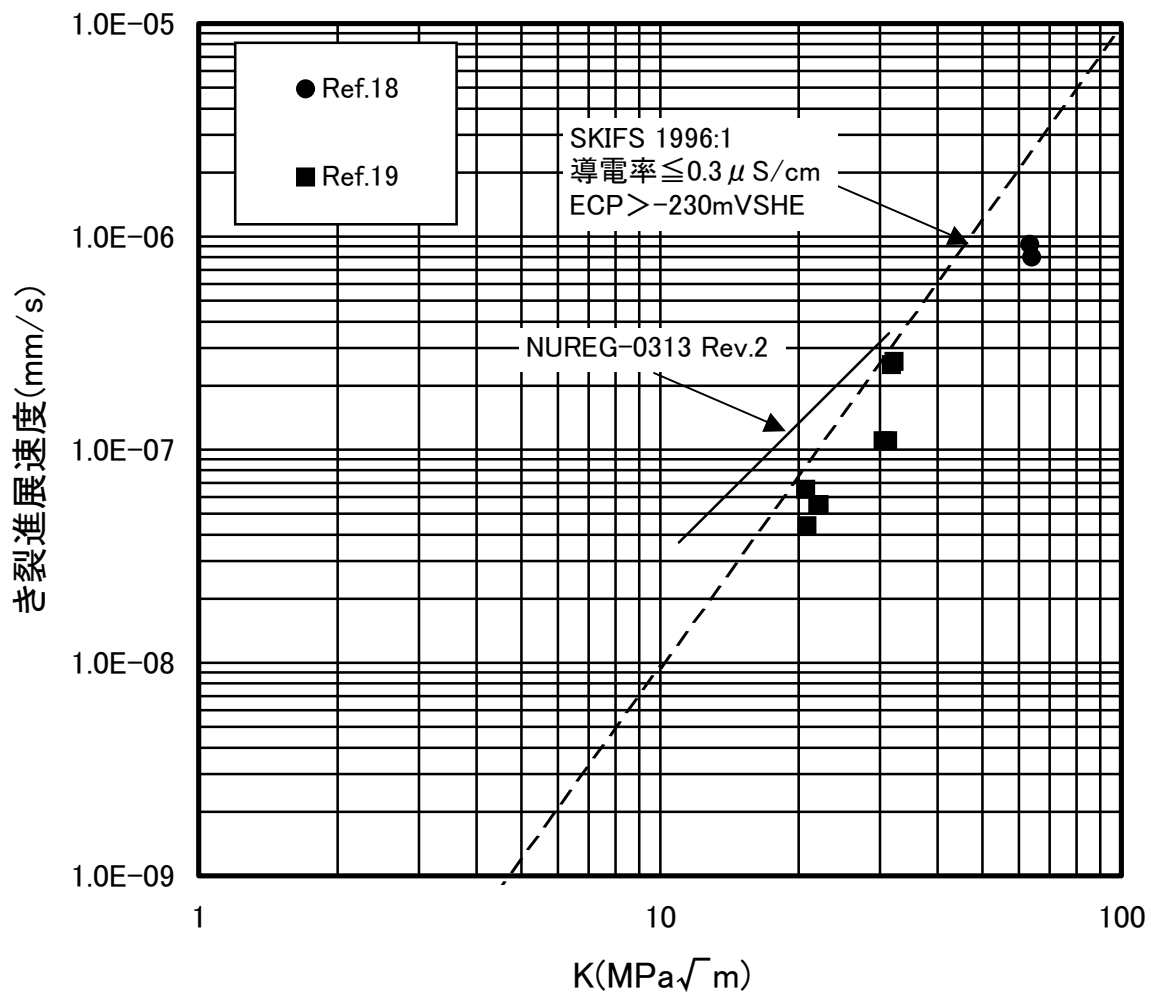


図 D-2 通常炉内水質環境中における鋭敏化 SUS304 の SCC 進展データ
と NUREG 及び SKIFS との比較

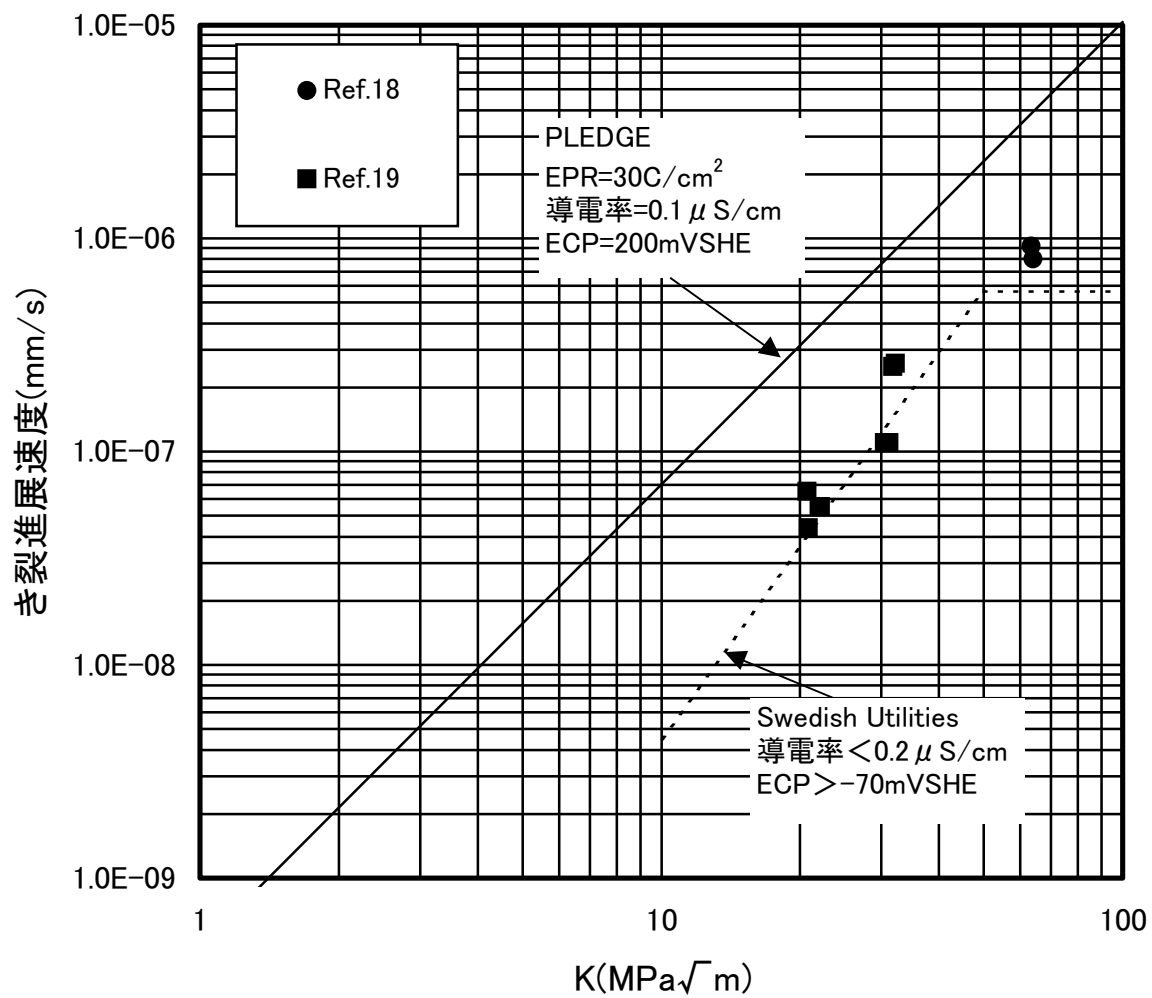


図 D-3 通常炉内水質環境中における鋭敏化 SUS304 の SCC 進展データと PLEDGE 及びスウェーデン電力提案との比較

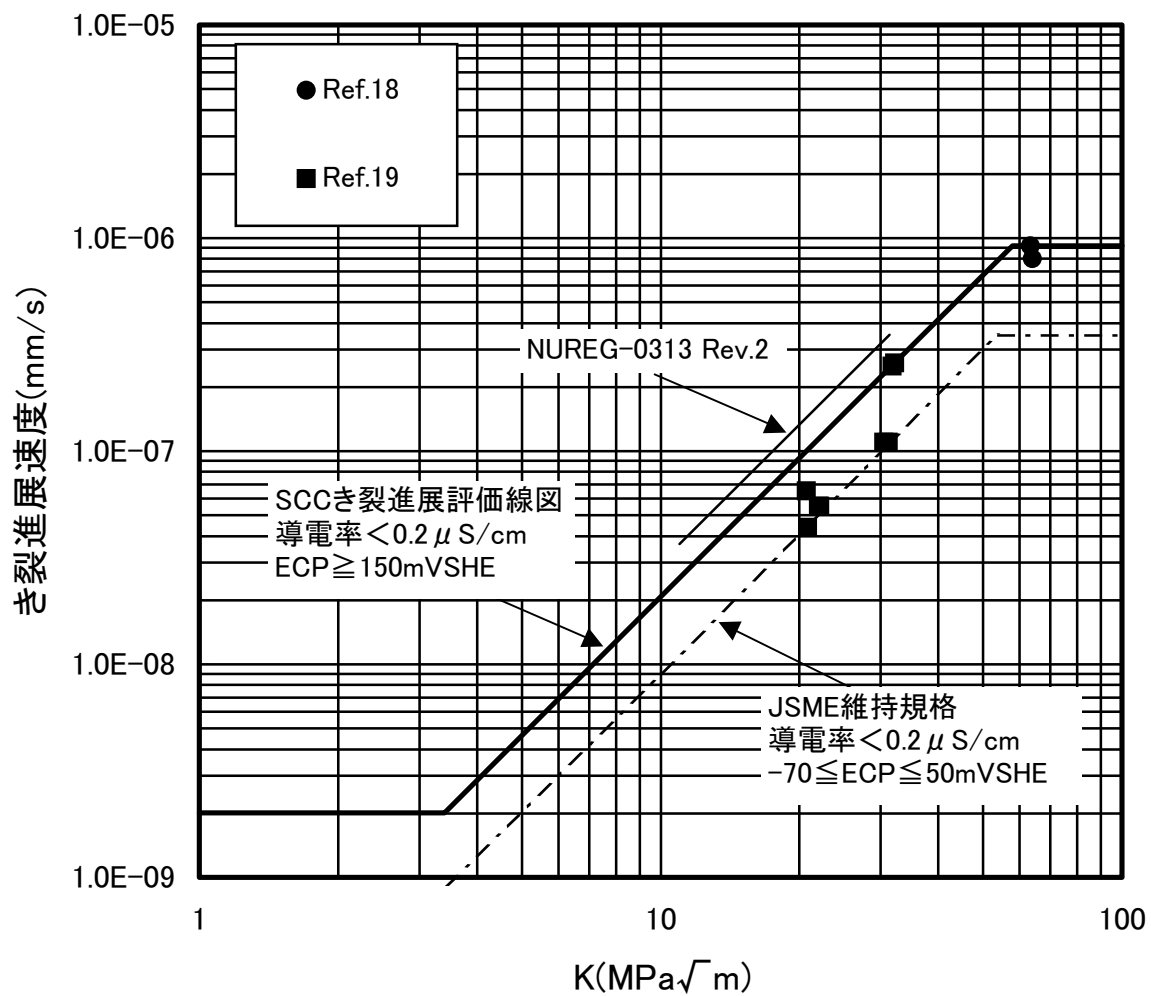


図 D-4 通常炉内水質環境中における鋭敏化 SUS304 の SCC 進展評価線図

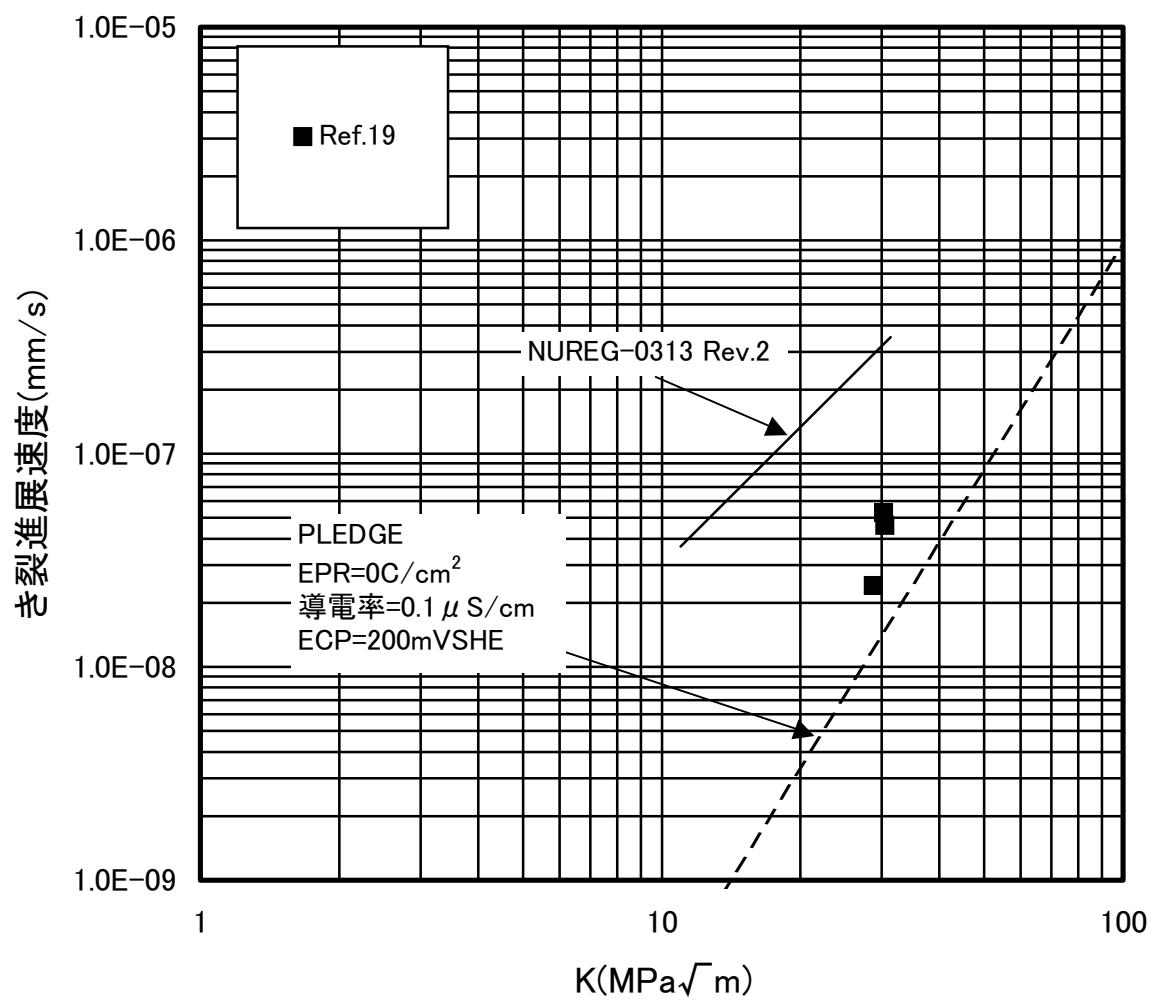


図 D-5 通常炉内水質環境中における低炭素ステンレス鋼の SCC 進展データと NUREG 及び PLEDGE との比較

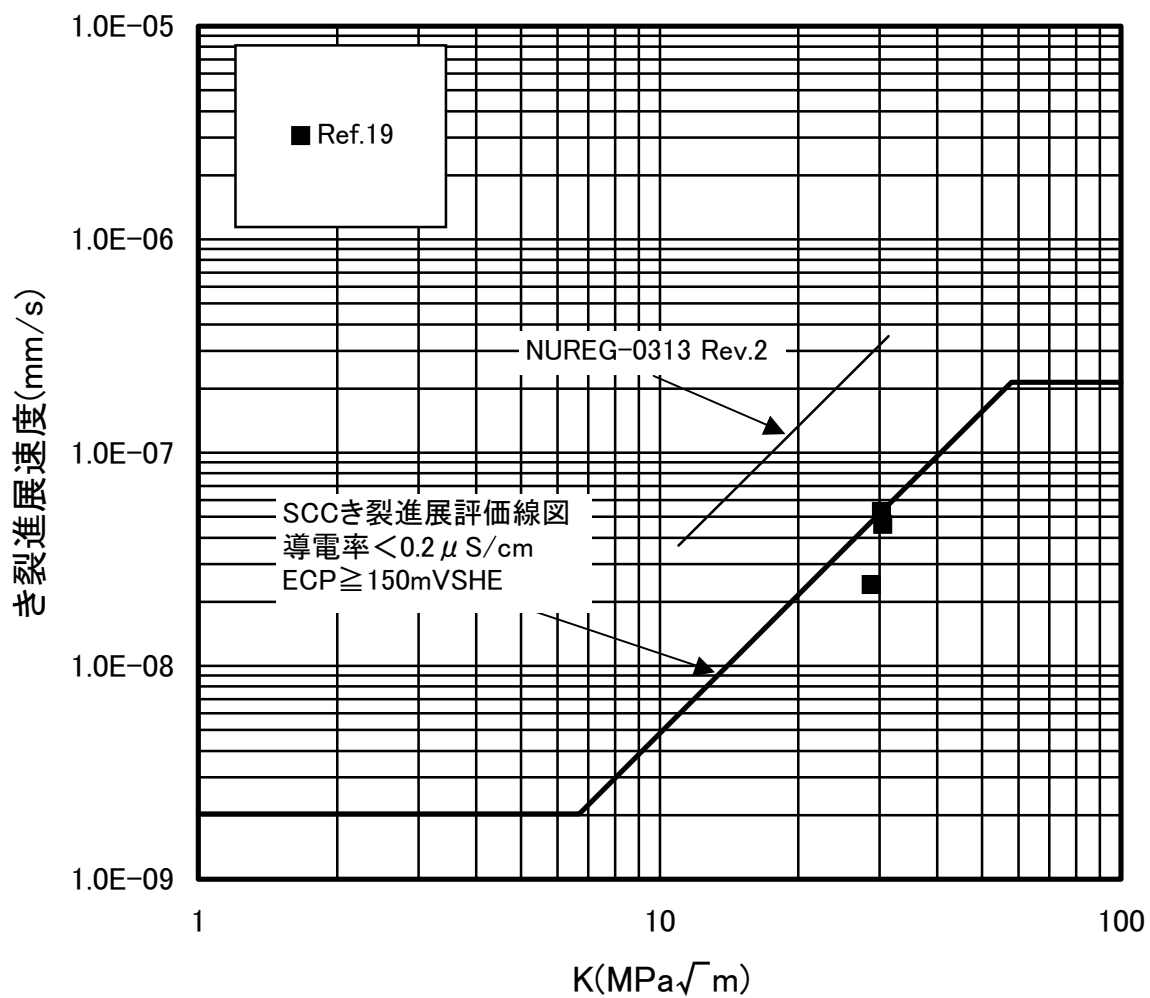


図 D-6 通常炉内水質環境中における低炭素ステンレス鋼の SCC 進展評価線図

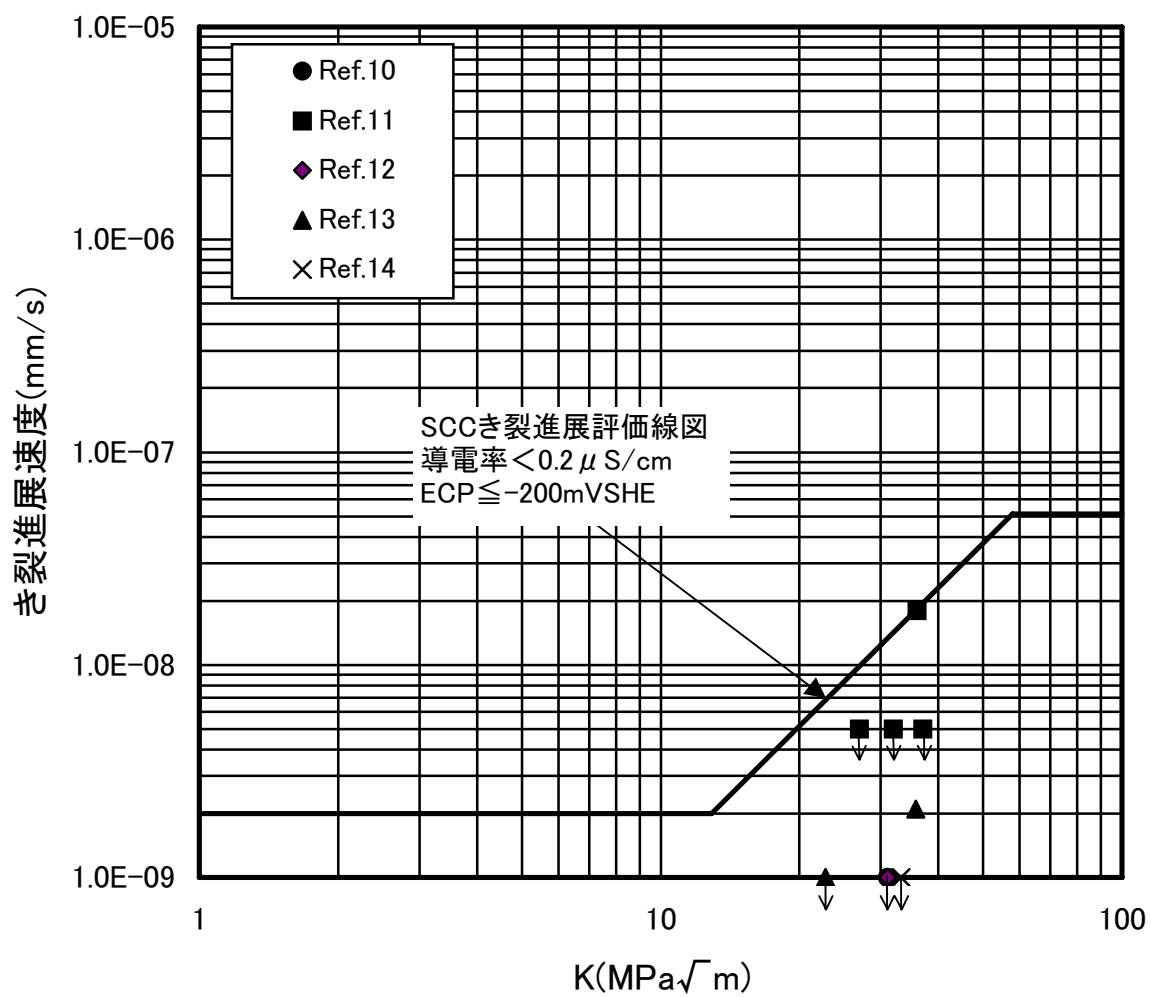


図 D-7 水素注入環境中における鋭敏化 SUS304 の SCC 進展評価線図

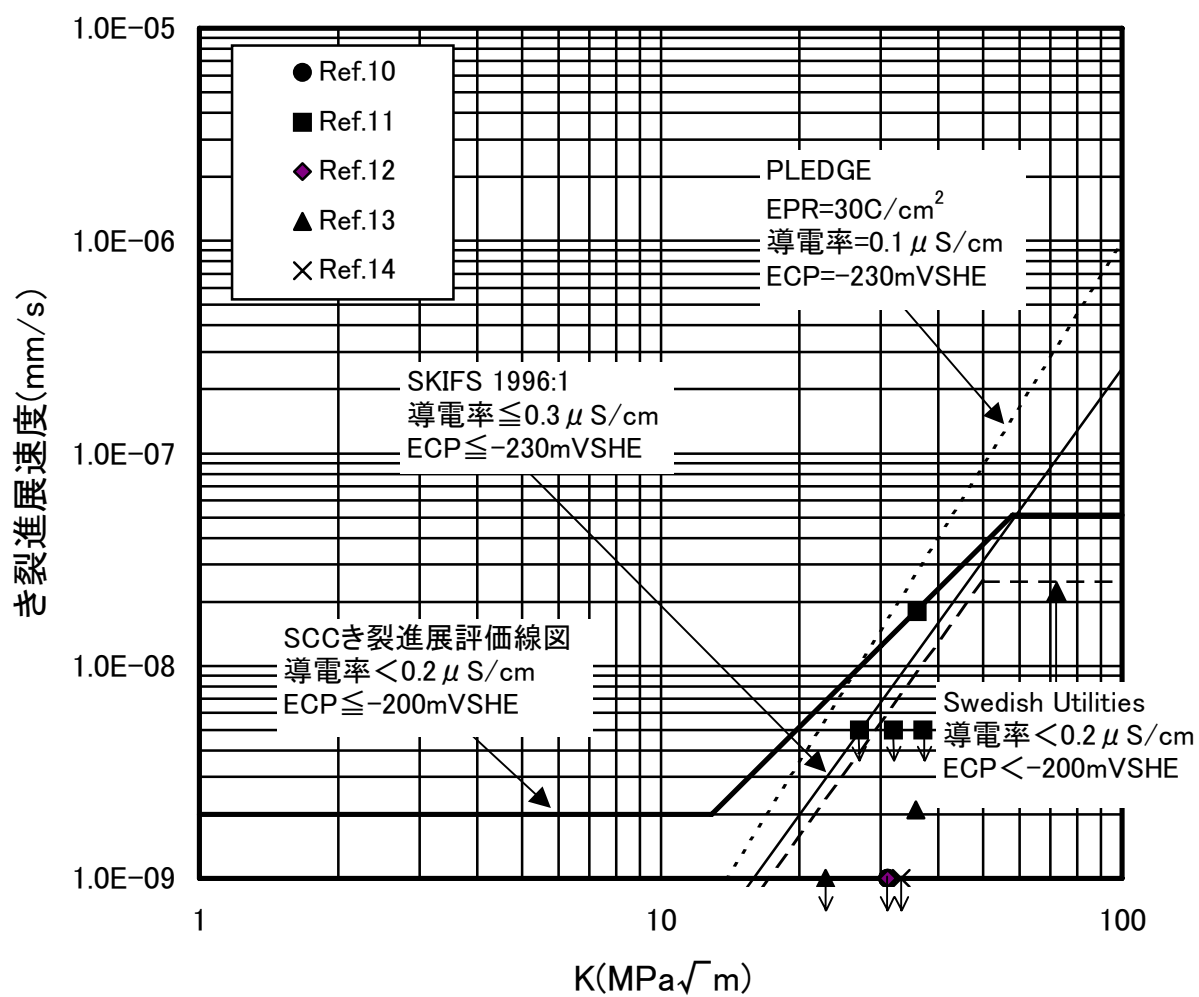


図 D-8 水素注入環境中における鋭敏化 SUS304 の SCC 進展評価線図
と他の線図との比較

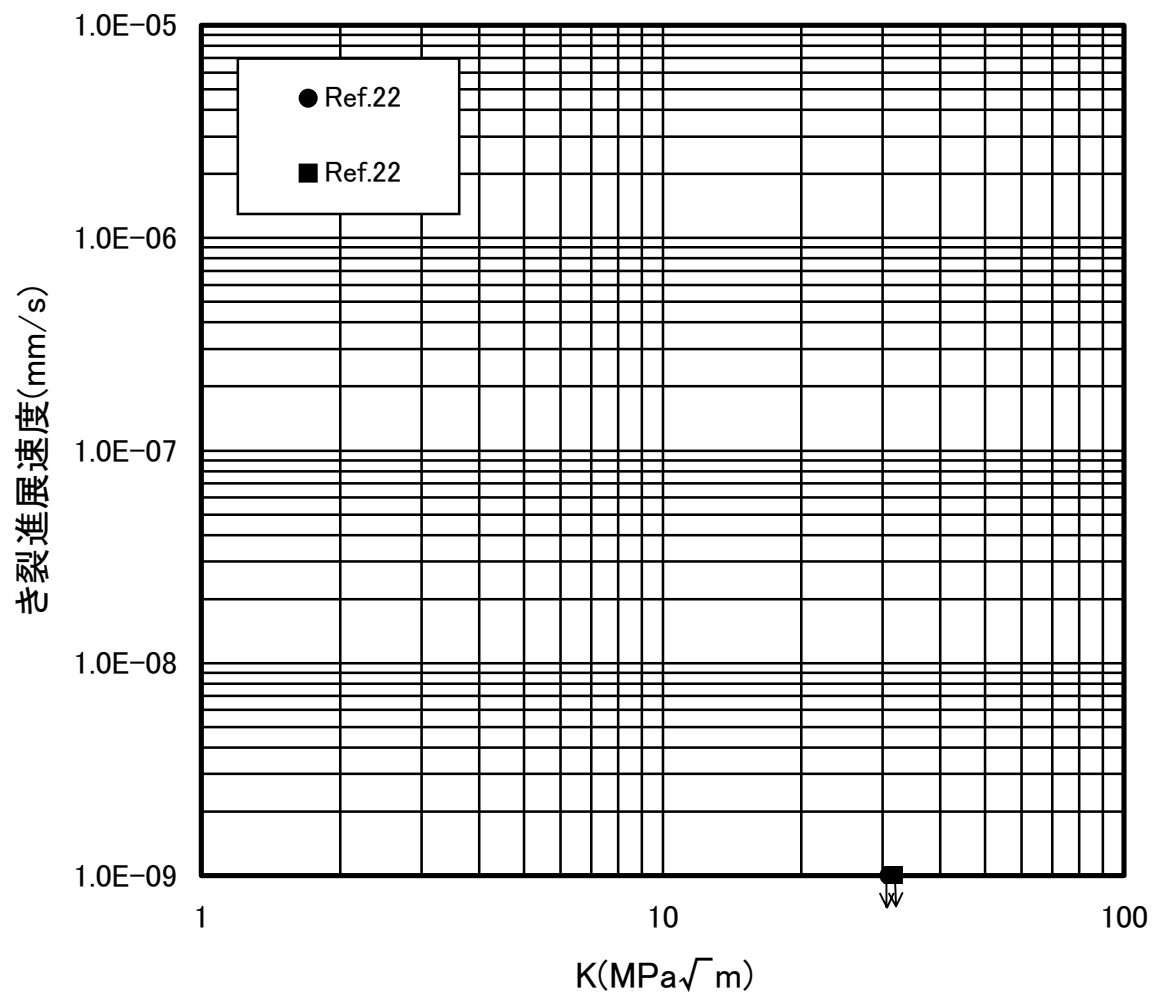


図 D-9 水素注入環境中における低炭素ステンレス鋼の SCC 進展データ

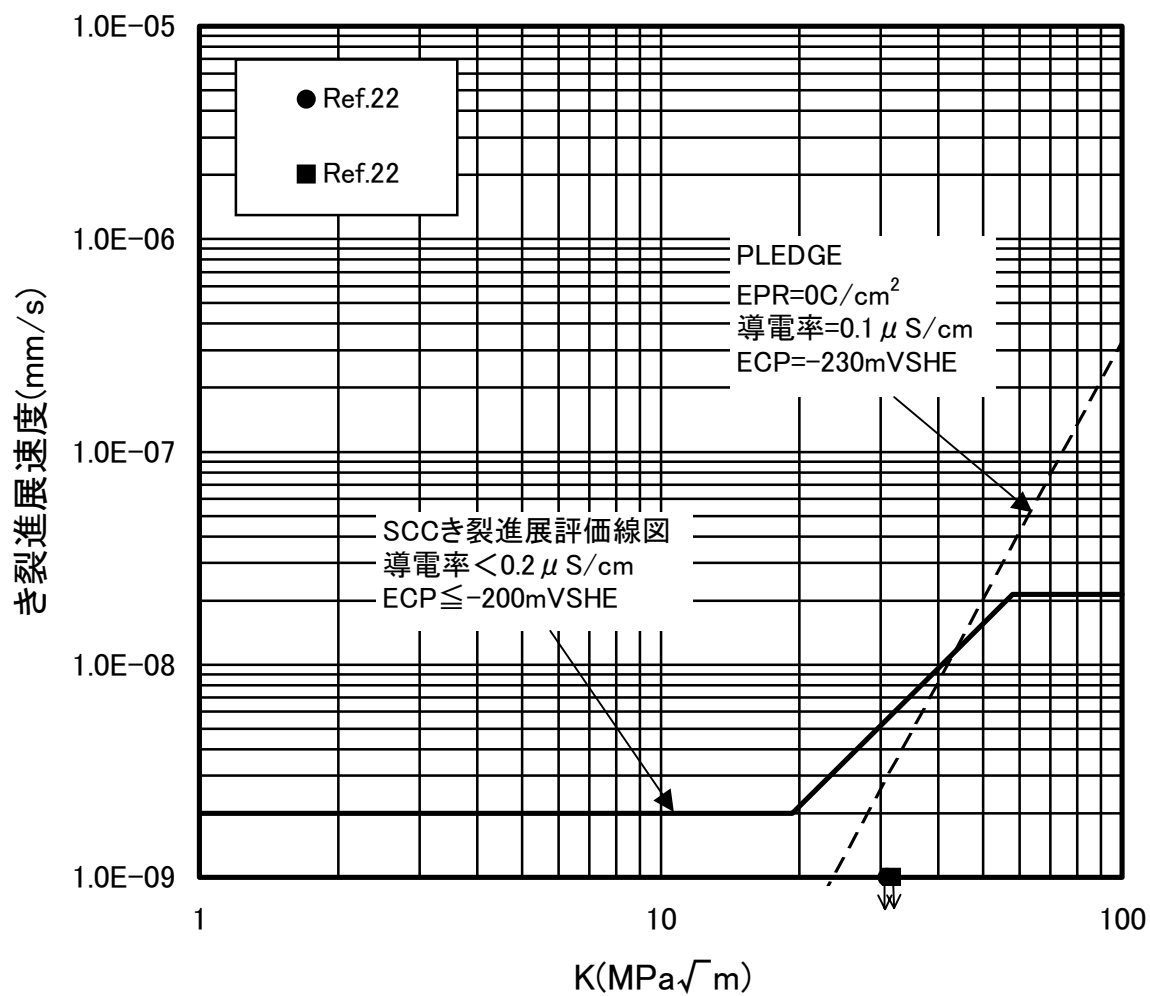


図 D-10 水素注入環境中における低炭素ステンレス鋼の SCC 進展評価線図と PLEDGE との比較

通常炉内水質環境中(導電率 $<0.2\mu\text{S}/\text{cm}$ 、 $\text{ECP}\geq 150\text{mVSHE}$)の
SCC進展評価線図

(1) 鋭敏化SUS304

$$da/dt = 1.43 \times 10^{-10} K^{2.161} \quad (3.4 \leq K \leq 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 3.4 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 9.2 \times 10^{-7} \quad (K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

(2) 低炭素ステンレス鋼

$$da/dt = 3.33 \times 10^{-11} K^{2.161} \quad (6.7 \leq K \leq 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 6.7 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.1 \times 10^{-7} \quad (K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

単位: da/dt (mm/s)、 K ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)

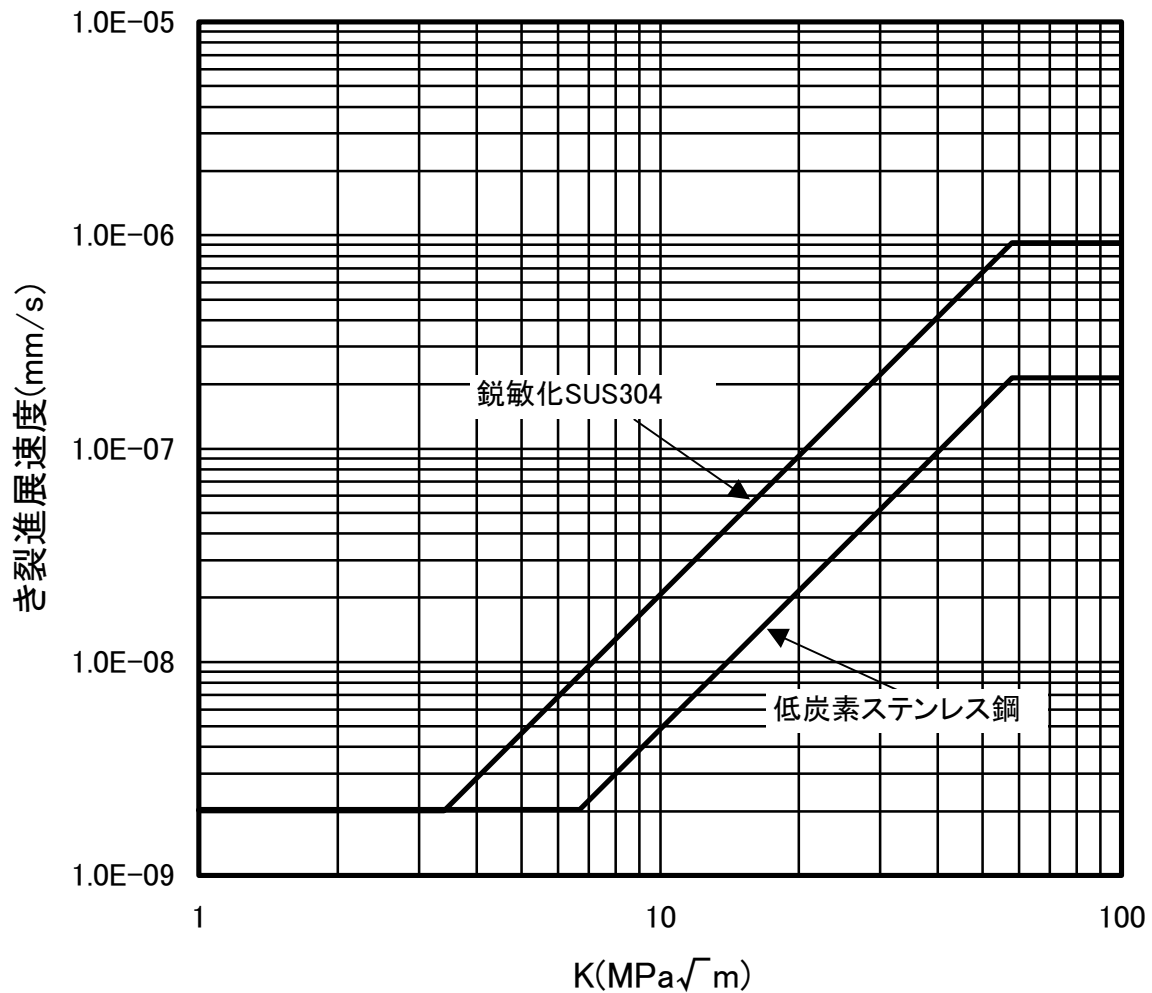


図 D-11 通常炉内水質環境中における鋭敏化 SUS304 及び低炭素ステンレス鋼
の SCC 進展評価線図

水素注入環境中(導電率 $<0.2 \mu\text{S/cm}$ 、 $\text{ECP} \leq -200\text{mVSHE}$)の
SCC進展評価線図

(1) 鋭敏化SUS304

$$da/dt = 7.94 \times 10^{-12} K^{2.161} \quad (12.9 \leq K \leq 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 12.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 5.1 \times 10^{-8} \quad (K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

(2) 低炭素ステンレス鋼

$$da/dt = 3.33 \times 10^{-12} K^{2.161} \quad (19.3 \leq K \leq 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 19.3 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.1 \times 10^{-8} \quad (K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

単位: da/dt (mm/s)、 K ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)

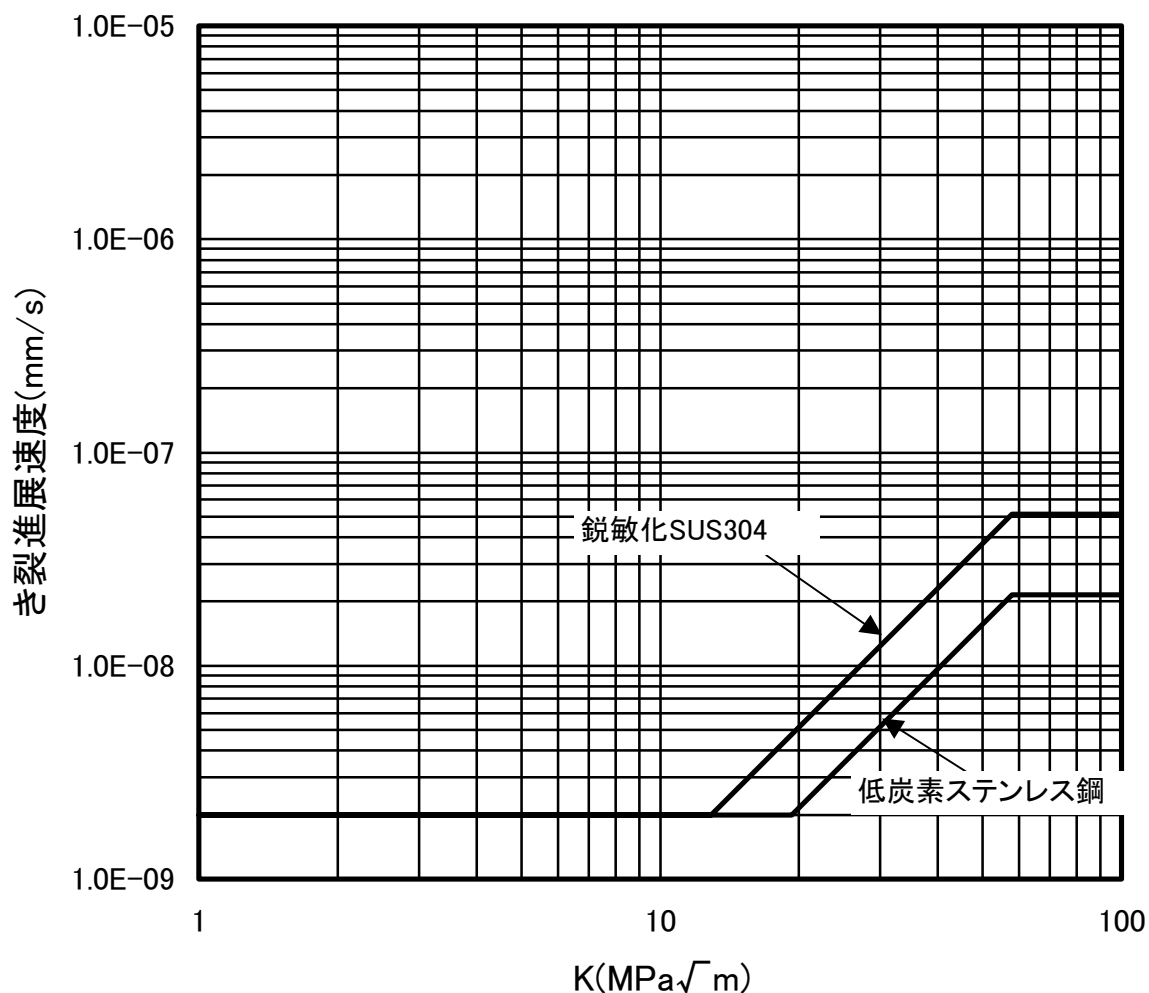
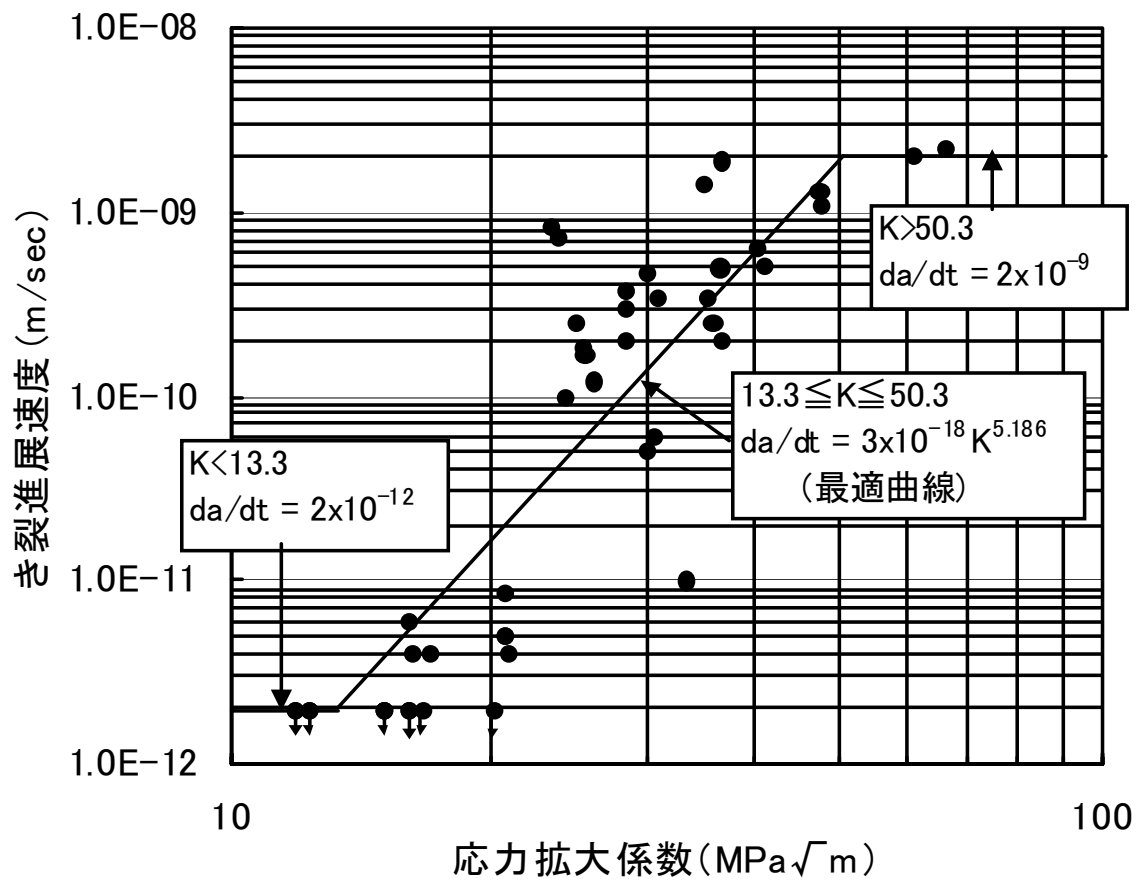


図 D-12 水素注入環境中における鋭敏化 SUS304 及び低炭素ステンレス鋼
の SCC 進展評価線図



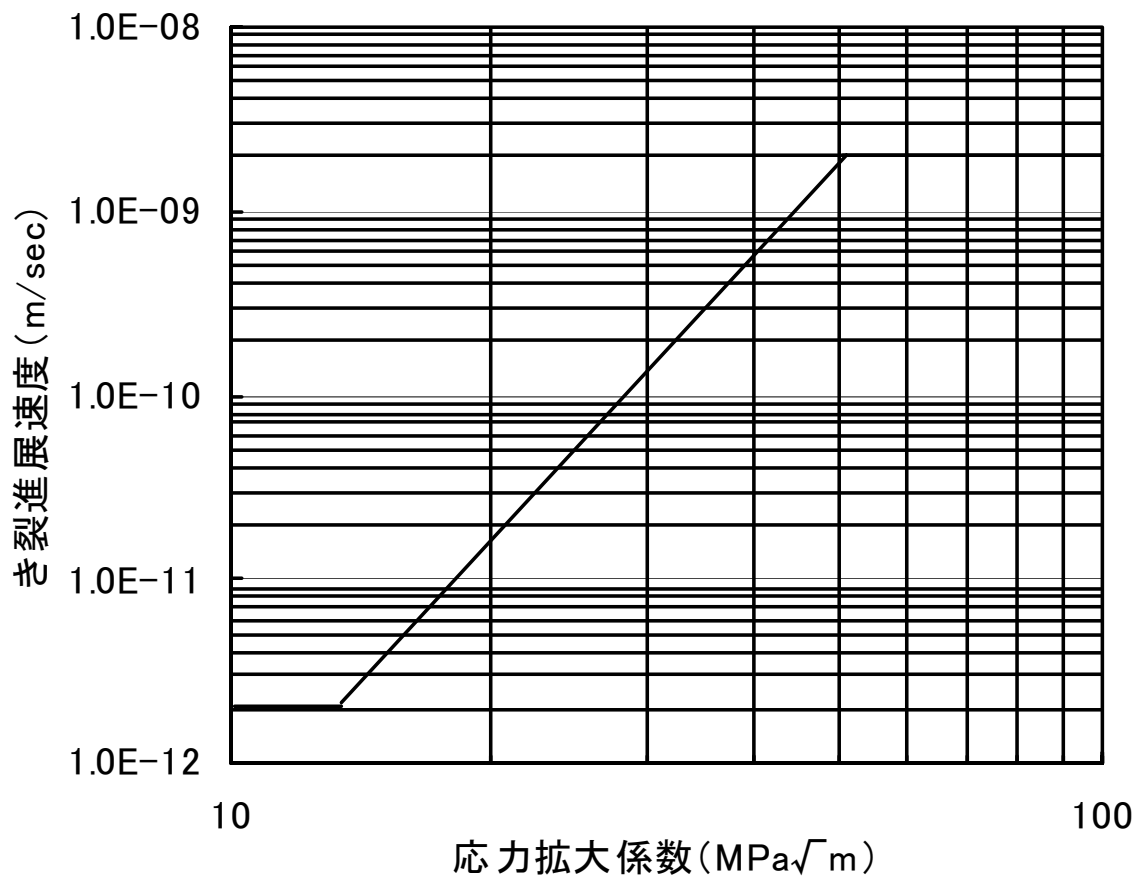
図D-13 BWR通常炉水環境中でのインコネル182
のSCCき裂進展速度

$$da/dt = 3 \times 10^{-18} K^{5.186} \quad (13.3 \leq K \leq 50.3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2 \times 10^{-9} \quad (K > 50.3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2 \times 10^{-12} \quad (K < 13.3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}})$$

単位: $da/dt(\text{m/sec})$ 、 $K(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})$



図D-14 BWR通常炉水環境中でのインコネル182の
SCCき裂進展速度

付録E シュラウドの割れに関するき裂進展評価

炉心シュラウド（ステンレス鋼，インコネル）に初期き裂を想定し，いくつかの前提条件を仮定してき裂進展評価を行った。

1. 評価方法

1. 1 評価モデル

炉心シュラウドの半径（R）と板厚(t)の比(R/t)は約 50 であるので，平板に模擬できる。ここでは，炉心シュラウドの H4，H7（胴側），H6a（胴側）継手を板厚 50.8 mm，H7 継手（シリンダ側）を板厚 70 mm，H6a 継手（リング側）を板厚 75.8 mm の平板にそれぞれモデル化した。（図 E-1）

また，H6a 継手（リング側）の評価については，円筒にモデル化した評価も行った。（図 E-2）

1. 2 想定初期き裂

以下の評価において，SCC 発生までの潜伏期間は無視して，初期からき裂が存在するとして保守側に想定した。

想定したき裂は深さ $50\text{ }\mu\text{m}$ の半楕円き裂（き裂アスペクト比 $a/l=0.1$ ）を平板の表面に想定した。（図 E-1）

なお，リング部の評価において，円筒にモデル化した場合には，円筒外周に深さ $500\text{ }\mu\text{m}$ 深さの全周き裂を想定した。（図 E-2）

1. 3 応力条件

当該部には，残留応力及び運転応力が作用している。周方向溶接部に垂直に作用する運転応力はほぼ 0 であるので，ここでは運転応力は 0 とした。

炉心シュラウド継手（H4（継手形状 2 種類），H7（リング有り，リング無し）及び H6a）の残留応力は付録 C の解析結果を用いた。

1. 3. 1 H4 周方向溶接部

H4 周方向溶接部は溶接継手形状が 2 種類（継手形状 1，継手形状 2）ある。これらの残留応力分布を図 E-3 及び図 E-4 に示す。継手形状 1 の場合，残留応力は，内表面で引張，外表面で圧縮応力となっているため，ここでは内表面から外表面への SCC 進展のみを考える。

一方，継手形状 2 の場合は残留応力は内外表面で引張り，板厚中央部で圧縮とな

っているので、内外両表面からの SCC 進展を考慮する。

1. 3. 2 H7 周方向溶接部

H7 についてはリングが有るタイプと無いタイプの 2 タイプがある。リングが有るタイプの評価部位の H7a はステンレス鋼の共材溶接部である。評価部位は胴側およびリング側とする。この残留応力分布を図 E-5 および図 E-6 に示す。リングが有るタイプの評価部位の H7b はステンレス鋼とインコネルの異材溶接部である。評価部位はシリンダ側（インコネル溶接金属）とする。この残留応力分布を図 E-7 に示す。

一方、リングが無いタイプの H7 周方向継手はステンレス鋼とインコネルの異材溶接部である。評価部位は、インコネル溶接金属のシリンダ側との境界部、インコネル溶接金属の中央部、及びステンレス鋼側溶接熱影響部である。これらの残留応力分布を図 E-8、図 E-9 及び図 E-10 に示す。

リングが有るタイプのリング部以外の残留応力はともに、内表面で引張、外表面で圧縮（あるいはほぼ 0）の応力となっているため、ここでは内表面から外表面への SCC 進展のみを考える。また、リングがあるタイプのリング部においては、実機で割れが確認された内表面からの SCC 進展を考える。

1. 3. 3 H6a 周方向溶接部

H6a の胴側及びリング側の残留応力分布を図 E-11 及び図 E-12 に示す。H6a の胴側の残留応力は内表面で引張り、外表面で圧縮となっているので内表面から SCC 進展を考慮する。

H6a リング側の残留応力は、胴板厚を基準にすると、外表面が引張りで、板厚中央部及び内表面側が圧縮となっており、外表面側からの SCC 進展を考慮する。

1. 4 応力拡大係数

平板の表面き裂の応力拡大係数（K）の表示式としては、Wang¹⁾ の影響関数法に基づく下式を用いた。

$$K = \left(\sum_{n=1}^4 S_n S_{in} \right) \sqrt{\pi a} \quad (1)$$

ここで、 S_n はき裂面位置に深さ方向に n 次の応力分布 ($\sigma(x) = (x/a)^n$) が作用する場合の無次元化応力拡大係数である。 S_{in} はき裂面に垂直に作用する応力を多項式分解したときの n 次の値である。

なお、 $n=0$ は一様引張り応力が、 $n=1$ は曲げ応力が作用する場合であり、式(1)で計算される応力拡大係数はRaju-Newmanの解²⁾ にほぼ等しいことを確認している。

一方、リング部を円筒にモデル化し、外周全周にき裂を想定した場合の応力拡大係数は影響関数法に基づいたAPI-579³⁾ の下記 4 次の応力分布に対する下式を用いた。

$$K_I = [G_0 \sigma_0 + G_1 \sigma_1(a/t) + G_2 \sigma_2(a/t)^2 + G_3 \sigma_3(a/t)^3 + G_4 \sigma_4(a/t)^4] \sqrt{\pi a} \quad (2)$$

$G_0 \sim G_4$: 影響係数

a : き裂深さ

t : 板厚

ここで、 $\sigma_0 \sim \sigma_4$ は下記 4 次応力分布の i 次の応力成分である。

$$\sigma(X) = \sigma_0 + \sigma_1 \left(\frac{X}{t}\right) + \sigma_2 \left(\frac{X}{t}\right)^2 + \sigma_3 \left(\frac{X}{t}\right)^3 + \sigma_4 \left(\frac{X}{t}\right)^4 \quad (3)$$

X : 外表面からの板厚方向距離

1. 5 SCC 進展速度

炉心シュラウドのステンレス鋼の SCC 進展評価の速度式として付録Dで検討した、鋭敏化 SUS304 及び低炭素ステンレス鋼 (SUS304L, SUS316L, 316NG) の低照射領域及び高照射領域のき裂進展速度線図から下記 1.5.1, 1.5.2 項に示す進展速度式を適用した。

一方、インコネル溶接部の SCC 進展評価の速度式として、シュラウドサポート評価に用いた下記 1.5.3 項に示す SCC 進展速度線図を適用した。

1. 5. 1 低照射量領域 (中性子照射量 $< 5 \times 10^{24} \text{n/m}^2$)

(1) 通常炉内水質環境中 (導電率 $< 0.2 \mu \text{ S/cm}$, ECP $\geq 150 \text{mVSHE}$)

(i) 鋭敏化 SUS304

$$da/dt = 1.43 \times 10^{-10} K^{2.161} \quad (3.4 \leq K \leq 57.9) \quad (4)$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 3.4) \quad (5)$$

$$da/dt = 9.2 \times 10^{-7} \quad (K > 57.9) \quad (6)$$

(ii) 低炭素ステンレス鋼

$$da/dt = 3.33 \times 10^{-11} K^{2.161} \quad (6.7 \leq K \leq 57.9) \quad (7)$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 6.7) \quad (8)$$

$$da/dt = 2.1 \times 10^{-7} \quad (K > 57.9) \quad (9)$$

(単位 : da/dt (mm/s) , K (MPa $\sqrt{\text{m}}$))

以上，通常炉内水質環境中の SCC 進展評価線図を図 E-13 に示す。

(2) 水素注入環境中 (導電率 $< 0.2 \mu \text{ S/cm}$, $\text{ECP} \leq -200 \text{ mVSHE}$)

(i) 鋭敏化 SUS304

$$da/dt = 7.94 \times 10^{-12} K^{2.161} \quad (12.9 \leq K \leq 57.9) \quad (10)$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 12.9) \quad (11)$$

$$da/dt = 5.1 \times 10^{-8} \quad (K > 57.9) \quad (12)$$

(ii) 低炭素ステンレス鋼

$$da/dt = 3.33 \times 10^{-12} K^{2.161} \quad (19.3 \leq K \leq 57.9) \quad (13)$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 19.3) \quad (14)$$

$$da/dt = 2.1 \times 10^{-8} \quad (K > 57.9) \quad (15)$$

(単位 : da/dt (mm/s) , K ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$))

以上，水素注入環境中の SCC 進展評価線図を図 E-14 に示す。

1. 5. 2 高照射量領域 (中性子照射量 $\geq 5 \times 10^{24} \text{ n/m}^2$)

SUS304 及び低炭素ステンレス鋼⁴⁾

$$da/dt = 7.8 \times 10^{-2} n^{3.6} (CK^4)^n \quad (16)$$

ここに， a はき裂の深さ

n は，腐食電位，導電率，鋭敏化度及び中性子照射量をパラメータとするき裂先端電流密度変化に対する定数

C は，き裂先端ひずみ速度補正係数で以下の通りである。

(i) 中性子照射量が $1.4 \times 10^{23} \text{ n/m}^2$ 以下の場合

$$C = 4.1 \times 10^{-14} \quad (17)$$

(ii) 中性子照射量が $1.4 \times 10^{23} \text{ n/m}^2$ を超え， $3 \times 10^{25} \text{ n/m}^2$ 以下の場合

$$C = 1.14 \times 10^{-13} \ln(\text{中性子照射量}) - 4.98 \times 10^{-12} \quad (18)$$

(iii) 中性子照射量が $3 \times 10^{25} \text{ n/m}^2$ を超える場合

$$C = 6.59 \times 10^{-13} \quad (19)$$

(単位 : da/dt (mm/s) , K ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$))

1. 5. 3 インコネル 182 の SCC 進展速度式

$$da/dt = 3 \times 10^{-15} K^{5.186} \quad (13.3 \leq K \leq 50.3) \quad (20)$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 13.3) \quad (21)$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-6} \quad (K > 50.3) \quad (22)$$

(単位 : da/dt (mm/s) , K (MPa $\sqrt{m}$))

以上、インコネル 182 の SCC 進展評価線図を図 E-15 に示す。

なお、鋭敏化 SUS304 及び低炭素ステンレス鋼の通常炉内水質環境中及び水素注入環境中の低 K 領域及び高 K 領域のデータは現在民間研究で取得中である。また、照射を考慮した SCC 進展データも現在国プロで取得予定である。従って、今後、新たなデータが取得された場合には本資料で検討した低照射領域及び高照射領域の進展速度式を適時に見直して行くこととする。

2. K 値分布の評価

2. 1 表面き裂の板厚方向の K 値分布

H4 継手(継手形状 1)では、内表面側から外表面側への K 値分布は、内表面から 17mm 程度の位置で最大 31MPa $\sqrt{m}$ 程度となる山型の分布を示している。板厚全体にわたり、 K 値は 0 にならない。(図 E-16)

H4 継手(継手形状 2)では、内表面側から外表面側へき裂が進展するとした場合の K 値は、内表面から 10mm 程度の位置で最大 28 MPa $\sqrt{m}$ 程度となる山型の分布を示している。内表面から板厚方向 25mm の位置で K 値は 0 となる。(図 E-17(1))

一方、外表面側から内表面側へき裂が進展するとした場合の K 値は最大 9MPa $\sqrt{m}$ で、内表面から板厚方向 18 mm 深さで K 値は 0 となる。(図 E-17(2))

H7 継手(リング有り H7a 胴側)では、内表面側から外表面側への K 値分布は、内表面から 12mm 程度の位置で最大 33MPa $\sqrt{m}$ 程度となる山型の分布を示している。板厚全体にわたって K 値は 0 にならない。(図 E-18)

H7 継手(リング有り H7b シリンダ側)では、内表面側から外表面側への K 値分布は、内表面から 19mm 程度の位置で最大 24MPa $\sqrt{m}$ 程度となる山型の分布を示している。板厚全体にわたって K 値は 0 にならない。(図 E-19)

H7 継手(リング無し溶接部シリンダ側)では内表面から 8mm 程度の位置で 18MPa $\sqrt{m}$ 程度となる分布を示している。(図 E-20)

H7 継手(リング無し溶接部中央部)では内表面から 30mm 程度の位置で最大 30MPa $\sqrt{m}$ 程度となる山形の分布を示している。(図 E-21)

H7 継手(リング無し溶接部ステンレス側溶接熱影響部)では内表面から約 20mm 程度の位置で最大 28MPa $\sqrt{m}$ 程度となる山形の分布を示している。(図 E-22)

H6a 継手胴側では内表面側から外表面側へき裂が進展するとした場合の K 値は、内表面から 14mm 程度の位置で最大 41MPa $\sqrt{m}$ 程度となり、外表面側で K=21MPa $\sqrt{m}$ の分布を示している。(図 E-23)

H6a 継手リング側では外表面側から内表面側へき裂が進展するとした場合の K 値は、外表面から 8mm 程度の位置で最大 27MPa $\sqrt{m}$ 程度となる山形の分布を示している。外表面から板厚方向 23mm の位置で K 値は 0 となる。(図 E-24)

2. 2 円筒モデルの全周き裂の板厚方向の K 値分布

H6a リング部において、深さ 500 μm の全周き裂が進展するとした場合の K 値は外表面から 9mm 程度の位置で K 値が最大 49MPa $\sqrt{m}$ 程度となる山形の分布を示している。外表面から板厚方向約 28mm の位置で K 値は 0 となる。(図 E-25)

H7 継手(リング有りリング側)では、内表面側から外表面側への K 値分布は、内表面から徐々に増加し 20mm 程度の位置で最大 63MPa $\sqrt{m}$ 程度となり、さらに深くなるにつれ徐々に低下するが、外表面付近で再び増加する分布を示している。板厚全体にわたって K 値は 0 にならない。(図 E-26)

3. SCC き裂進展量の時間依存性の評価

3. 1 表面き裂を有する平板モデル

計算は、初期き裂が内表面あるいは外表面から板厚方向へ進展した場合で行った。SCC 進展速度式は、1.5.1 項及び 1.5.3 項の式を用いる。ただし、IASCC を考慮する必要があると考えられる H4 継手については、照射を考慮した 1.5.2 項の式を用いて評価を行った。また、初期き裂が、低 K 値領域で仮定した一定の SCC 進展速度 ($da/dt=2.0 \times 10^{-9}$) で進展する場合は、そのき裂がアスペクト比 $a/l=0.1$ で進展すると仮定した。

H4 継手(継手形状 1)では、内表面からき裂が板厚方向に進展を開始した場合、通常炉内水質環境中 (NWC) では、低炭素ステンレス鋼で 38 年程度で板厚の 50% まで進展することが示された。また、水素注入 (HWC) により大幅に進展が抑制されることが示された。(図 E-27(1))

照射を考慮した場合の H4 継手(継手形状 1)では、内表面からき裂が板厚方向に進展を開始した場合、通常炉内水質環境中 (NWC) では、低炭素ステンレス鋼で 33 年程

度で板厚の 50%まで進展することが示された。また、水素注入（HWC）により大幅に進展が抑制されている。（図 E-27(2)）

H4 継手(継手形状 2)では、内表面からき裂が板厚方向に進展を開始した場合、通常炉内水質環境中（NWC）の低炭素ステンレス鋼では運転時間約 10 年からき裂進展が大幅に増加開始し、約 40 年以降緩やかに停留する傾向にある。外表面から板厚方向の進展は小さい。運転時間 60 年とした場合では、内表面及び外表面からの進展深さの和は板厚の 50%程度である。（図 E-28(1)）

また、水素注入（HWC）環境中では、き裂の大幅な進展が無く、進展が抑制されていることが示された。（図 E-28(2)）

照射を考慮した場合の H4 継手(継手形状 2)では、内表面からき裂が板厚方向に進展を開始した場合、通常炉内水質環境中（NWC）の低炭素ステンレス鋼では運転時間約 15 年からき裂進展が大幅に増加し、約 25 年以降緩やかに停留する傾向にある。外表面から板厚方向の進展は小さい。運転時間 60 年とした場合内外面からの進展深さの和は板厚の約 50 %である。（図 E-28(3)）

水素注入（HWC）環境中では、内表面からき裂が板厚方向に進展を開始した場合、大幅にき裂進展量が増加を開始するのは運転時間が 30 年以降となり、進展が抑制されることが示された。（図 E-28(4)）

H7 継手（リング有り H7a 胴側）では、内表面からき裂が板厚方向に進展を開始した場合、通常炉内水質環境中（NWC）では、低炭素ステンレス鋼で 23 年程度で板厚の 50%まで進展することが示された。また、水素注入（HWC）により大幅に進展が抑制されることが示された。（図 E-29）

H7 継手(リング有りシリンダ側：インコネル溶接部)では、内表面からき裂が板厚方向に進展を開始した場合、通常炉内水質環境中（NWC）では、60 年程度経過後で板厚の約 5%程度しか進展しないことが示された。（図 E-30）

H7 継手(リング無し溶接部シリンダ側)、及び H7 継手(リング無し溶接部中央部)では、内表面からき裂が板厚方向に進展を開始した場合、60 年経過後で板厚の 8%程度しか進展せず、大幅な進展はしないことが示された。（図 E-31、図 E-32）

H7 継手(リング無しステンレス側溶接熱影響部)では運転時間約 20 年でき裂進展が大幅な増加を示し、約 38 年で板厚の 50%まで進展することが示された。（図 E-33）

H6 継手(H6a 胴側)では内表面からき裂が板厚方向に進展を開始した場合、25 年程度で板厚の 50%程度の進展となることが示された。また、水素注入(HWC)により大幅に進展が抑制されることが示された。（図 E-34）

H6 継手(H6a リング側)では外表面からき裂が板厚方向に進展を開始した場合、通

常炉内水質環境中（NWC）では、低炭素ステンレス鋼で運転時間約 15 年から大幅に進展量が増加し、約 40 年以降緩やかに停留する傾向にある。また、水素注入(HWC)により大幅に進展が抑制されることが示された。(図 E-35)

3. 2 全周き裂を有する円筒モデル

H6 継手 (H6a リング側) では、外表面からき裂が板厚方向に進展を開始した場合、通常炉内水質環境中（NWC）では、低炭素ステンレス鋼は約 5 年程度で大幅にき裂進展量が増加し、20 年程度以降緩やかに停留傾向になることが示された。また、水素注入（HWC）により大幅に進展が抑制されることが示された。(図 E-36)

H7 継手 (リング有りリング側) では、内表面からき裂が板厚方向に進展を開始した場合、通常炉内水質環境中（NWC）では、低炭素ステンレス鋼は約 7 年程度でき裂進展量が増加し、その後も緩やかに進展することが示された。また、水素注入（HWC）により大幅に進展が抑制されることが示された。(図 E-37)

(参考文献)

- 1)G.S.Wang“Weight Function Estimation of SIF for Mode I Part-Elliptical Crack under Arbitrary Load,” Engineering Fracture Mechanics Vol.41, No.5, pp.659-684,(1992).
- 2)I.S.Raju and J.C.Newman Jr., NASA Technical Paper 1578(1979).
- 3)API Recommended Practice 579 First Edition,AppendixC,Jan.2000.
- 4)発電設備技術検査協会,「プラント長寿命化技術開発調査報告書」(昭和 60 年度～平成 8 年度)。

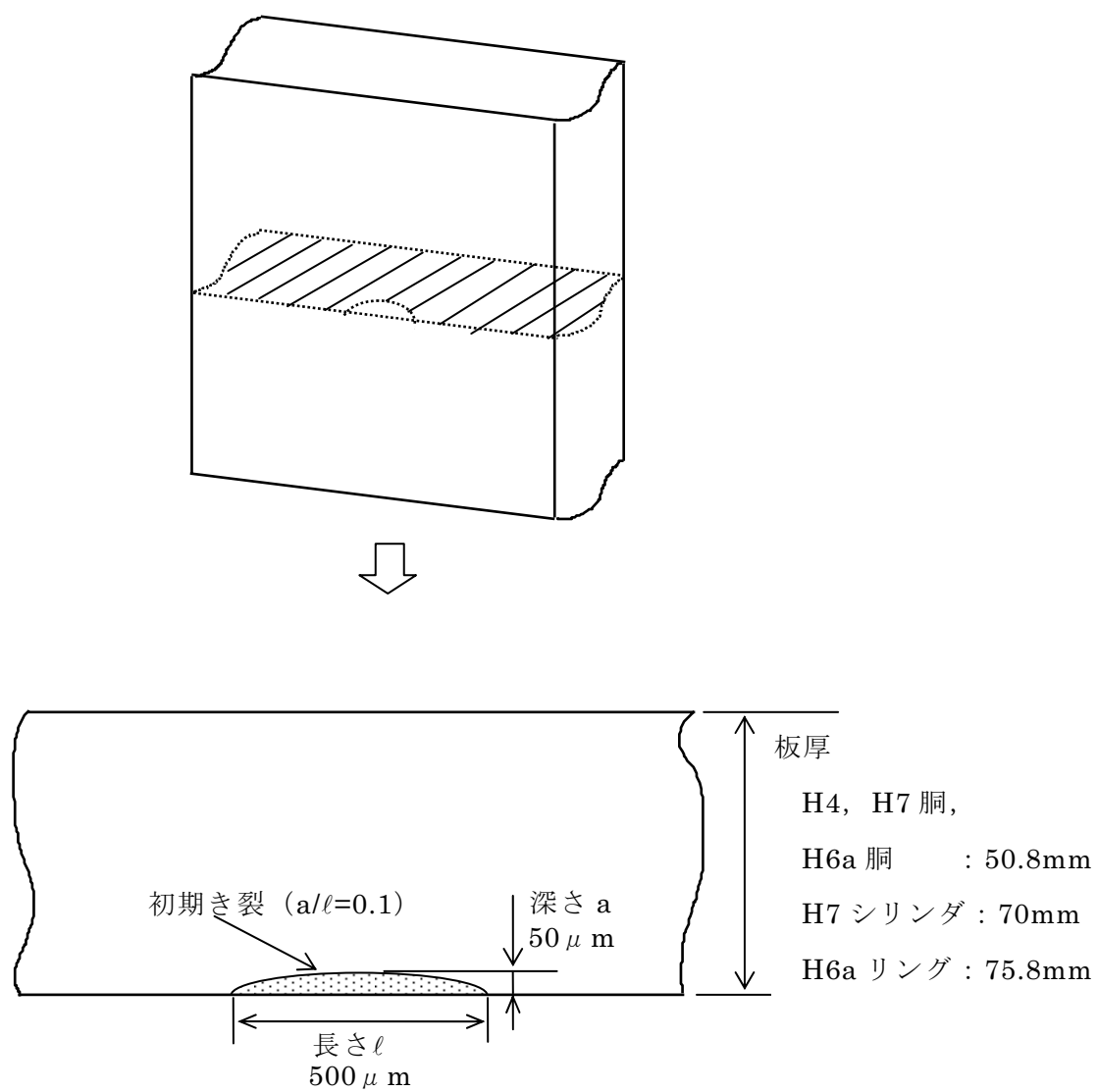
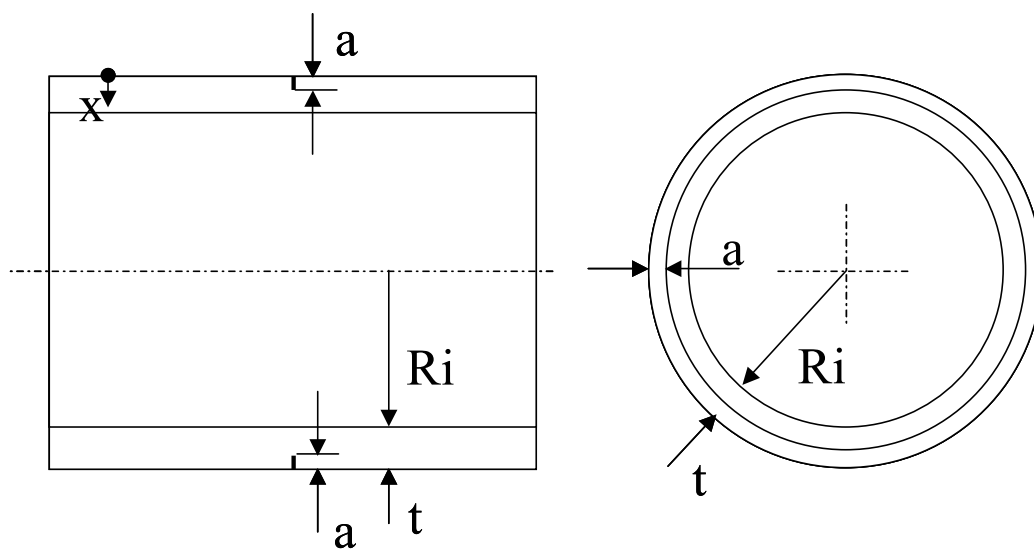


図 E-1 当該部のモデル化
(平板の表面き裂モデル)



H6a リング :

R_i = 円筒の内半径 (2554.6mm)

t = 円筒の板厚 (75.8mm)

a = 外周全周き裂の深さ (500 μ m)

図 E-2 円筒の外表面全周き裂モデル

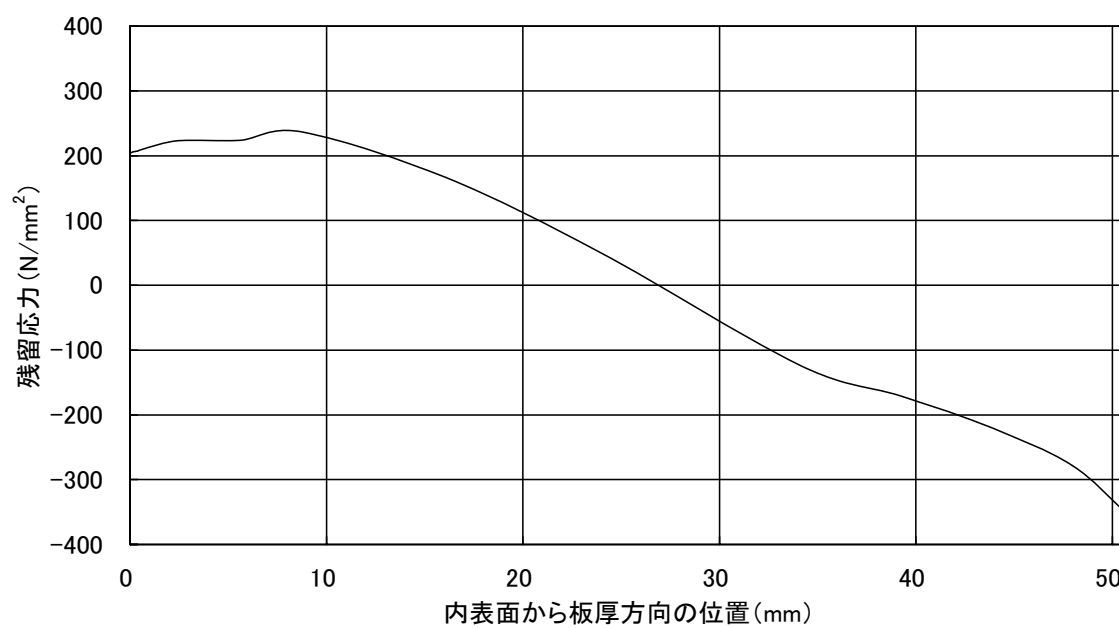


図 E-3 シュラウドの板厚方向残留応力分布（H4：継手形状 1）

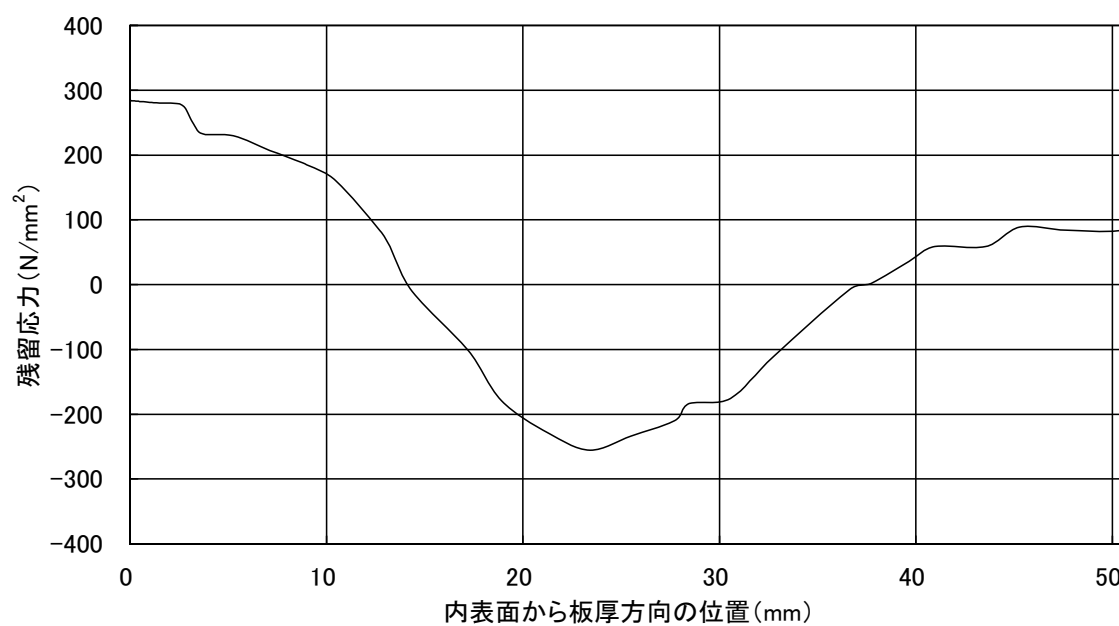


図 E-4 シュラウドの板厚方向残留応力分布（H4：継手形状 2）

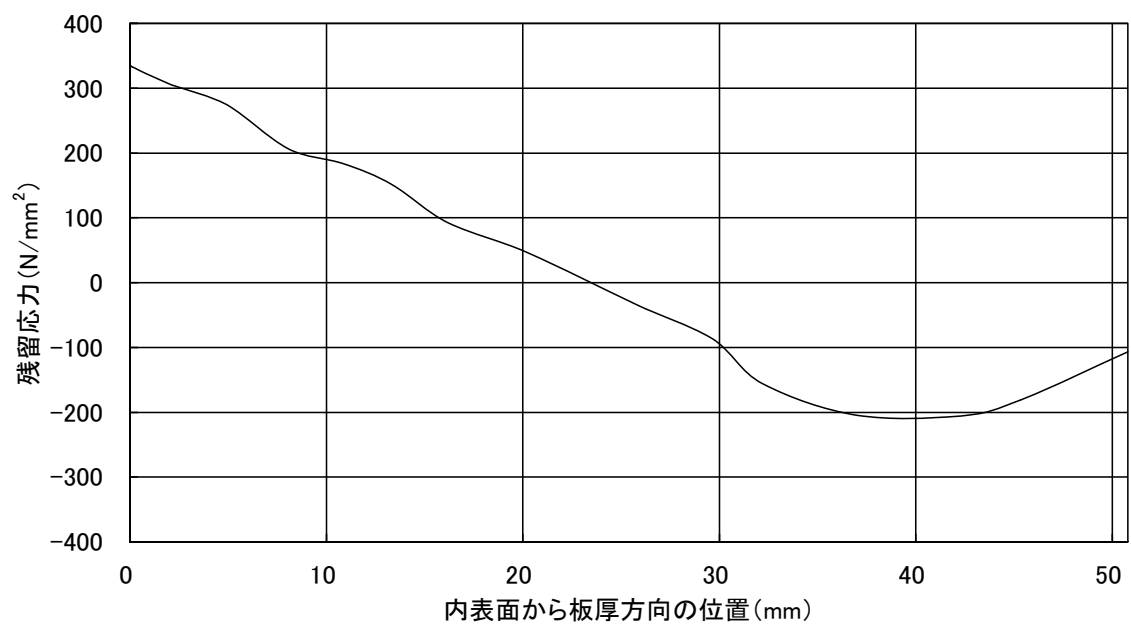


図 E-5 シュラウドの板厚方向残留応力分布（リング有り：H7a 胴側）

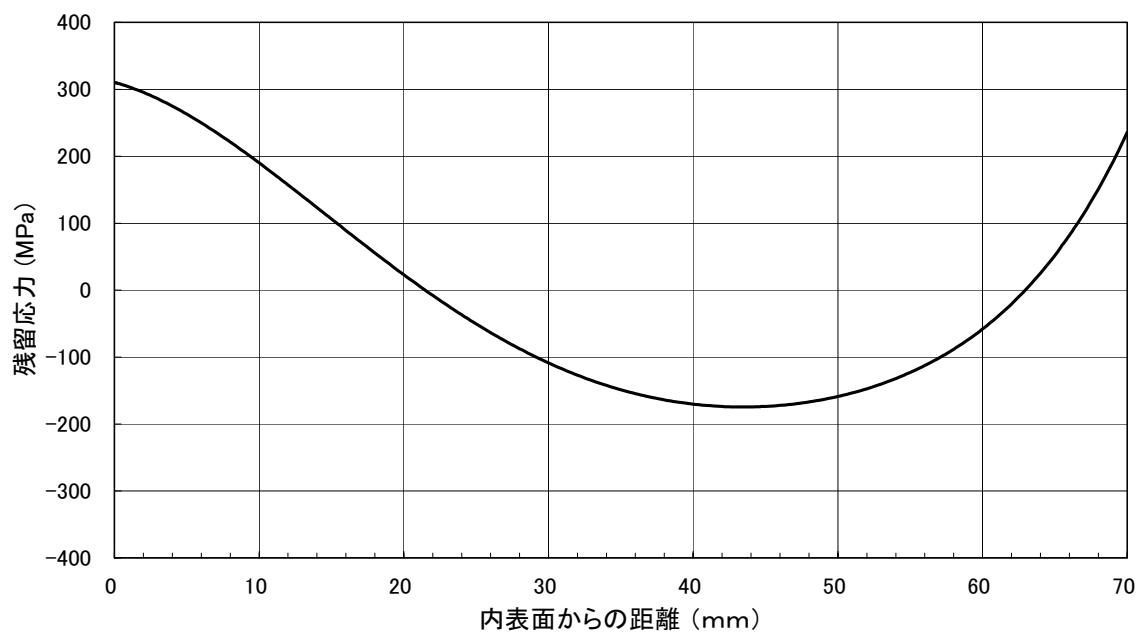


図 E-6 シュラウドの板厚方向残留応力分布（リング有り：H7a リング側）

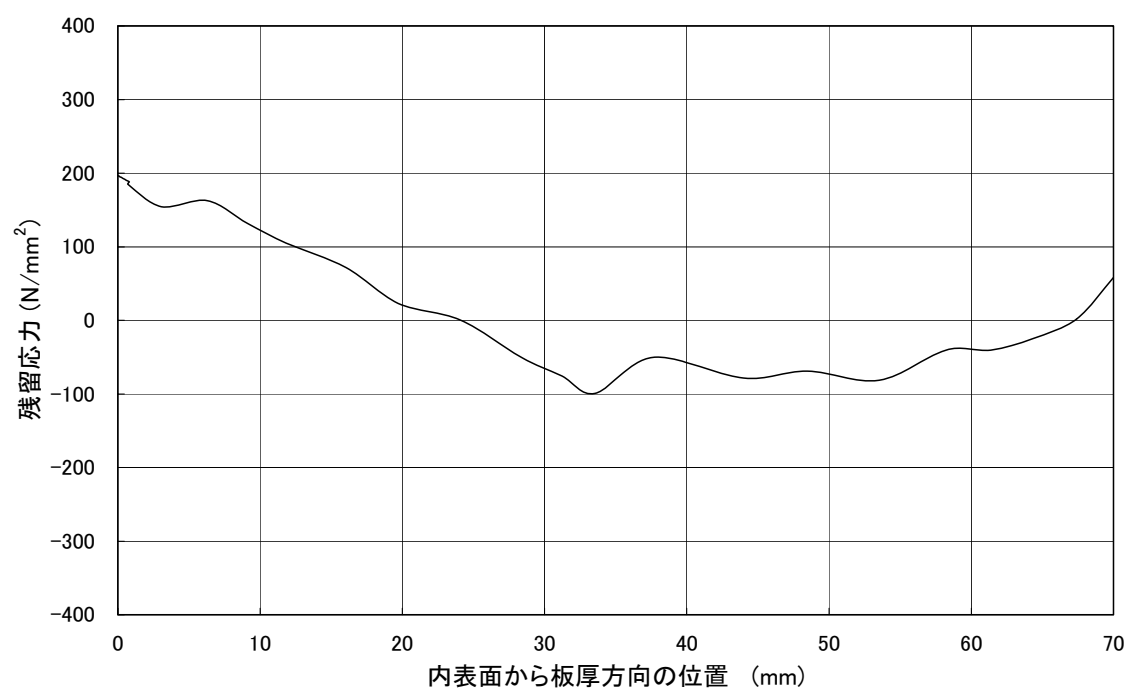


図 E-7 シュラウドの板厚方向残留応力分布（リング有り：H7b シリンダ側）

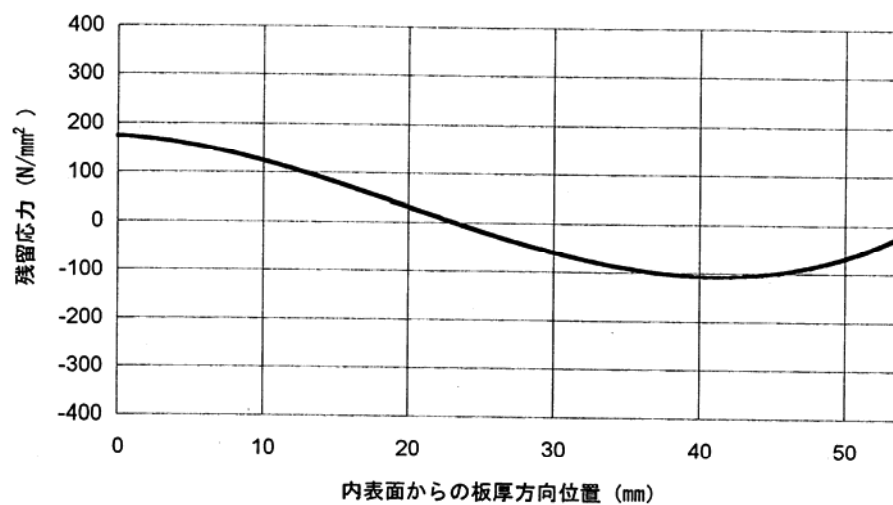


図 E-8 シュラウドの板厚方向残留応力分布 H7
(リング無し：インコネル溶接部シリンダ側断面 1)

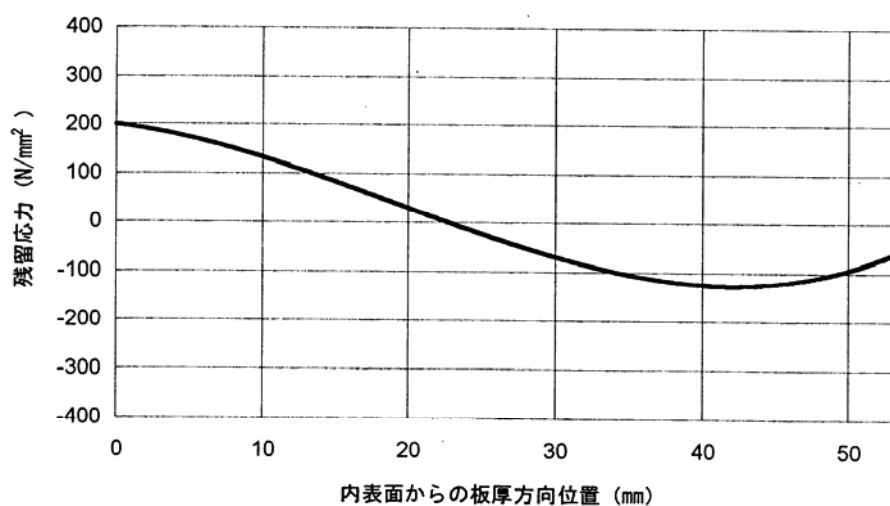


図 E-9 シュラウドの板厚方向残留応力分布 H7
(リング無し：インコネル溶接部中央断面 2)

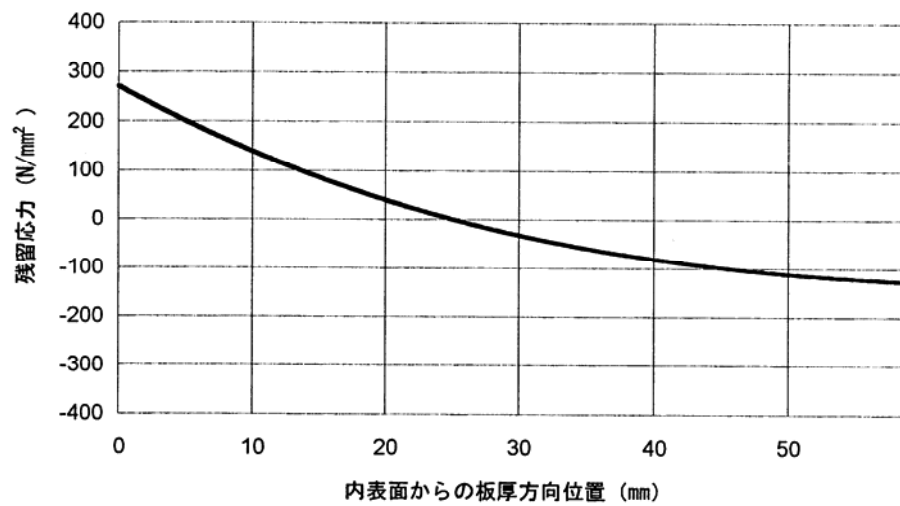


図 E-10 シュラウドの板厚方向残留応力分布 H7
(リング無し：インコネル溶接部ステンレス側熱影響部断面 3)

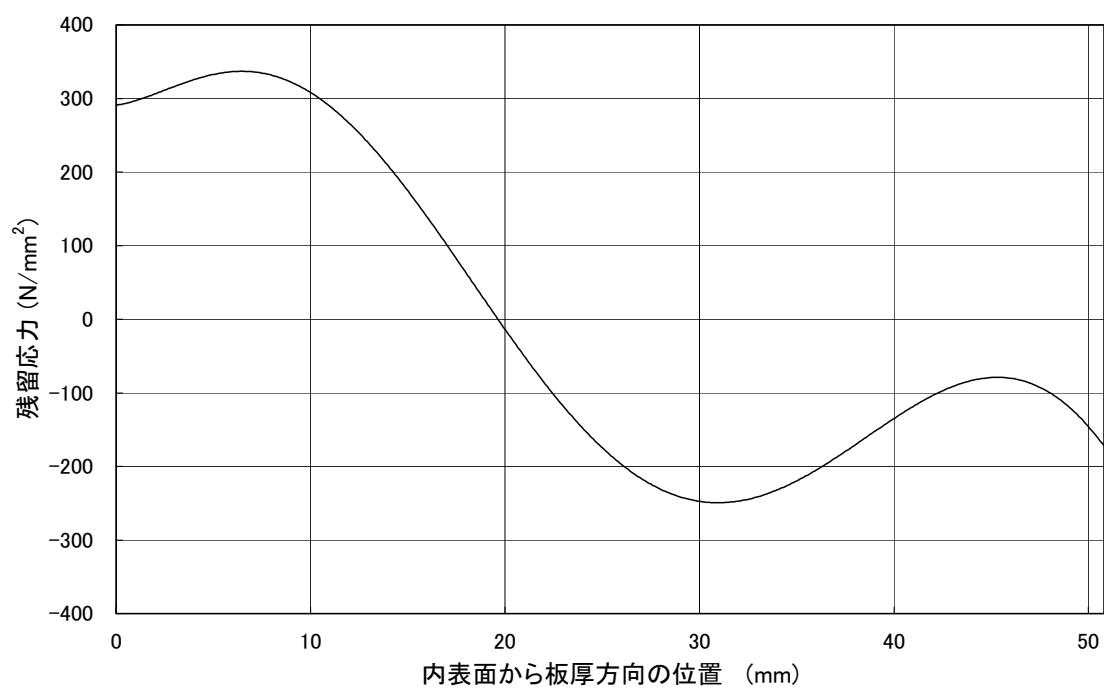


図 E-11 シュラウドの板厚方向残留応力分布（H6a：胴側）

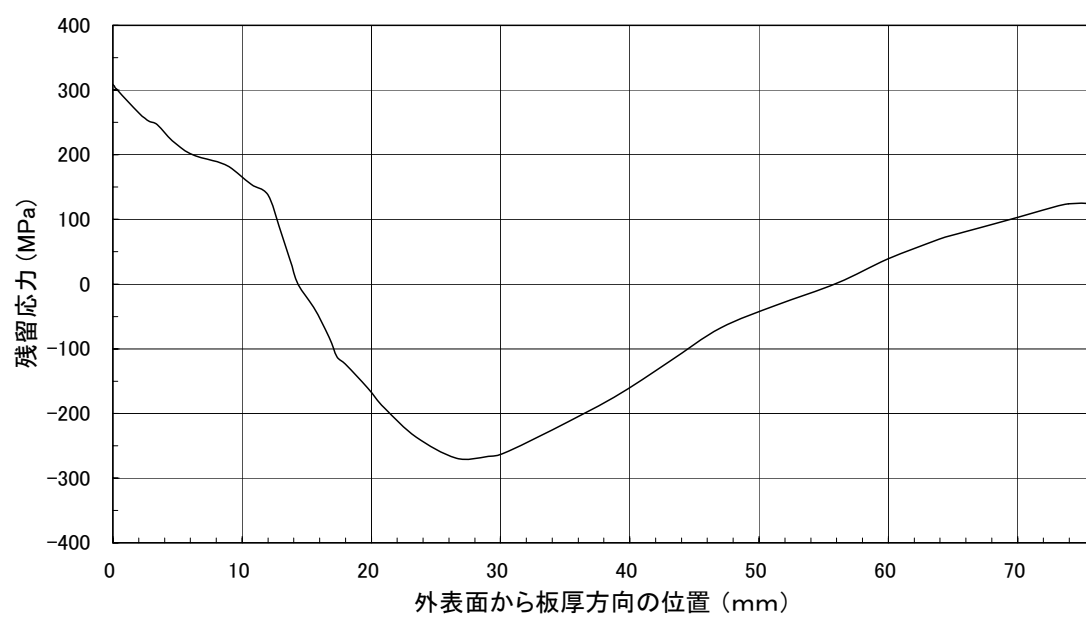


図 E-12 シュラウドの板厚方向残留応力分布（H6a：リング側）

通常炉内水質環境中(導電率 $<0.2\mu\text{S}/\text{cm}$ 、 $\text{ECP}\geq 150\text{mVSHE}$)の
SCC進展評価線図

(1) 鋭敏化SUS304

$$da/dt = 1.43 \times 10^{-10} K^{2.161} \quad (3.4 \leq K \leq 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 3.4 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 9.2 \times 10^{-7} \quad (K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

(2) 低炭素ステンレス鋼

$$da/dt = 3.33 \times 10^{-11} K^{2.161} \quad (6.7 \leq K \leq 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 6.7 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.1 \times 10^{-7} \quad (K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

単位: $da/dt(\text{mm}/\text{s})$ 、 $K(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})$

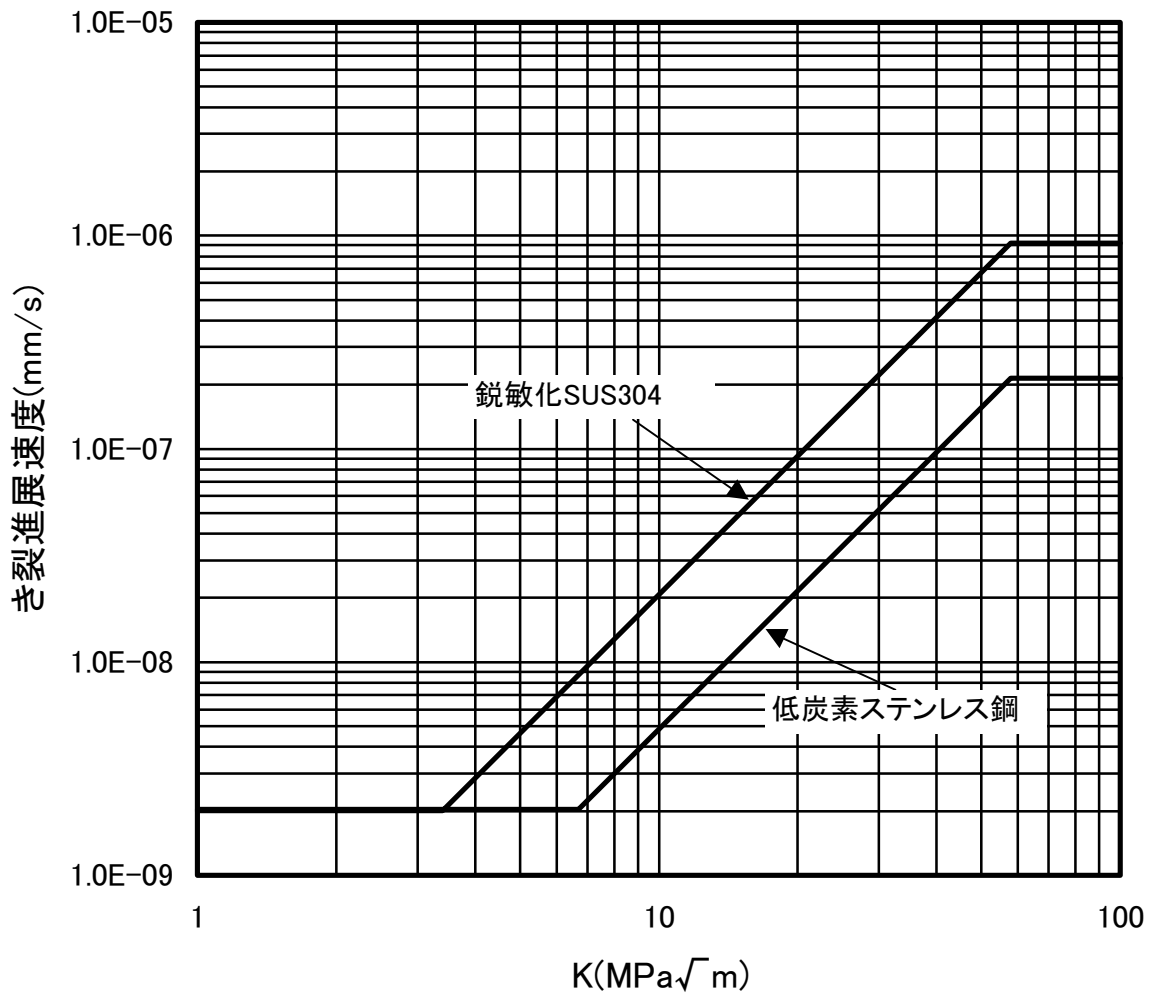


図 E-13 オーステナイト系ステンレス鋼の通常炉内水質環境中の
SCC 進展評価線図

水素注入環境中(導電率 $<0.2\mu\text{S}/\text{cm}$ 、 $\text{ECP}\leq-200\text{mVSHE}$)の
SCC進展評価線図

(1) 鋭敏化SUS304

$$da/dt = 7.94 \times 10^{-12} K^{2.161} \quad (12.9 \leq K \leq 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 12.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 5.1 \times 10^{-8} \quad (K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

(2) 低炭素ステンレス鋼

$$da/dt = 3.33 \times 10^{-12} K^{2.161} \quad (19.3 \leq K \leq 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 19.3 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.1 \times 10^{-8} \quad (K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

単位: da/dt (mm/s)、 K ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)

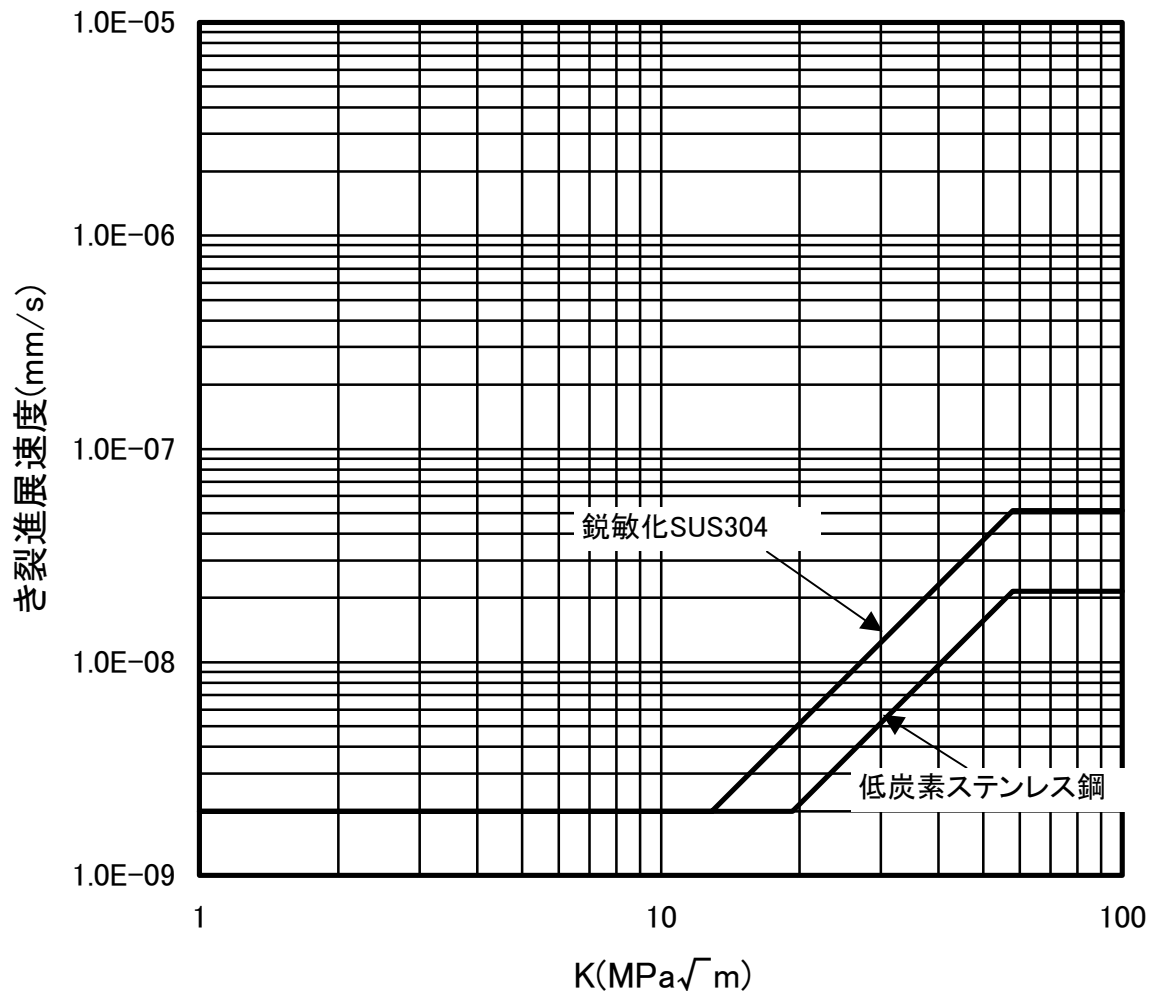


図 E-14 オーステナイト系ステンレス鋼の水素注入環境中の
SCC 進展評価線図

インコネル182の通常炉内水質環境中SCC進展評価線図

$$\begin{aligned} da/dt &= 3.0 \times 10^{-15} K^{5.186} & (13.3 \leq K \leq 50.3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}) \\ da/dt &= 2.0 \times 10^{-9} & (K < 13.3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}) \\ da/dt &= 2.0 \times 10^{-6} & (K > 50.3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}) \end{aligned}$$

単位: da/dt (mm/s)、 K (MPa $\sqrt{\text{m}}$)

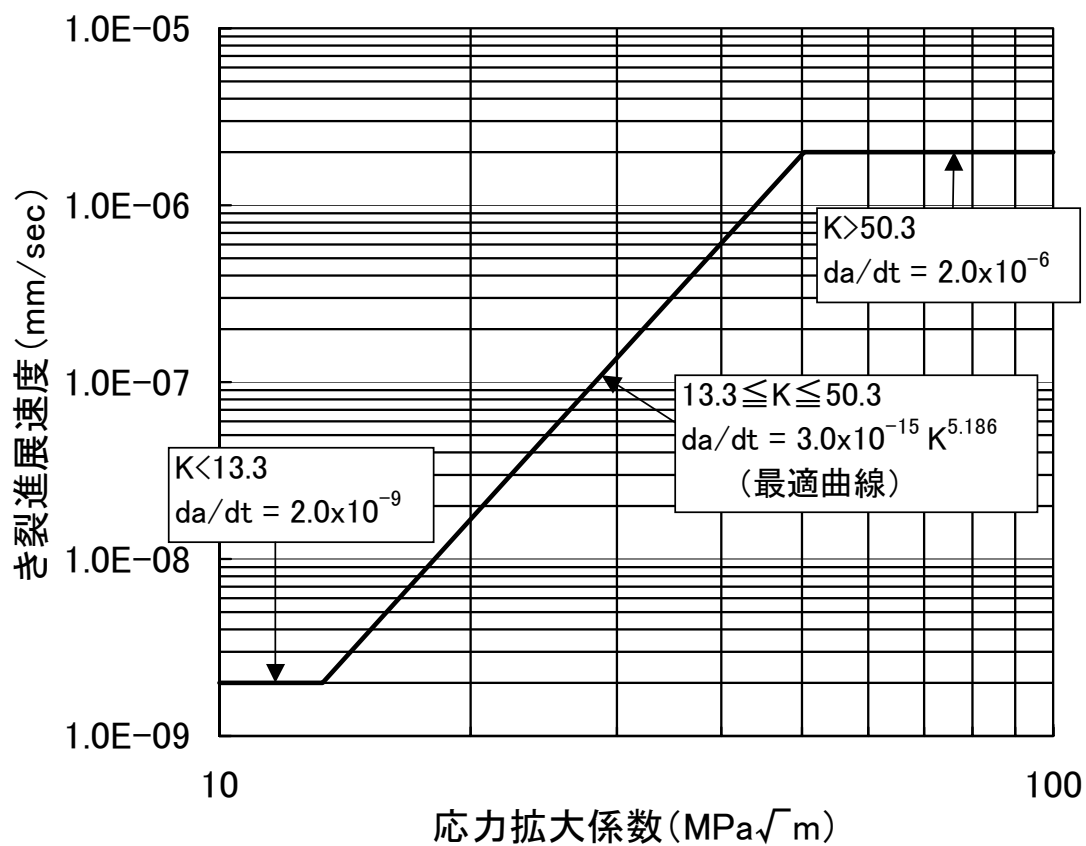


図 E-15 インコネル 182 の通常炉内水質環境中の SCC 進展評価線図

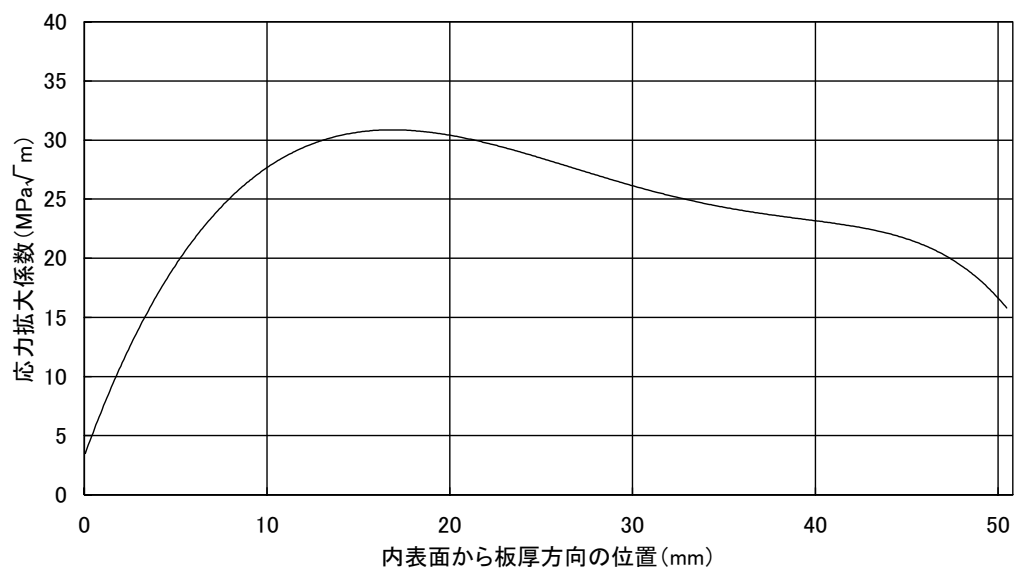
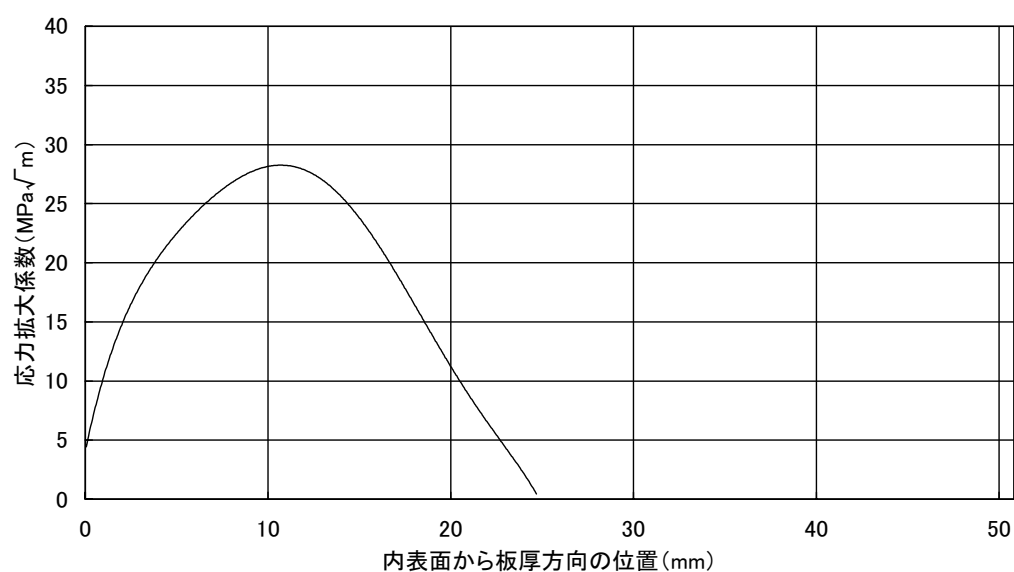
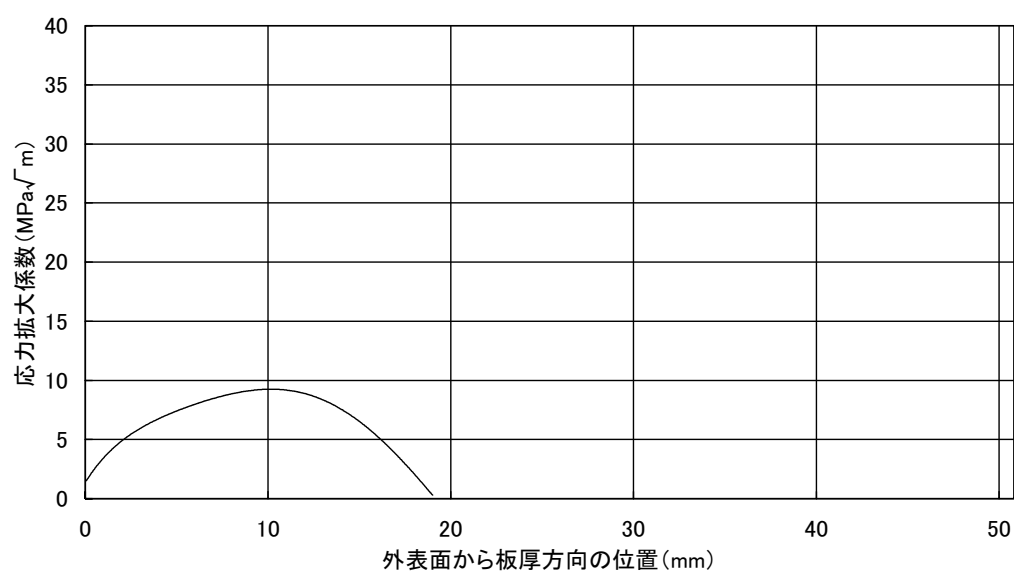


図 E-16 応力拡大係数分布 (H4 : 継手形状 1)



(1)内表面から板厚方向の K 値分布



(2)外表面から板厚方向の K 値分布

図 E-17 応力拡大係数分布 (H4 : 継手形状 2)

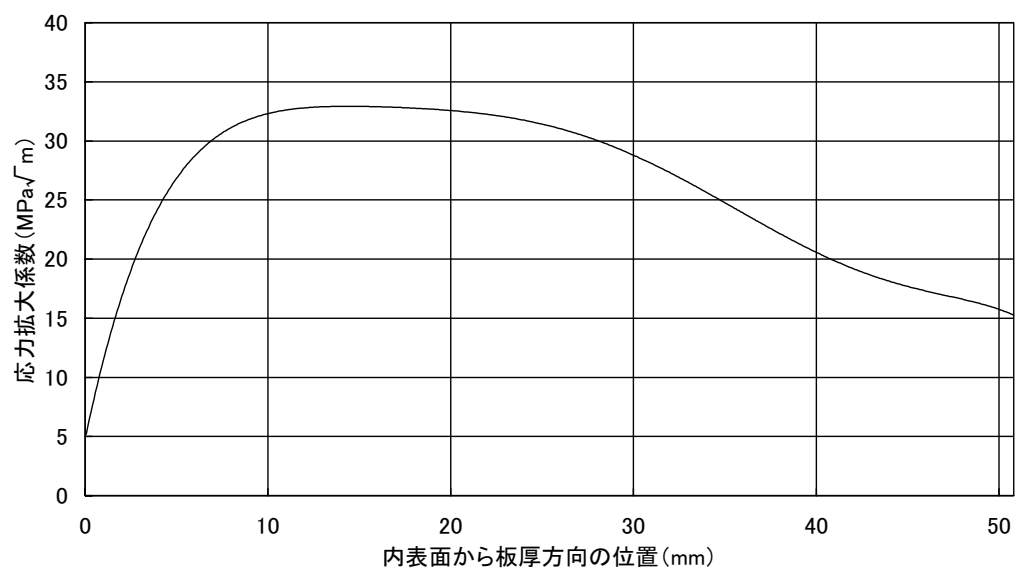


図 E-18 応力拡大係数分布(H7 リング有り, H7a 胴側)

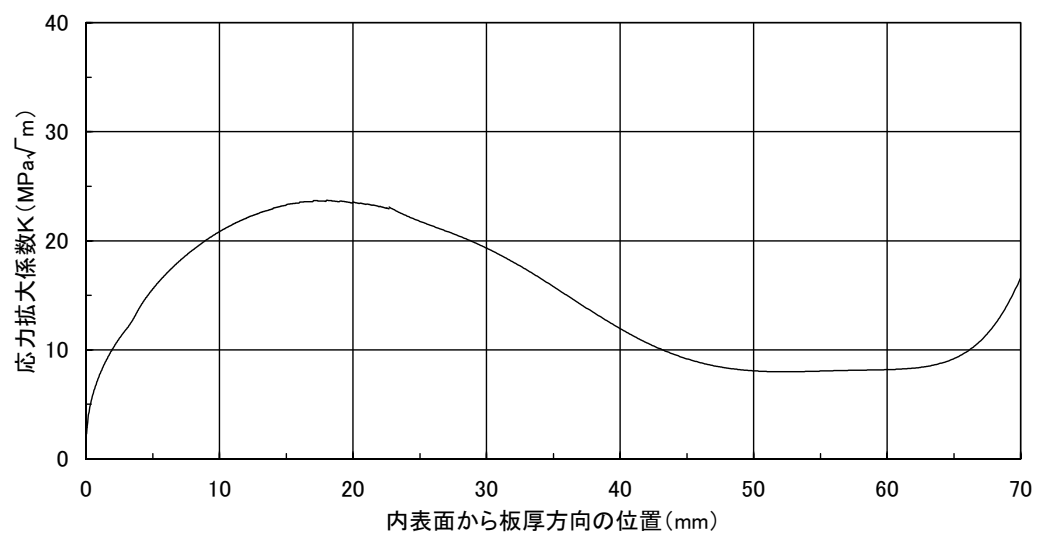


図 E-19 応力拡大係数分布(H7 リング有り, H7b シリンダ側)

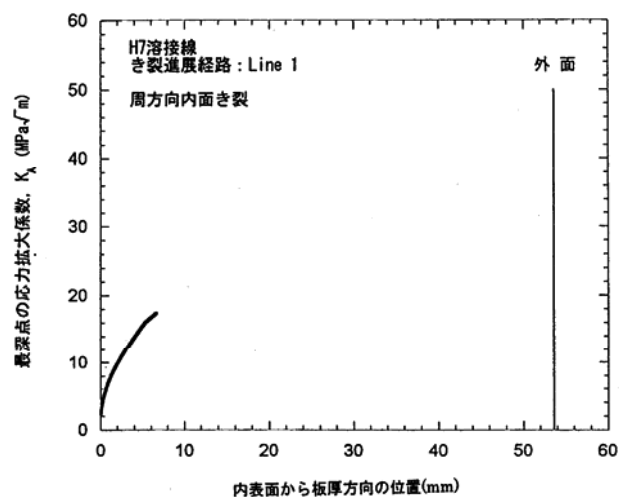


図 E-20 応力拡大係数分布

(H7 リング無し，インコネル溶接部シリンダ側断面 1)

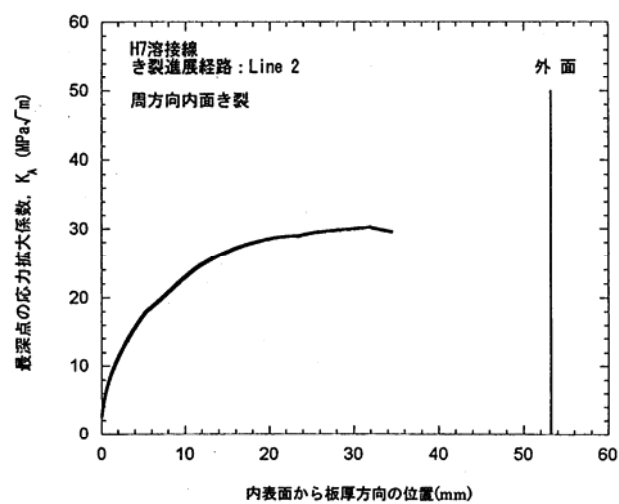


図 E-21 応力拡大係数分布

(H7 リング無し，インコネル溶接部中央断面 2)

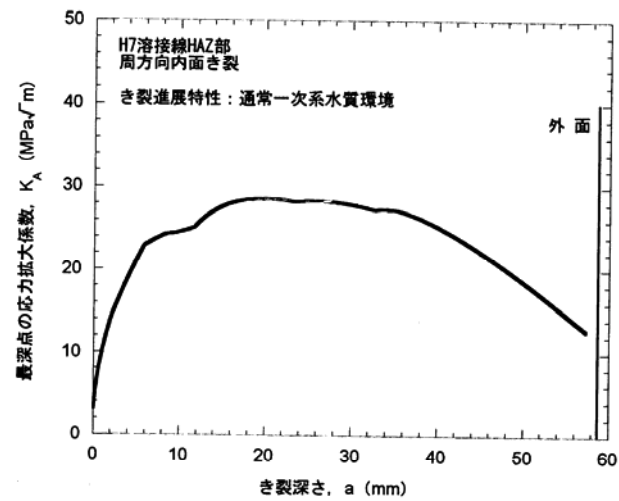


図 E-22 応力拡大係数分布 (H7 リング無し, インコネル溶接部ステンレス側溶接熱影響部断面 3)

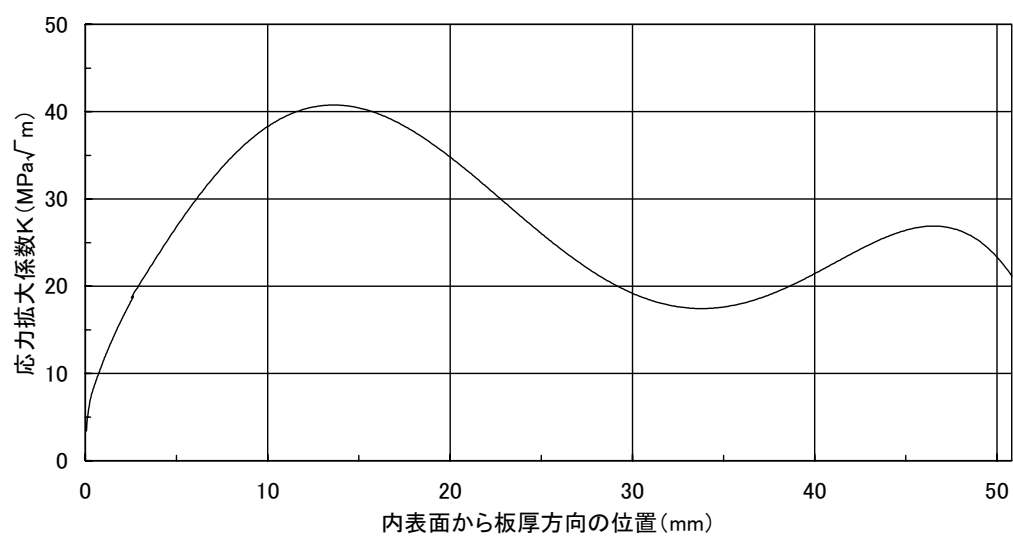


図 E-23 応力拡大係数分布 (H6a 胴側)

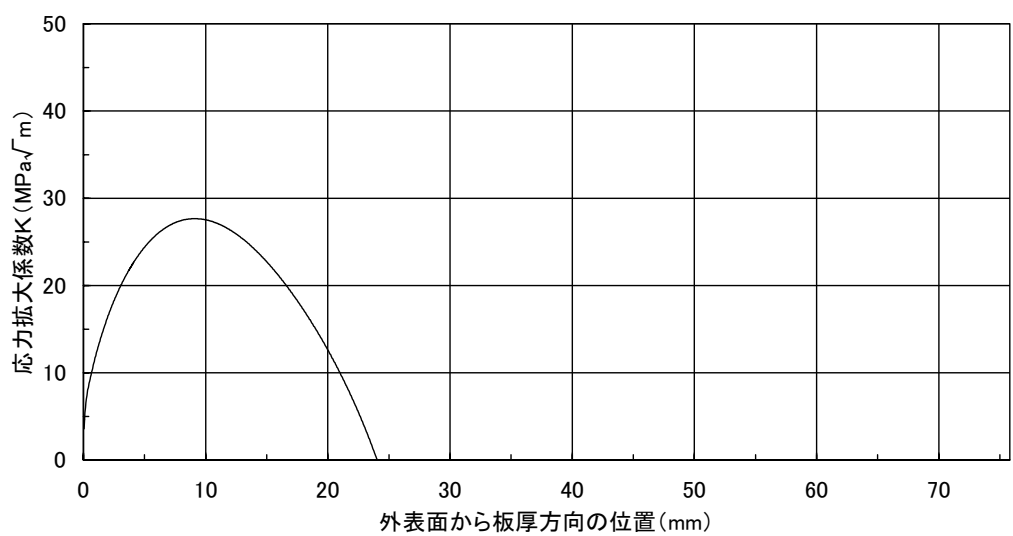


図 E-24 応力拡大係数分布 (H6a リング側)

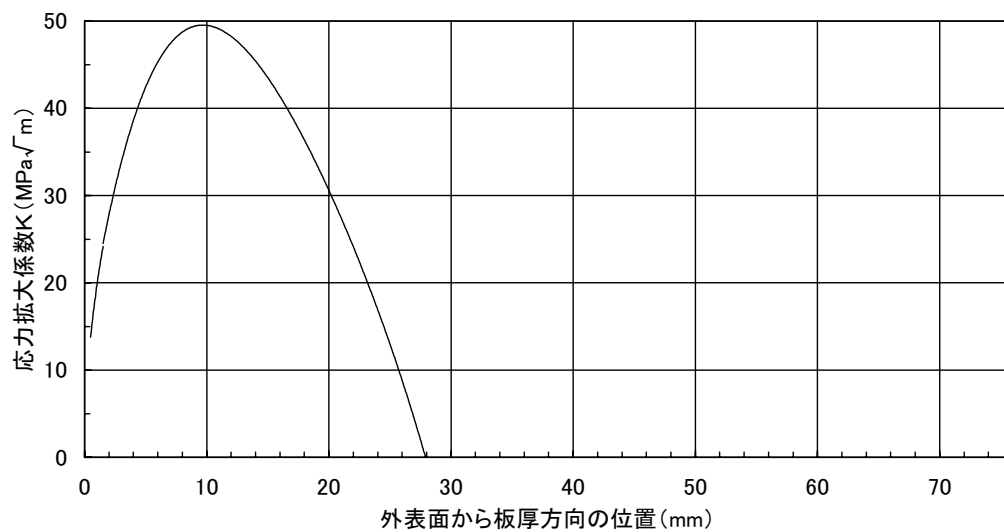


図 E-25 応力拡大係数分布 (H6a リング側, 外表面全周き裂)

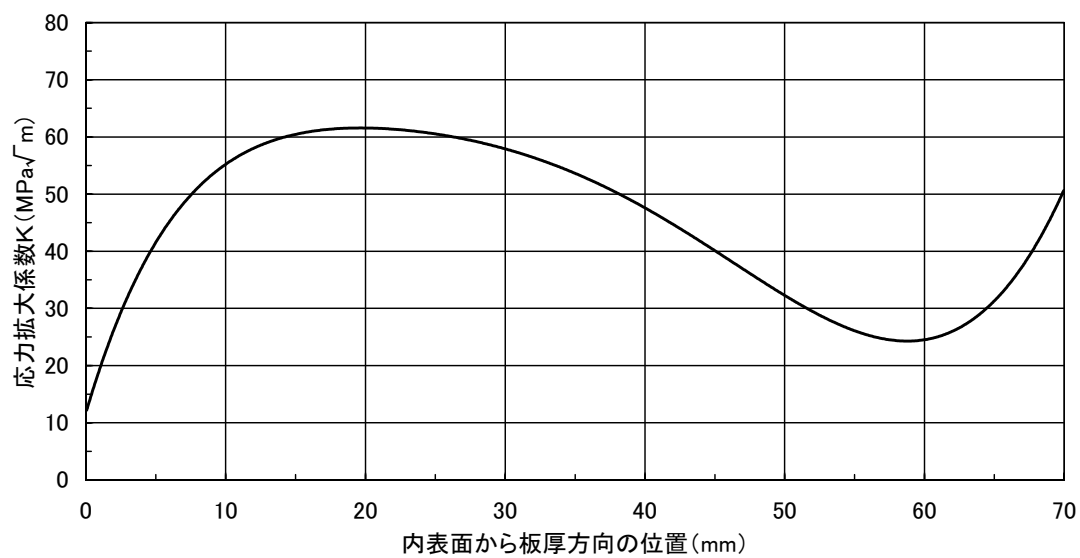


図 E-26 応力拡大係数分布(H7 リング有り, H7a リング側, 外表面全周き裂)

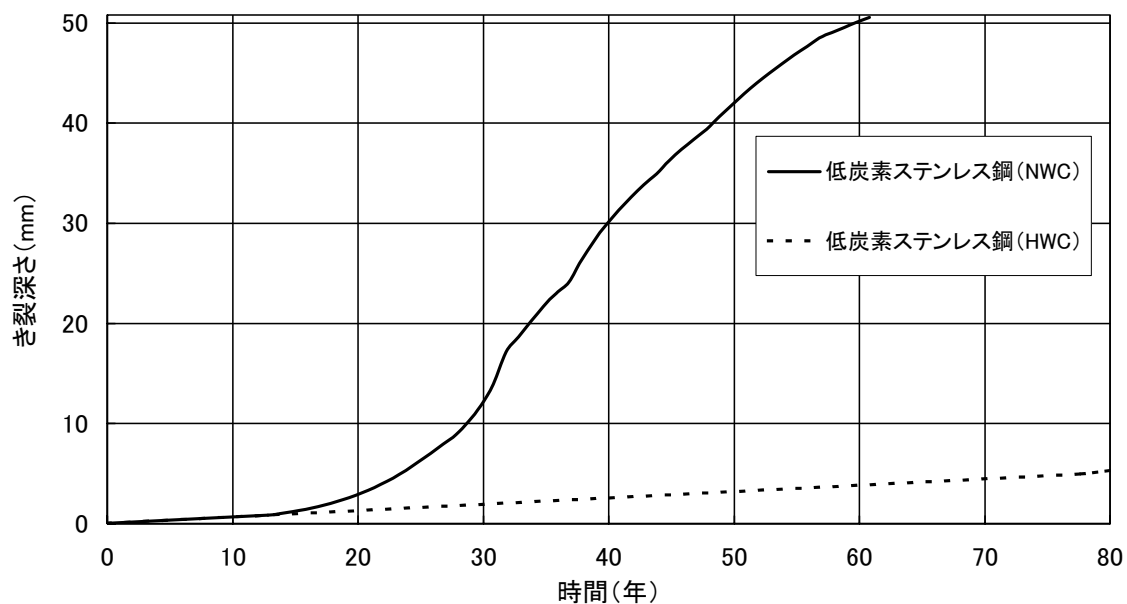


図 E-27(1) き裂深さと時間の関係(H4 継手形状 1, 低中性子照射領域)
(内表面から板厚方向への進展)

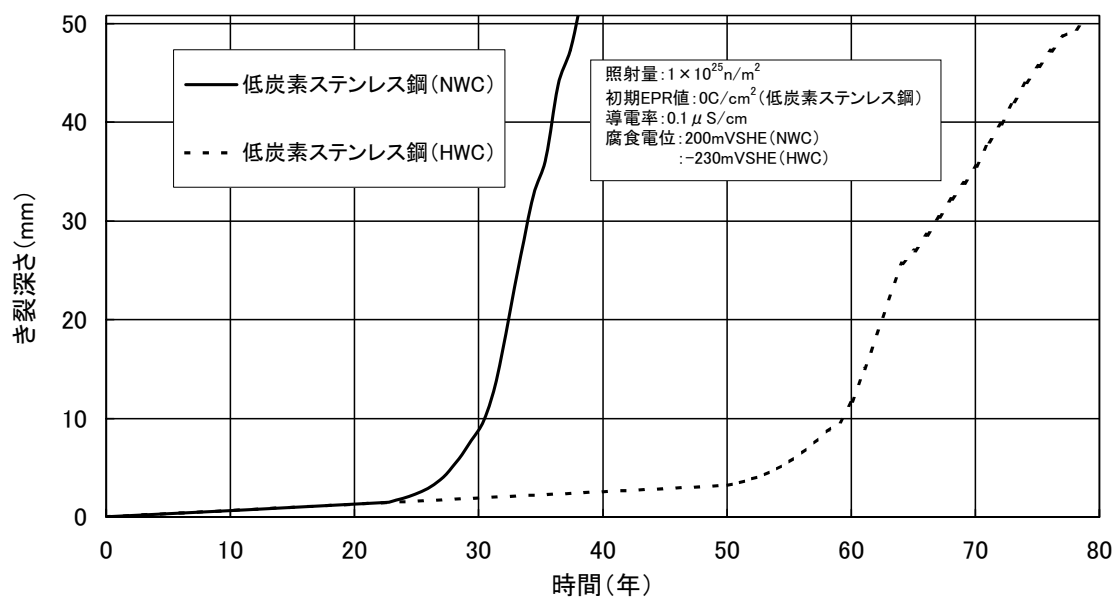


図 E-27(2) き裂深さと時間の関係(H4 継手形状 1, 高中性子照射領域)
(内表面から板厚方向への進展)

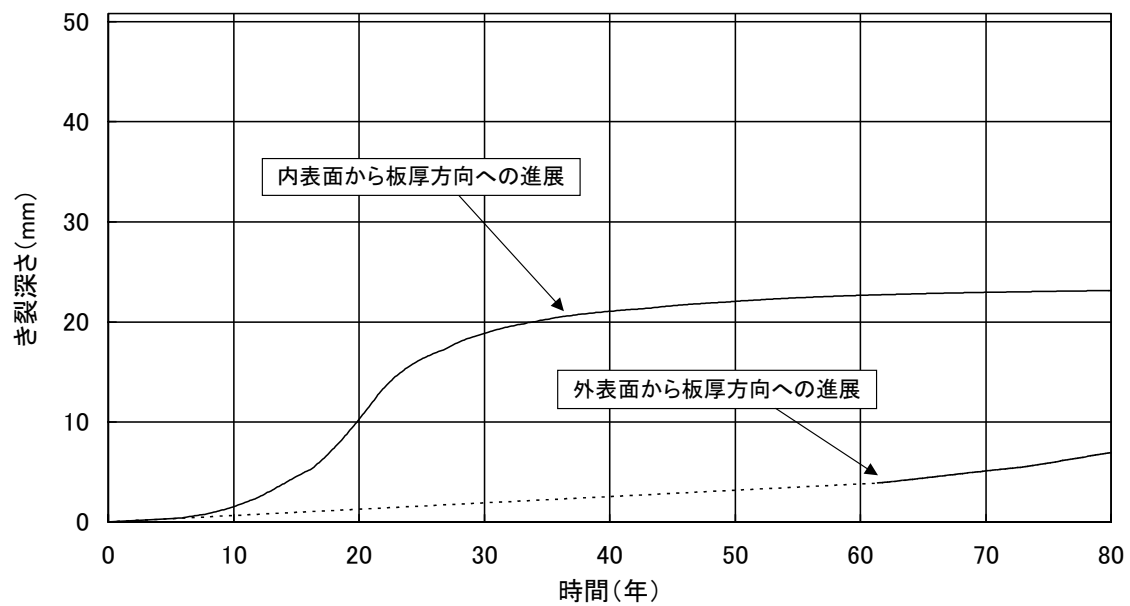


図 E-28(1) き裂深さと時間の関係(H4 継手形状 2)
(通常炉内水質環境中, 低炭素ステンレス鋼, 低中性子照射領域)

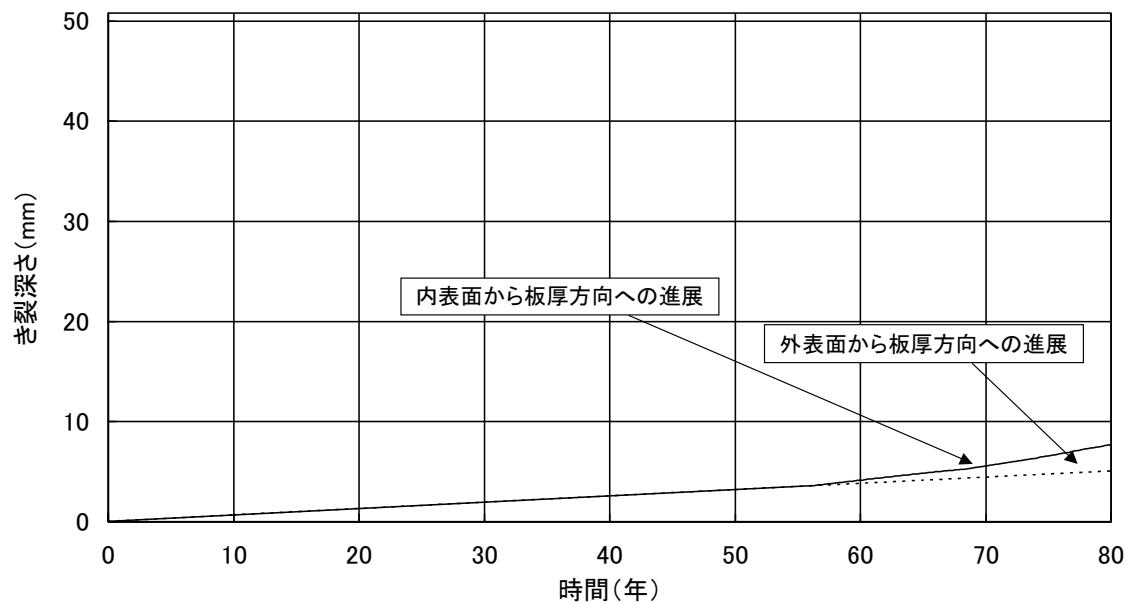


図 E-28(2) き裂深さと時間の関係(H4 継手形状 2)
(水素注入環境中, 低炭素ステンレス鋼, 低中性子照射領域)

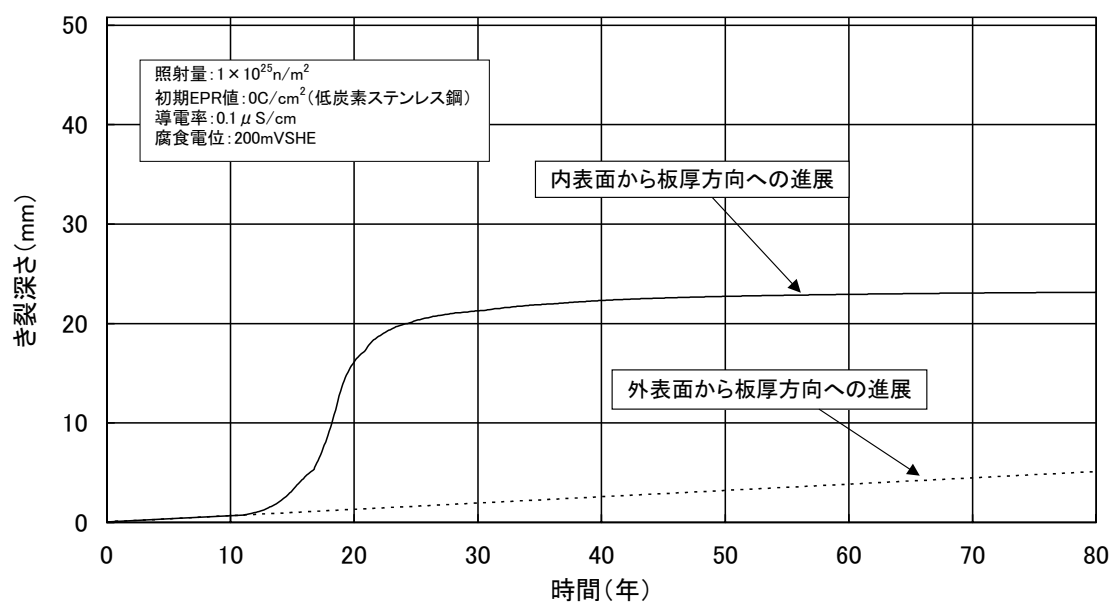


図 E-28(3) き裂深さと時間の関係(H4 継手形状 2)
 (通常炉内水質環境中, 高中性子照射領域)

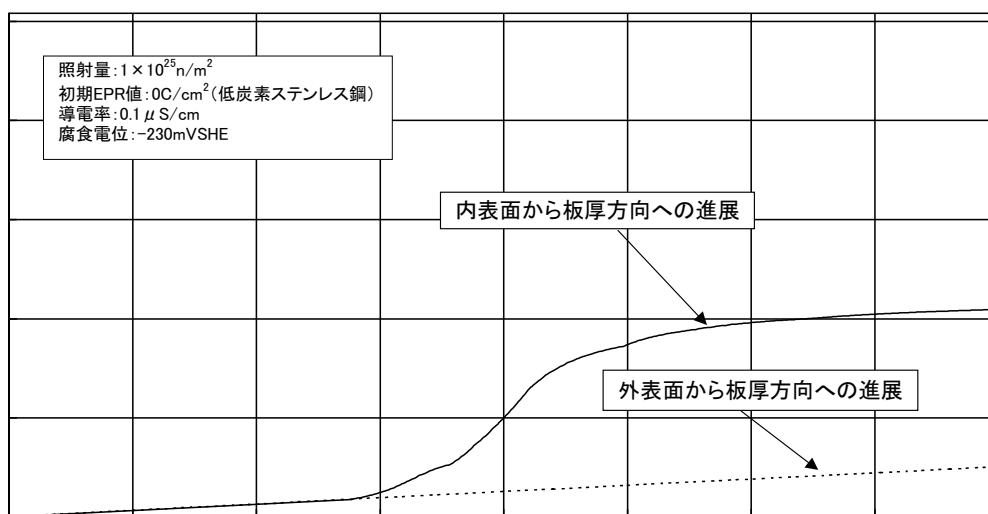


図 E-28(4) き裂深さと時間の関係(H4 継手形状 2)
 (水素注入環境中, 高中性子照射領域)

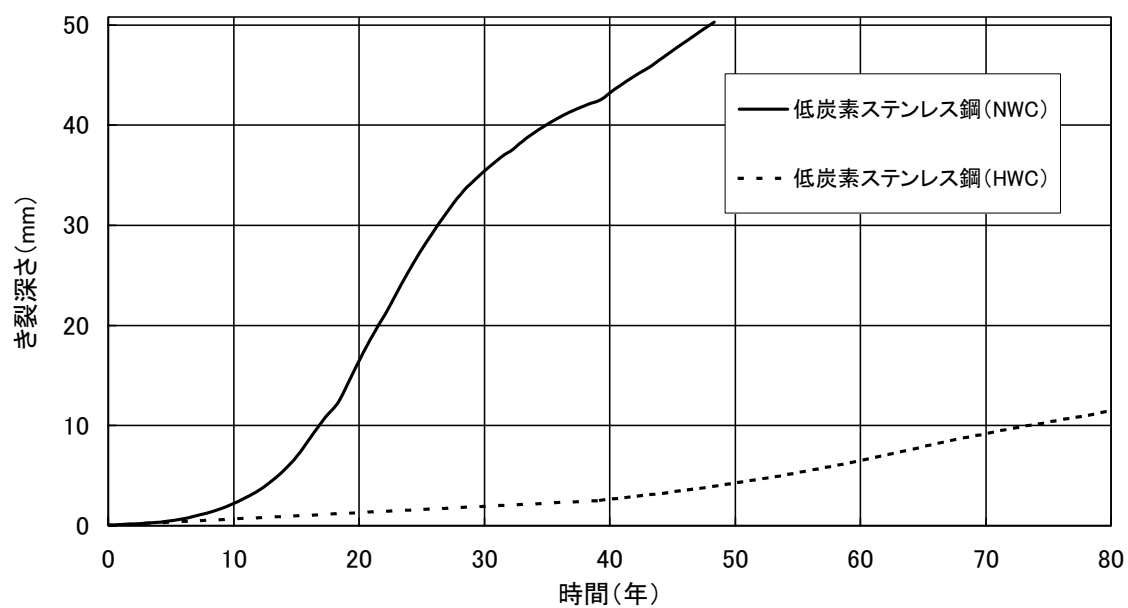


図 E-29 き裂深さと時間の関係(H7 リング有り, H7a 胴側)
(内表面から板厚方向への進展)

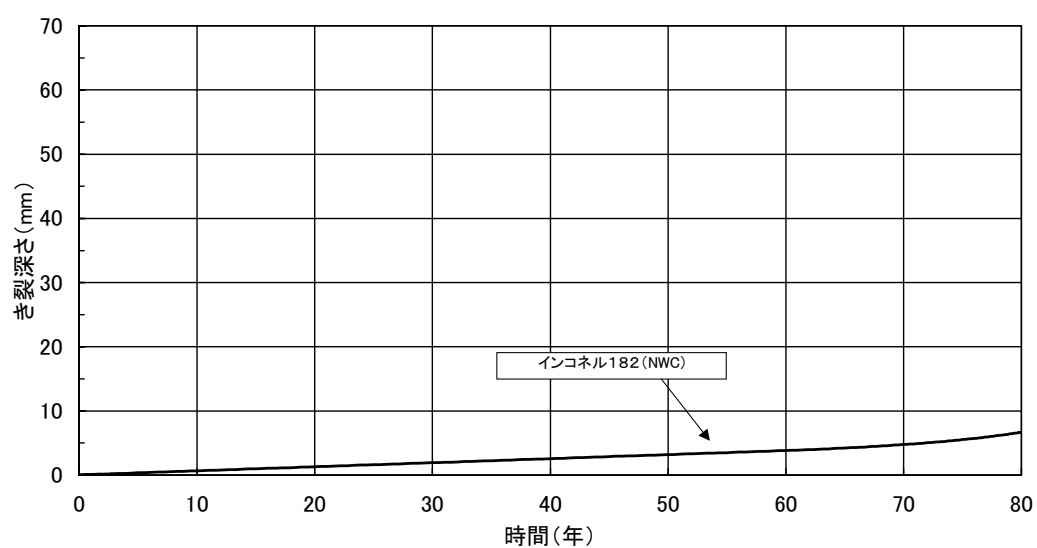


図 E-30 き裂深さと時間の関係(H7 リング有り, H7b シリンダ側)
(内表面から板厚方向への進展)

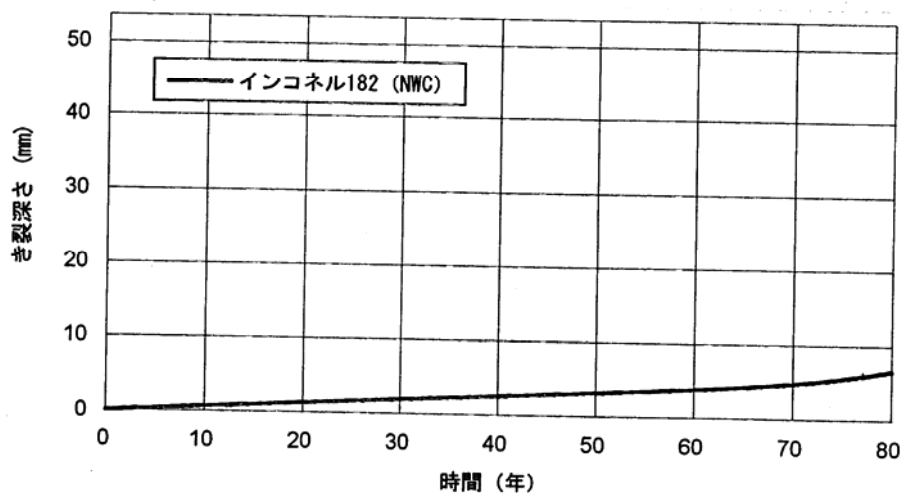


図 E-31 き裂深さと時間の関係(内表面から板厚方向への進展)
(H7 リング無し, インコネル溶接部シリンダ側断面 1)

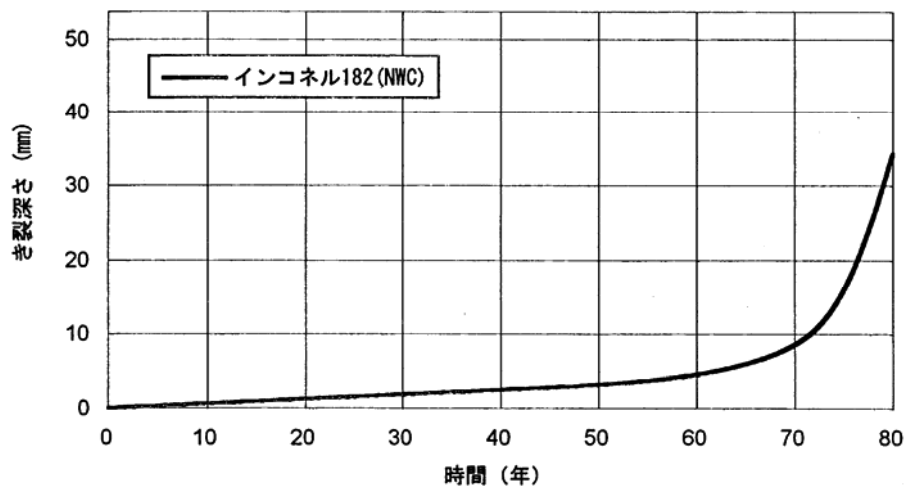


図 E-32 き裂深さと時間の関係(内表面から板厚方向への進展)
(H7 リング無し, インコネル溶接部中央断面 2)

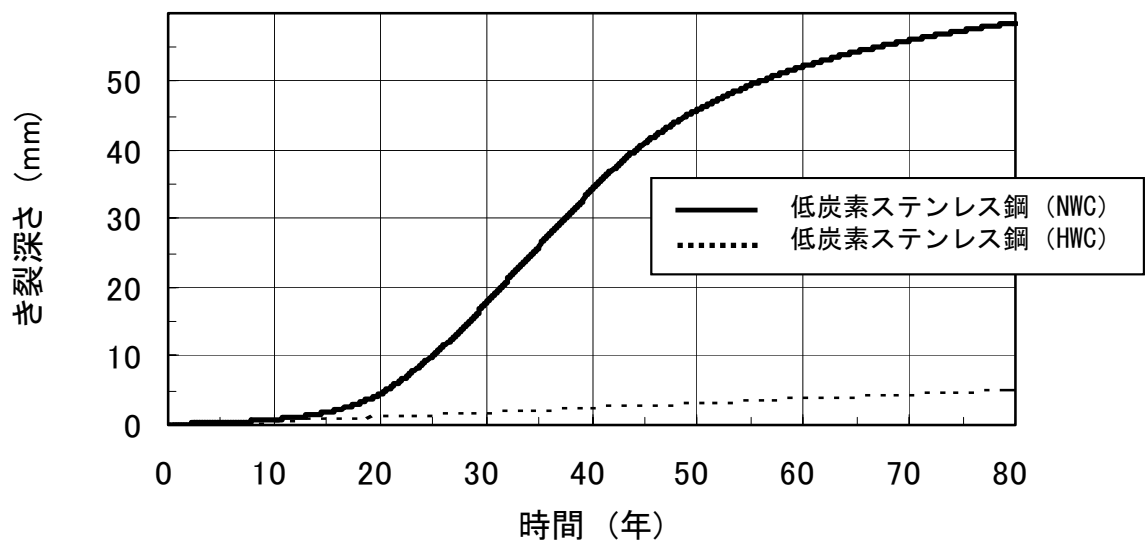


図 E-33 亀裂深さと時間の関係(内表面から板厚方向への進展)
(H7 リング無し，インコネル溶接部ステンレス側溶接熱影響部断面 3)

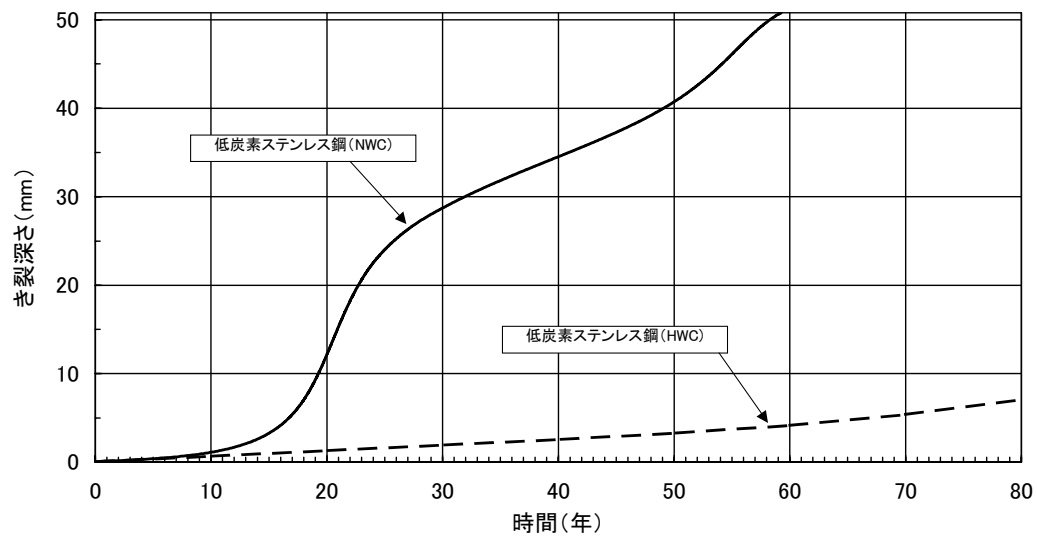


図 E-34 き裂深さと時間の関係(H6a 胴側)
(内表面から板厚方向への進展)

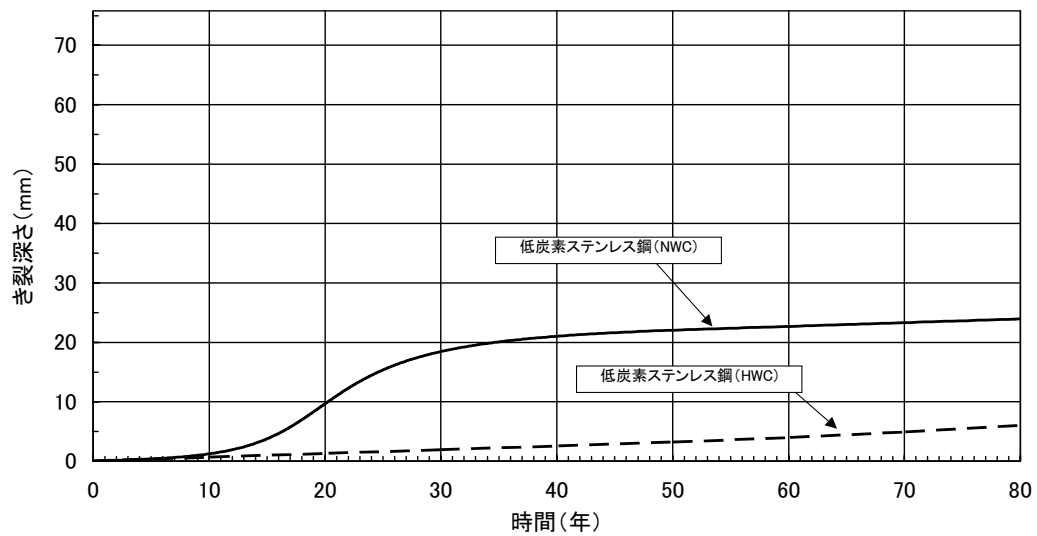


図 E-35 き裂深さと時間の関係(H6a リング側)
(外表面から板厚方向への進展)

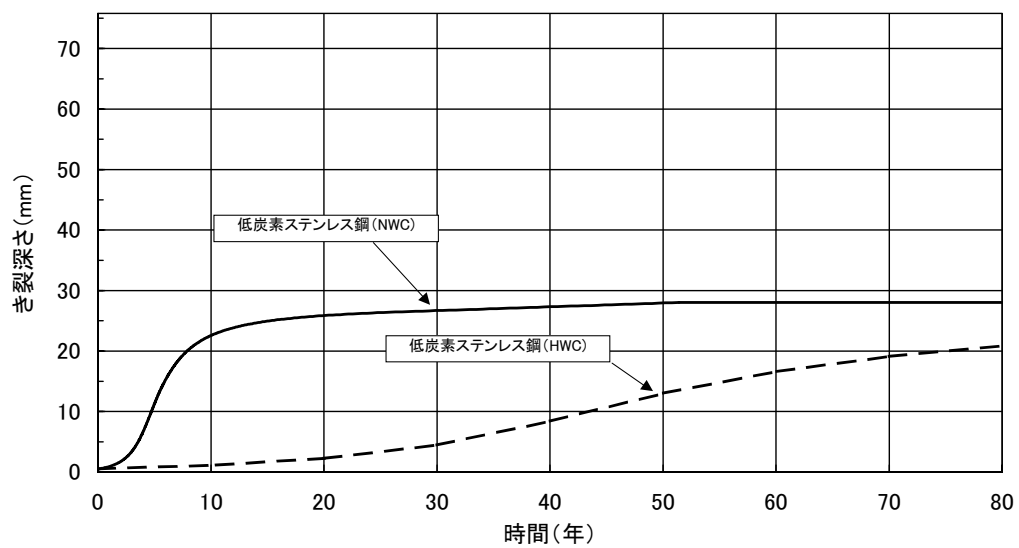


図 E-36 き裂深さと時間の関係(H6a リング側，外表面全周き裂)

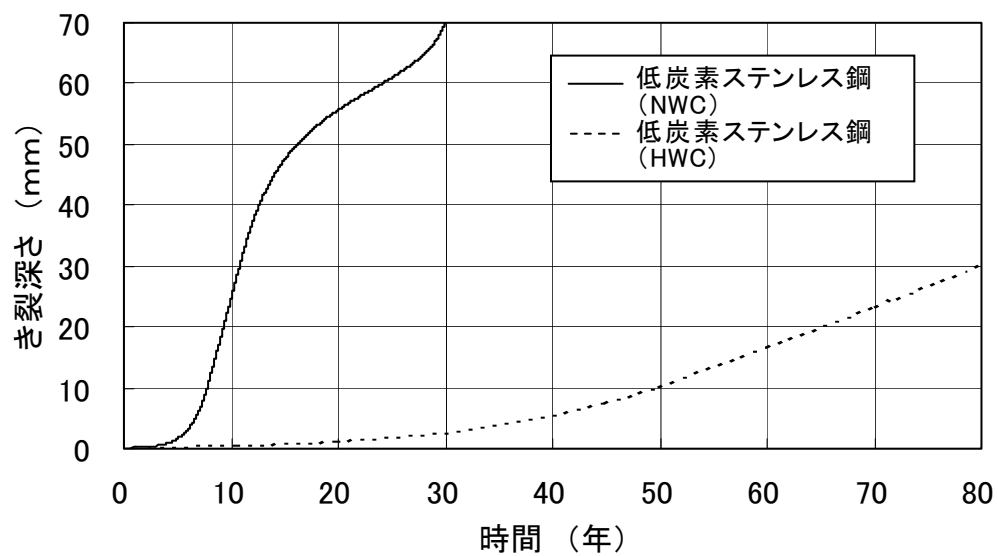


図 E-37 き裂深さと時間の関係(H7a リング有り，H7a リング側内表面全周き裂)

付録F シュラウドの欠陥裕度評価

1. 目的

シュラウドにおける各溶接線のき裂の影響を評価する。すなわち、シュラウド胴部の周方向溶接線（H 4、H 6 b、H 7 a、H 7 b）及び軸方向溶接線（V 7）のき裂の影響を評価し、シュラウドの欠陥に対する裕度を評価する。H 4 継手は中性子照射の影響を受け、破壊靱性が低下する可能性があるので、中性子照射の影響を考慮した許容欠陥寸法の評価を行う。

次にこの結果を受けて、シュラウドの周方向溶接線H 3 からH 7 及び軸方向溶接線V 3 からV 7 のき裂が制御棒挿入性に与える影響を評価する。

本評価にあたり、未点検範囲の取扱いについては、未点検範囲全域に欠陥を想定しこの範囲の引張り荷重伝達を考慮せずに行った。実際の点検を行った後にき裂の影響を評価する場合は、解説 3-3 注 1 A に記載の通り、点検実施範囲と未点検範囲を比較して想定欠陥割合を算定し、この範囲の引張り荷重伝達を考慮することを原則とする。

2. 座屈・崩壊に対する限界荷重

2.1 解析の内容

(1) 検討対象プラント

対象とする代表プラントは BWR 1100MWe プラントとする。

(2) 解析モデル

BWR 1100MWe プラントのシュラウドの構造概念を図 F-1 に示す。シュラウド構造は、シュラウドサポートの上部に設置される円筒型の胴及びリングを溶接した構造である。シュラウドとの接合部にシュラウドサポートリングがある構造と無い構造があるが、両者を包絡するシュラウドサポートリング有りのモデルを用いる。シュラウドサポートリングの無い構造は、シュラウドサポートリング下部の溶接線H 7 bを結合した場合として包絡される。

解析は、図 F-2 に示す 3 次元シェル要素により 180 度部分をモデル化し、き裂想定箇所の板厚を残存板厚とすることでモデル化し、荷重伝達を無視する場合は要素の結合を切り離すことにより欠陥をモデル化して実施した。

なお、解析コードは汎用有限要素法解析コード ABAQUS を用い、弾塑性大変形解析を実施した。

(3) 想定した破損箇所

欠陥を想定した箇所を表 F-1 に示す。

- (a) 溶接部に欠陥が発生した場合に構造健全性上考慮すべき荷重は、シュラウドより上部の構造物、炉心支持板、上部格子板等から加わる水平力、鉛直力、回転モーメントであり、これらによるシュラウドの座屈・崩壊が問題となる。これらの荷重の影

響が最も大きく表れるのはシュラウド基部H 7 部であり、この部分に全周き裂を想定する。剛性の低いシュラウドサポートリング上側の溶接線H 7 a を考慮することによりシュラウドサポートリングの無い場合も包絡される。H 7 より上部のH 3 からH 6 部では、加わる荷重が小さくなることからH 7 溶接線の評価に包絡される。

(b) 点検困難範囲における荷重伝達の考え方は以下のように設定した。

- a. 点検可能な範囲については、板厚方向のき裂を模擬する
- b. 点検が困難な範囲に関しては荷重伝達を無視する。

荷重伝達を無視する場合の考え方を図F－3に示す。

点検可能範囲を表F－2に示す。H 7 a では、付録－C及び付録－Eに示す残留応力解析及びき裂進展評価により内面からき裂が進展すると想定されるため、内面の検査困難範囲の最大想定値として10%の範囲に荷重伝達無視部分を想定した。荷重伝達無視範囲の位置は荷重の加わる方向に存在すると仮定した。また、点検困難範囲が最大となる周方向溶接部H 6 b についても検討を実施した。H 6 b 部の荷重伝達無視範囲として、H 7 a の最大荷重無視範囲相当の10%までを想定する場合はH 7 a でのモーメントが大きいためH 7 a の結果に包絡されるが、荷重伝達無視範囲がそれ以上となる場合の影響について確認する必要があるためである。H 6 b の点検困難範囲として最大40%の荷重伝達無視範囲を想定した（図F－3参照）。

(c) 軸方向のき裂の影響を評価するため、荷重条件の最も厳しいシュラウド基部近傍のV 7 溶接線にき裂を想定する。想定するき裂長さはH 7 とH 6 の間のシュラウド下部胴全長にわたる長さとした。想定したき裂を図F－4に示す。

解析ケースを表F－3に示す。

(4) 荷重条件

シュラウドに作用する最大荷重は地震荷重であることから、自重、運転時差圧に加え地震荷重を負荷する。地震荷重は、水平、上下及びモーメントをそれぞれ上部格子板、炉心支持板の位置で負荷し、これを比例倍することで弾塑性解析を実施した。解析に用いた荷重を表F－4に示す。荷重は、BWR 1100MWe BWR 全プラントの設計荷重を包絡するもっとも大きな値を採用した。荷重の負荷位置および変位評価点を図F－5に示す。

(5) 物性値

材料物性は告示501号より算出した値を使用する。これらの物性値を表F－5に示す。解析温度は302℃とした。

2.2 解析結果

すべてが健全の場合のシュラウドの座屈モードを図F-6に示す。図F-6は座屈後に荷重がさらに加わった状態での変形モードを示しているが、円筒構造物の典型的な曲げ座屈モードである象足形のモードとなっている。荷重-変位関係を図F-7に示す。弾塑性の荷重-変位曲線における最大荷重支持点を座屈点、弾塑性の荷重-変位曲線と弾性勾配の2倍の直線が交わる点を崩壊点（2倍角法）と呼ぶことにすると、ここでは両者はほぼ一致している。

(1) シュラウド周継手部の全周き裂深さの影響

シュラウドに周方向溶接線H7aに全周き裂が入った場合の影響として荷重-変位関係を図F-8に、図F-8から求められる座屈荷重及び崩壊荷重の変化を図F-9に示す。ここでは、全周き裂の深さが板厚の25%（75%残存）、50%（50%残存）、75%（25%残存）、90%（10%残存）の場合について示す。

75%残存の場合は、き裂の無い健全な場合とほとんど変化は無いが、50%残存になると座屈荷重、崩壊荷重が低下することがわかる。この場合、座屈点より崩壊点が低くなり、この傾向は残存断面積が25%、10%と少なくなるに従い顕著になる。残存断面積50%では、設計時の S_2 地震荷重に対する崩壊荷重は1.96倍程度有り構造健全性に有意な影響を与えることは無いが、残存断面積が25%では設計時の S_2 地震荷重に対する崩壊荷重は0.98程度と1を下回り、地震時に健全性を確保することが困難となる。

(2) 検査困難範囲の破損影響

H7aの検査困難範囲10%の荷重伝達を無視した場合の影響を図F-10に示す。図F-11に残存面積と座屈・崩壊荷重の関係を、図F-12に荷重伝達無視範囲を考慮しない場合との比較を示す。

荷重伝達無視範囲（貫通き裂）がある場合は、荷重伝達無視範囲が無い場合に比べて若干座屈・崩壊荷重が低下することがわかるが、全周き裂の残存断面積50%では構造健全性上有意な影響を与えることは無い。

(3) 縦継手V7にき裂が存在する場合の影響

図F-13および図F-14にV7部の軸方向き裂の影響を示す。V7き裂深さは板厚の25%（75%残存）、50%（50%残存）、75%（25%残存）、90%（10%残存）を考慮しているが、き裂の影響はほとんど無いことがわかる。

(4) 多数の軸方向き裂の影響

周方向継手部には、周方向の残留応力が発生することから、溶接線近傍に軸方向の

き裂が多数発生する可能性が考えられる。インコネルの溶接継手であるH 7 b 部を代表とし多数の軸方向き裂が発生する場合の健全性について解析を実施した。図F－15に考慮した軸方向き裂を示す。き裂長さは溶接部の高さ程度とし、貫通き裂とした。

解析結果を図F－16に健全な場合と比較して示す。軸方向のき裂が多数存在しても座屈・崩壊強度にほとんど影響を与えないことがわかる。

(5) 周継手部のき裂と縦継手部のき裂が同時発生した場合の影響

周継手のき裂として地震時の許容残存面積を与える50%深さの全周き裂と、荷重伝達無視範囲10%を周継手H 7 a に考慮する。これに縦継手V 7 のき裂が同時に発生した場合について解析を実施した。縦継手のき裂深さとしては十分保守側に残存面積が10%になる場合とした。解析結果を図F－17に示す。縦継手のき裂を同時に想定しても、座屈・崩壊強度にほとんど影響が無いことがわかる。

(6) 周継手部H 7 a とH 7 b にき裂が同時発生した場合の影響

シュラウドとの接合部にシュラウドサポートリングがある構造と無い構造がある。シュラウドサポートリングのある場合に、シュラウドサポートリング下部の周継手H 7 b にき裂が発生した場合の影響を検討する。周継手H 7 a , 及びH 7 b の両者に残存断面面積50%深さの全周き裂と、検査困難範囲として10%の荷重伝達を無視する範囲を設定し、H 7 a とH 7 b の両者に同時にき裂が発生する場合の影響を検討した。解析結果を図F－18に示す。き裂同時発生が無い場合（H 7 a のみにき裂を考慮）と、両者に同時に発生した場合の影響はほとんどないことが確認される。

(7) H 6 b 周継手部にき裂が発生した場合の影響

地震時の荷重の影響が大きい周継手のき裂に対し、荷重が最も厳しくなる部位はシュラウド基部のH 7 部であり、検査困難範囲が10%までなら他の周継手もこれに包絡されると考えられる。しかしながら、表F－2からわかるように、検査困難範囲が最も大きいのはH 6 b 部である。ここでは、H 7 a 周継手の検査困難範囲を越えるH 6 b 周継手の検査困難範囲の影響を確認するため、H 6 b 部にき裂が発生した場合について解析した。考慮したき裂は、図F－3に示す全周き裂に検査困難範囲として40%の荷重伝達無視範囲である。解析結果を図F－19に示す。解析結果から、本ケースにおいても、全周き裂深さ50%の場合、地震荷重の座屈・崩壊に対し1.5倍の裕度が確保されていることが確認できる。他の周継手は、H 6 b より検査困難範囲が小さく、加わる荷重もH 7 部及びH 6 部に比べ小さいため、これまでのH 7 及びH 6 部のき裂想定に包絡される。従って、シュラウドのすべての周継手について、検査困難範囲を考慮しても全周き裂による残存断面面積が50%であればS 2地震時の健全性は確保されるといえる。

(8) H 7 a 部の検査範囲を削減した場合の影響 (H 6 b 検査困難範囲と同程度を削減)

H 7 a 部の検査困難範囲は最大 1 0 % であるが、検査効率を考慮する場合検査範囲が少ない方が望ましい。ここでは、H 7 a の検査範囲を削減した場合の影響を検討する。検査を削減する場合のモデルとしては、H 7 a 部の検査困難範囲として想定した 2 カ所ではなく、H 6 b 相当の全周 1 0 カ所の範囲を検査せず、この部分の荷重伝達を無視する場合について検討した。解析結果を、検査困難範囲 1 0 % の場合とあわせて、検査範囲を横軸に図 F - 2 0 にプロットした。全周き裂の残存面積 5 0 % で地震時の崩壊に対する健全性を確保するためには、7 0 % 以上の範囲の検査が必要となることがわかる。

(9) 周継手 H 7 a 及び H 6 b に同時にき裂が発生した場合の影響

荷重条件がもっとも厳しい周継手 H 7 a と検査困難範囲もふくめて欠陥想定範囲が最大となる H 6 b の両者に、上記(7)項までに検討した許容残存断面積相当のき裂が同時に発生した場合の影響を検討する。解析結果を図 F - 2 1 に示す。両者を組み合わせると単独の場合より崩壊荷重が低下するが、S 2 地震荷重の 1. 5 倍程度の強度は期待できる。

(10) 制御棒挿入性に対するき裂の影響

制御棒挿入性に対する継手部のき裂の影響を検討する。前項までで縦継手のき裂が構造健全性に及ぼす影響は小さいこと、周継手について全周き裂として 5 0 % の残存断面積が確保されていれば良いことが判明している。そこで、表 F - 6 に示すように荷重伝達経路にある H 3 から H 7 周継手については 5 0 % 残存の全周き裂を、V 3 から V 7 の縦継手については 1 0 % 残存のき裂（長さは溶接部全長）を考慮し、検査困難範囲として H 6 a 及び H 6 b 部は 4 0 %、H 7 a 及び H 7 b 部は 1 0 % の荷重伝達無視範囲を設け、S 2 地震荷重に対し炉心支持板及び上部格子板の変位を解析した。図 F - 2 2 に考慮したき裂を示す。

図 F - 2 3 に解析結果として炉心支持板および上部格子板の水平方向変位を示す。付録 G で示すように試験及び解析で確認されている炉心支持板の水平方向変位及び炉心支持板と上部格子板の相対変位に対し、十分余裕のある変形量となっていることが確認された。このとき、上部支持板位置での変位と荷重の関係をを用い、き裂のない状態からの剛性の低下を求めると剛性は 2 0 % 程度低下しているが、固有振動数にして 1 1 % 程度の変動であり大きな問題にはならないと想定される。

3. 中性子照射による破壊靱性の低下を考慮した破壊の評価

3.1 評価の前提条件

評価にあたっては以下の前提条件を考慮した。

(1)対象部位及びき裂の形状の想定

- (a)H4 継手に全周のき裂があると想定する。点検困難な部位については考慮しない。
- (b)シュラウド半径(R)と板厚(t)の比(R/t)が約 50 であるので、平板として扱い板厚 50mm の平板に片側き裂があるモデルとする。

(2)評価対象部の応力拡大係数

上記(1)の評価部位及び欠陥のモデル化により、評価に用いる応力拡大係数はBrown及びSlowley⁽¹⁾の平板に片側き裂がある場合の下式を適用した。

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot F_I(\alpha)$$

ここに $\alpha = a / W$

$$F_I(\alpha) = 1.12 - 0.231 \alpha + 10.55 \alpha^2 - 21.72 \alpha^3 + 30.39 \alpha^4$$

(3)作用応力の想定

- (a) 荷重は S2 地震により発生する応力を考慮する。
- (b) S2 地震により発生する応力は付録 F により求めた値とする。
- (c) 地震による応力はシュラウド軸方向に作用する膜応力として考慮する。
- (c) なお、以下の(4)の「評価対象部位の破壊靱性」で発電技検PLEXの破壊靱性 K_{IC} を用いる場合は照射量が $1.5 \times 10^{25} \text{n/m}^2$ で照射量に依存しない破壊靱性を用いている。このような高照射領域では残留応力は緩和するので負荷応力には考慮しないことにした。

(4)評価対象部位の破壊靱性

評価対象部位の破壊靱性は、高経年化評価で用いた発電技検PLEX⁽²⁾の破壊靱性 $K_{IC} = 43.2 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ (照射量 $2.7 \times 10^{25} \text{n/m}^2$)を下限值として用いた。

3.2 .評価結果

図 F - 2 4 に応力拡大係数と高経年化評価に用いた破壊靱性 $K_{IC} = 43.2 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ との比較を示す。照射の影響を考慮する場合、S2 地震による荷重の 1.5 倍の荷重により発生する応力を考慮した場合、板厚の 45%程度(約 23mm)の深さのき裂が許容できる。

なお、破壊靱性に及ぼす照射の影響が現れる照射量は $5 \times 10^{24} \text{n/m}^2$ 以降である。この照射量に対応する時期はH4 継手では、付録Bから考慮すれば運転開始から約 20 年以降となる。

4. まとめ

- ・周継手部にき裂が発生・進展した場合、周方向のき裂の深さに応じて限界荷重の低下が生ずるが、全周き裂として残存断面積 50 %までは地震時においても構造健全性が確保される。
- ・縦継手部にき裂が発生した場合でも限界荷重に顕著な低下は見られない。
- ・周継手部のき裂と縦継手部のき裂が重畳して発生した場合でも、顕著な限界荷重の低下

は生じない。

- ・周継手部に多数の軸方向き裂が発生しても限界荷重にほとんど影響はない。
- ・検査困難範囲が最も大きいH 6 b の検査困難範囲として40%の荷重伝達無視範囲を考慮しても、全周き裂として残存断面積50%までは地震時においても構造健全性が確保される。
- ・H 7 a 部の検査範囲の削減は検査実施範囲が70%程度となるまで削減可能と推定される。
- ・シュラウド2カ所の周継手（H 7 a 、H 6 b ）にき裂が同時発生した場合、単独の場合と比べ限界荷重の低下が見られるが大きな影響はない。
- ・設計で想定される地震荷重においては、発生変位に対するき裂の影響が小さく制御棒挿入性への影響は少ない。
- ・H 4 継手については照射の効果を考慮する場合、S2 地震による荷重の1.5 倍の荷重により発生する応力と残留応力を考慮すれば23mm 程度の深さのき裂が許容できる。

なお、破壊靱性に及ぼす照射の影響が現れる照射量は $5 \times 10^{24} \text{n/m}^2$ 以降である。この照射量に対応する時期はH・4 継手では、付録・Bから考慮すれば運転開始から約20 年以降となる。

- ・照射に対する影響評価を精度よく行うためには対象とする部位から取得したデータに基づく必要がある。現在、民間研究で照射材の破壊靱性のデータを取得中である。今後、民間研究の照射に関する新たなデータが取得された場合には、データの適用性を検討し、照射材の破壊靱性を適時に見直して行くこととする。

(参考文献)

- (1) W.R.Brown,Jr.and J.E.Slawley、Plane Strain Fracture Toughness Testing of High Strength Metallic Materials, ASTM STP 410 ,1966,p.12.
- (2)(財)発電設備技術検査協会編、平成6 年度プラント長寿命化技術開発に関する調査報告書、平成7 年3 月.

表 F－1 座屈・崩壊評価における溶接線に対するき裂の想定

想定したき裂			座屈・崩壊にとって最も厳しい荷重条件となる基部：H 7 a、H 7 b、V 7 を対象とする。また、点検困難範囲が大きい H 6 b を対象とする。
点検困難範囲における荷重伝達の考え方			a．点検可能な範囲については、板厚方向のき裂を模擬する b．点検困難な範囲に関しては荷重伝達を無視する。
各き裂の影響度合いの把握	H 7 a、H 6 b 周継手部のき裂の影響	全周き裂	全周き裂を想定しき裂深さをパラメータに影響を検討する。点検困難な範囲に、荷重伝達を無視する部分を想定する。(図 F－3 参照)
	V 7 縦継手部のき裂の影響	深さの影響	き裂深さをパラメータとする。荷重方向は 0 度－180 度方向とし、き裂が同時に 2 カ所存在すると仮定する
	H 7 a と V 7 の同時き裂発生		H 7 a と V 7 に同時にき裂が発生した場合の影響を検討する。

表F－2 シュラウドの検査可能範囲（1100MWe BWR）

（１）V T

	シュラウド外側(%)		シュラウド内側(%)	
	吊下式	遠隔式	吊下式/マイクカメラ	遠隔式
H 1	7 0	7 0	0	0
H 2	9 0以上	9 0以上	0	0
H 3	1 0 0	1 0 0	1 0 0	1 0 0
H 4	3 5	1 0 0	1 0 0	1 0 0
H 6 a	3 5	8 0	1 0 0	0
H 6 b	3 5	6 0	9 0以上	9 0以上
H 7 a	3 0～5 0	3 0～5 0	9 0以上	9 0以上
H 7 b	3 0～5 0	3 0～5 0	9 0以上	9 0以上
V 1	1 0 0	1 0 0	6 0	6 0
V 2	1 0 0	1 0 0	2 0	2 0
V 3	1 0 0	1 0 0	1 0 0	0
V 4	1 0 0	1 0 0	1 0 0	1 0 0
V 5	0	1 0 0	1 0 0	8 0
V 6	8 0	3 0	1 0 0	1 0 0
V 7	0	0	1 0 0	1 0 0

（２）U T

	シュラウド内側/外側(%)
	遠隔式
H 1	9 0以上
H 2	9 0以上
H 3	1 0 0
H 4	1 0 0
H 6 a	8 0
H 6 b	6 0
H 7 a	9 0以上
H 7 b	9 0以上
V 1	6 0
V 2	9 0
V 3	6 0
V 4	1 0 0
V 5	8 0
V 6	3 0
V 7	1 0 0

表 F-3 解析パラメータ

解析ケース	H7a 周継手のき裂		H7b 周継手の き裂	V7 縦継手の 残存面積
	全周（き裂）残 存面積	荷重伝達を無 視する長さ	軸方向き裂長 さ及び深さ	
1. H7 全周き裂深 さの影響	100%, 75%, 50%, 2 5%, 10%	—	—	100%
2. H7 検査困難範 囲の影響	100%, 75%, 50%, 2 5%, 10%	全周の 10%	—	100%
3. V7 き裂深さの 影響	100%	—	—	100%, 75%, 50% , 25%, 10%, 0%
4. H7b 多数軸方向 き裂の影響	100%	—	長さ 40mm、貫 通	100%
5. H7a, v7 同時き 裂の影響	50%	全周の 10%	—	10%
6. H7a, H7b 同時き 裂の影響	50%	全周の 10%	H7a に同じ	100%

解析ケース	H6b 周継手のき裂		H7 周継手のき 裂	V7 縦継手の 残存面積
	全周（き裂）残 存面積	荷重伝達を無 視する長さ		
7. H6b き裂の影響	100%, 75%, 50%, 25%10%	全周の 40%	—	100%

解析ケース	H7a 周継手のき裂		H7b 周継手の き裂	V7 縦継手の 残存面積
	全周（き裂）残 存面積	荷重伝達を無 視する長さ	軸方向き裂長 さ及び深さ	
8. H7a 検査範囲削 減の影響	100%, 75%, 50%,	全周の 10%, 40% (図 F-3 相当)	—	100%

解析ケース	H7a, H6b 周継手のき裂		V7 縦継手の 残存面積
	全周（き裂）残存面積	荷重伝達を無視する長さ	
9. H7a, H6b 同時き 裂発生の影響	50%	全周の 10%, 40% (図 F-3)	100%

表 F - 4 荷重条件 (荷重合計)

想定する荷重		鉛直力	水平力	モーメント	圧力
		V (kN)	H (kN)	M(kN・m)	P (Pa)
通常運転時の荷重	死荷重	1880	—	—	—
	差圧	—	—	—	0.068 ⁽¹⁾ 0.245 ⁽²⁾
地震時の荷重	地震荷重 S ₂	745	14711	102974	—

(1) 上部格子板と炉心支持板の間

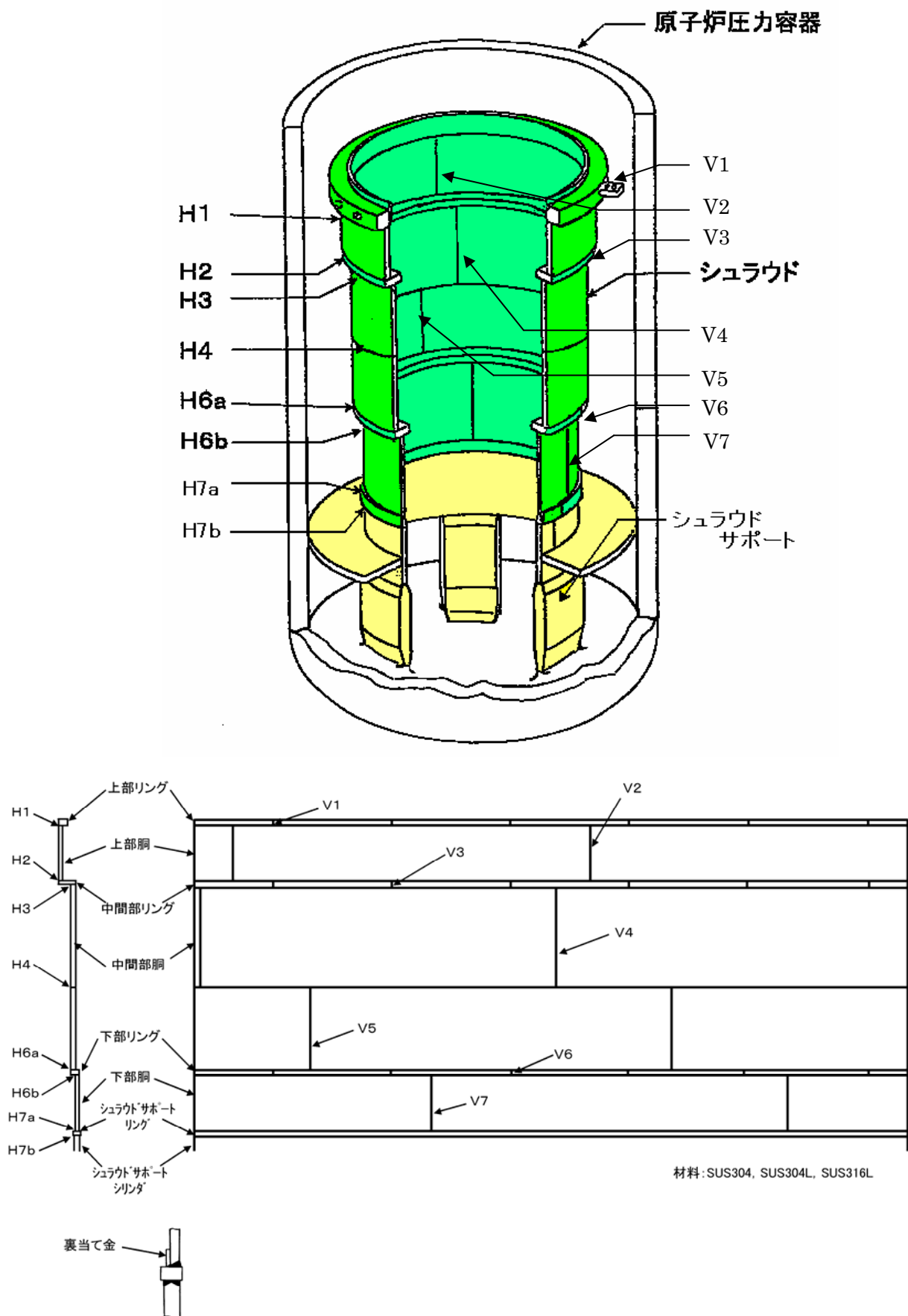
(2) 炉心支持板より下部

表 F - 5 構造強度解析に用いる物性値

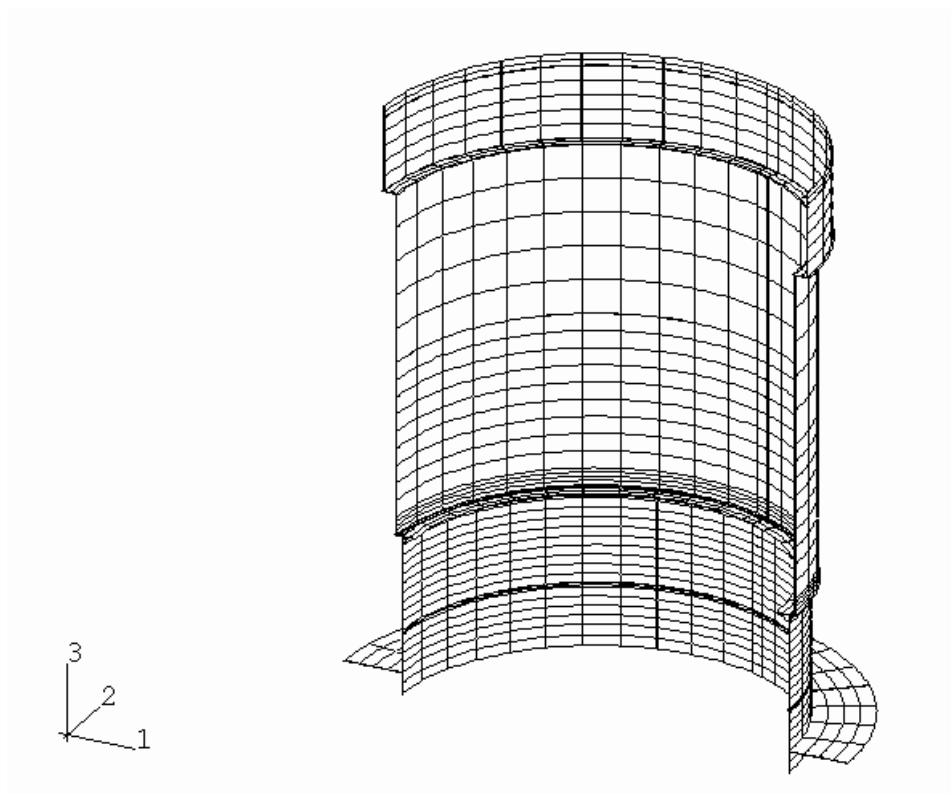
材質	温度 (°C)	S _m (MPa)	完全弾塑性 における 弾性限界 (=2.3S _m) (MPa)	縦弾性係数 E (MPa)	加工硬化係 数 h' (MPa) E/1000
SUS316L	20	118	271.4	195000	195
	75	115	264.5	191000	191
	100	115	264.5	190000	190
	150	115	264.5	186000	186
	200	108	248.4	183000	183
	225	104	239.2	180000	180
	250	101	232.3	178000	178
	275	98	225.4	177000	177
	300	95	218.5	176000	176
	325	92	211.6	174000	174
	350	90	207.0	173000	173
	375	88	202.4	171000	171
	400	87	200.1	169000	169
	425	85	195.5	167000	167

表 - 6 制御棒挿入性について考慮したき裂

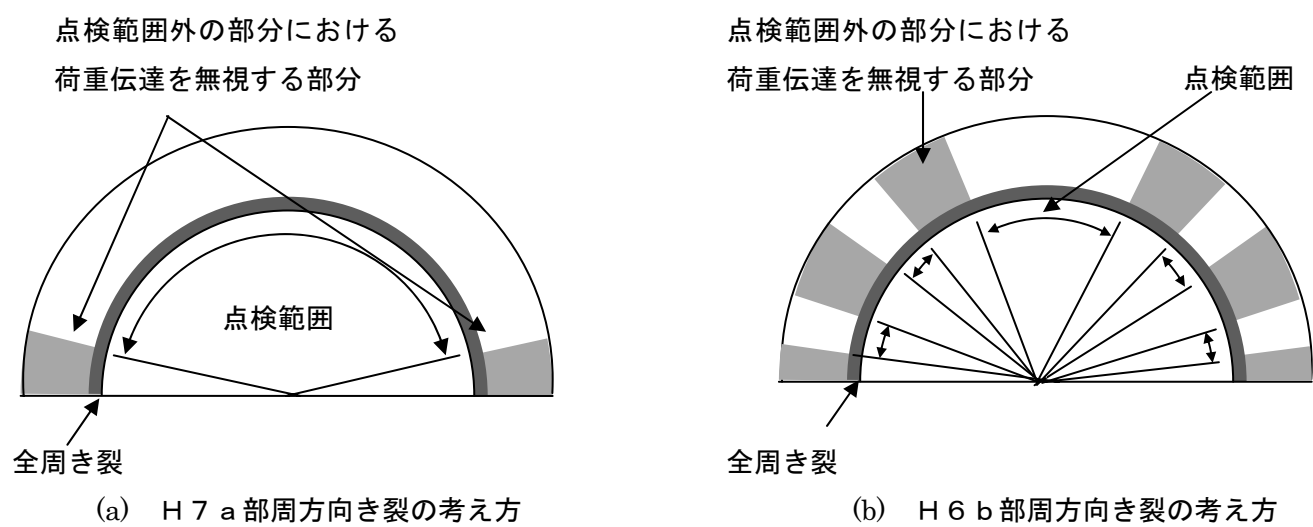
周継手部			縦継手部	
位置	想定き裂		位置	想定き裂
H 3	全周き裂 き裂深さ 5 0 % = 5 0 %残存		V 3	溶接線全長に渡るき裂 き裂深さ 9 0 % = 1 0 %残存
H 4			V 4	
H 6 a	全周き裂 き裂深さ 5 0 % 荷重伝達無視		V 5	
H 6 b			V 6	
H 7 a	全周き裂 き裂深さ 5 0 % 荷重伝達無視		V 7	
H 7 b				



図F－1 シュラウド構造および溶接線位置



図F－2 解析モデル



図F－3 点検困難範囲のモデル化（H 7 a 及びH 6 b 周方向）

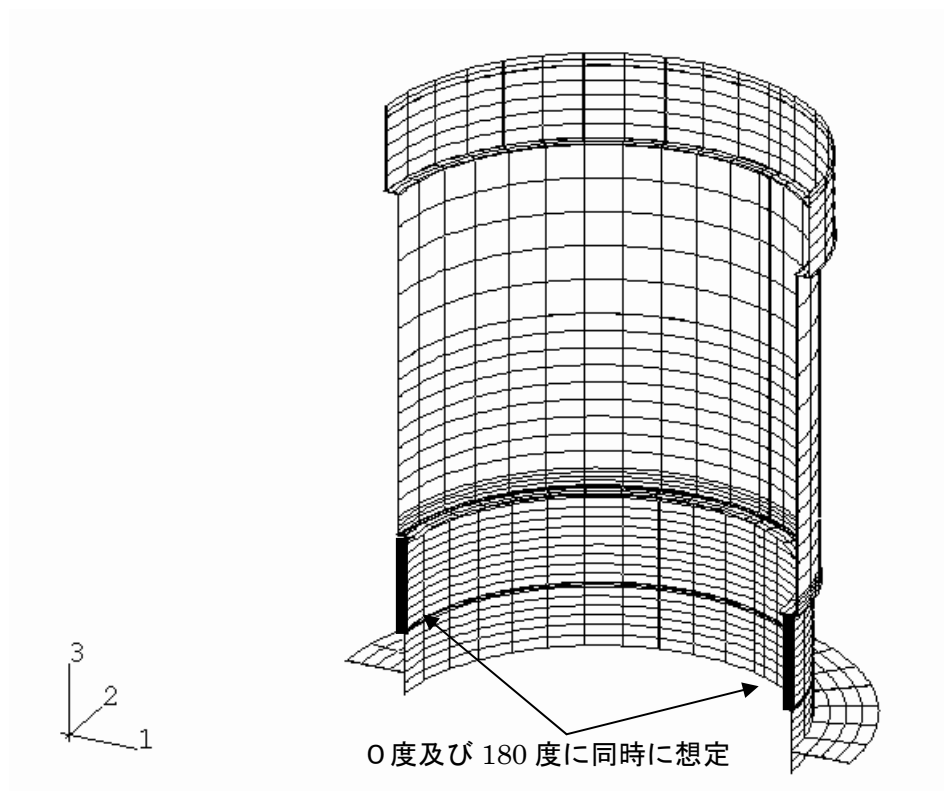


図 F-4 軸方向き裂の想定位置

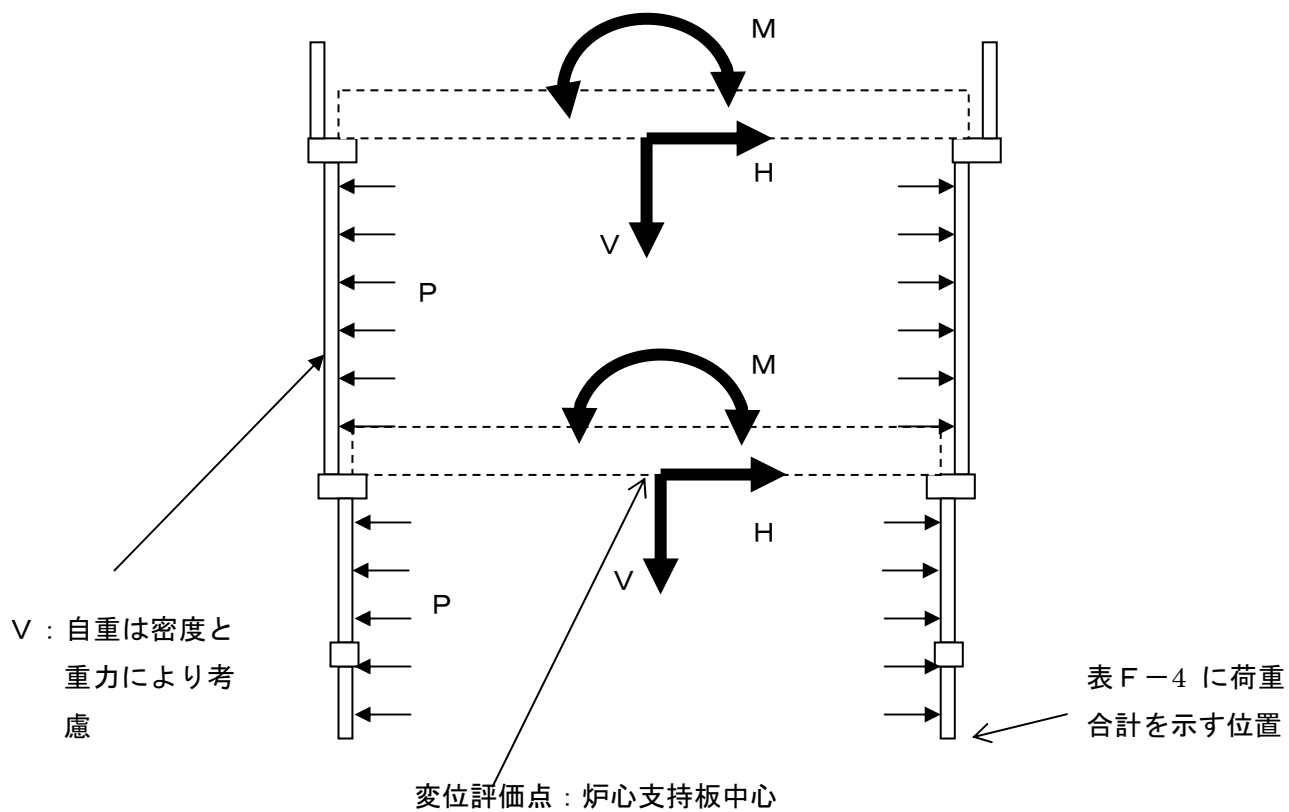
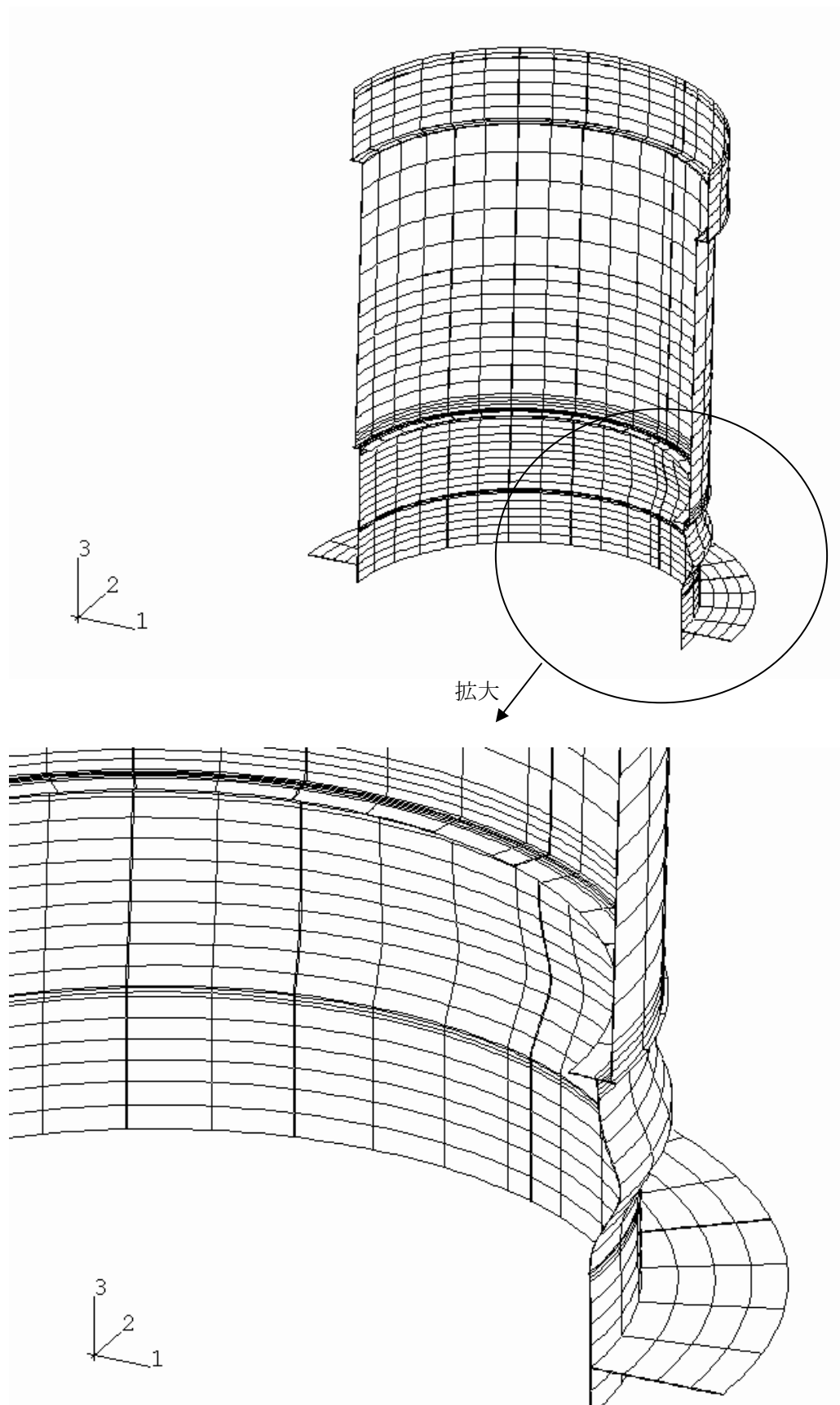
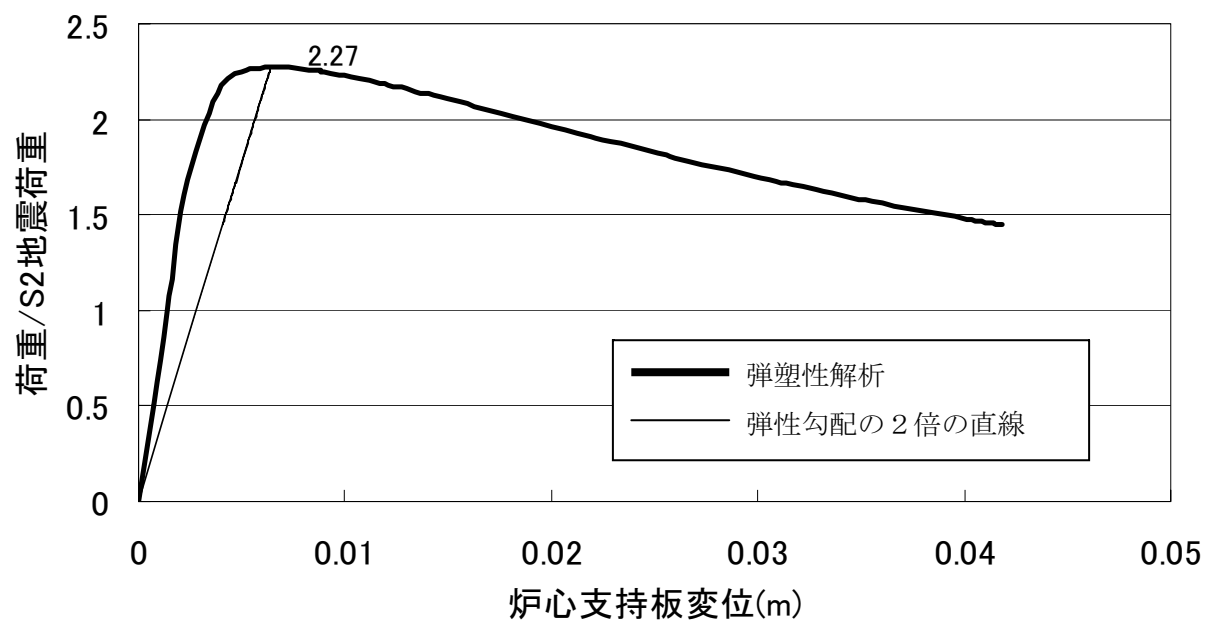


図 F-5 荷重負荷位置及び変位評価点

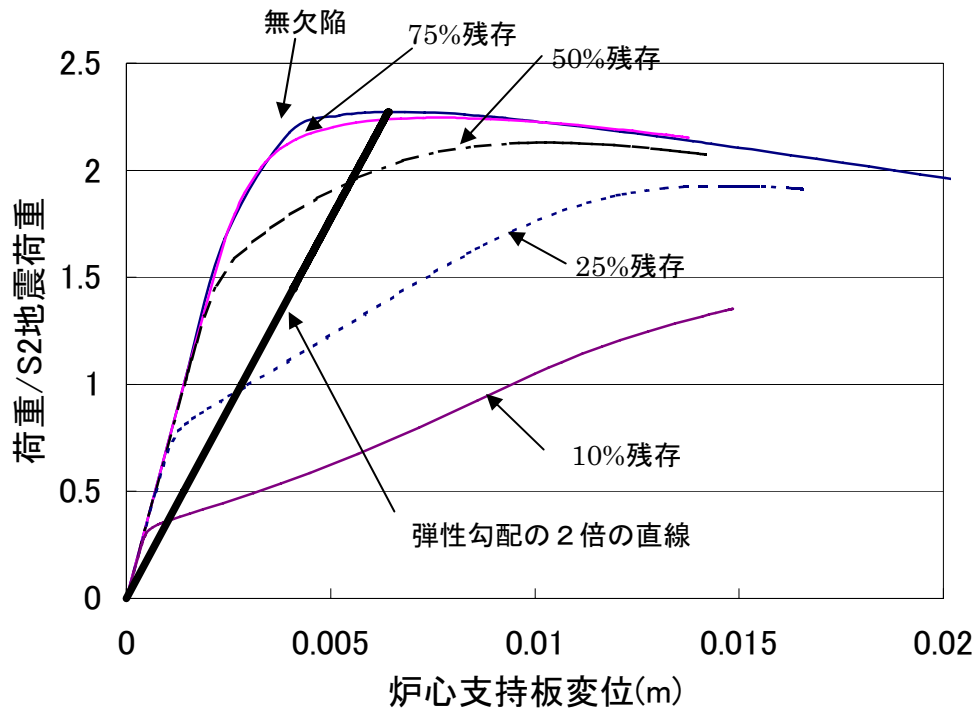


図F-6 シュラウドの座屈モード
(全ての溶接線が健全な場合の座屈後変形)
F-15

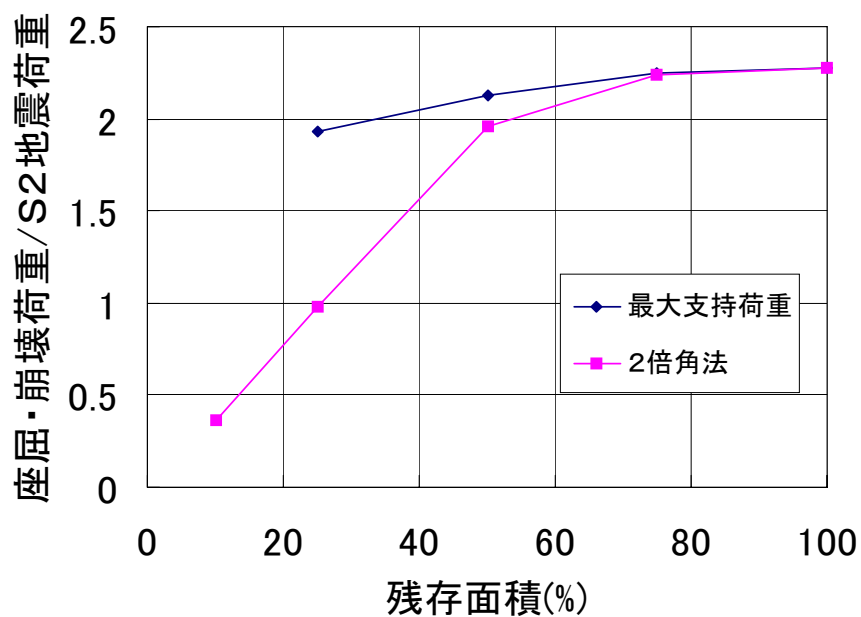


図F－7 全ての溶接線が健全な場合の荷重－変位関係

解析ケース	H7a 周継手のき裂		V7 縦継手のき裂残存面積
	全周(き裂)残存面積	荷重伝達を無視する長さ	
1. H7 全周き裂深さの影響	100%, 75%, 50%, 25%, 10%	—	100%



図F－8 シュラウド周方向溶接線の全周き裂深さの影響（荷重－変位関係）



図F－9 シュラウド周方向溶接線の全周き裂深さの影響

解析ケース	H7a 周継手のき裂		V7 縦継手のき裂残存面積
	全周（き裂） 残存面積	荷重伝達を無視する長さ	
2. H7 検査困難範囲の影響	100%, 75%, 50%, 25%, 10%	全周の 10%	100%

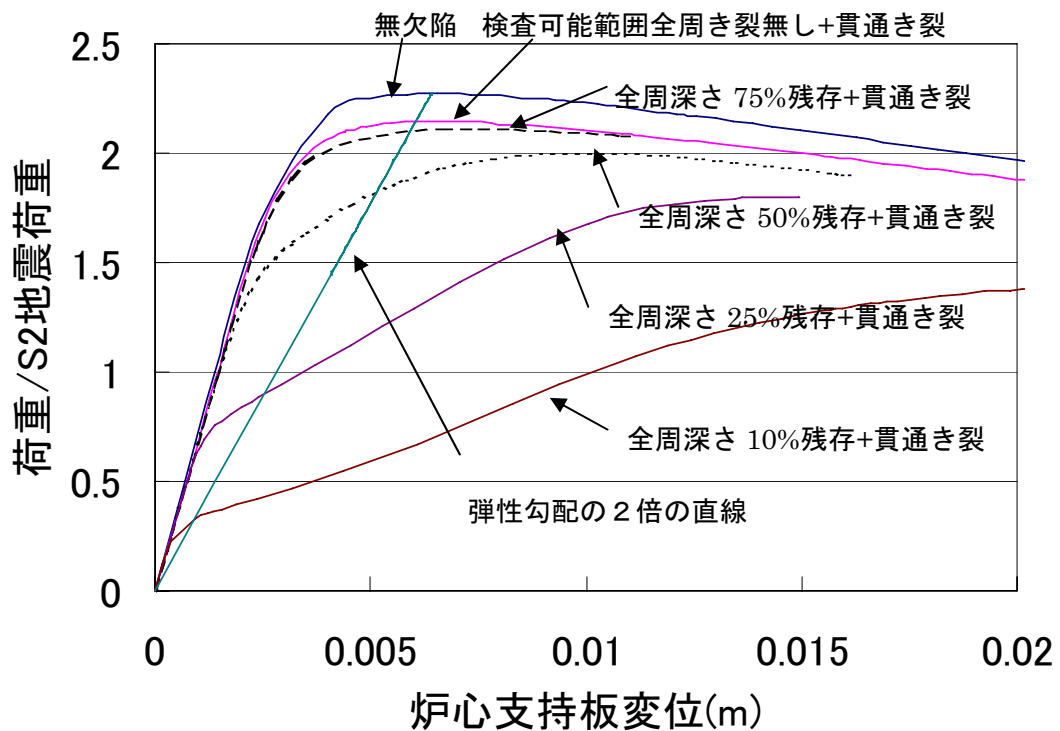


図 F - 1 0 H 7 a 検査困難範囲を貫通き裂とした場合の影響（荷重変位関係）

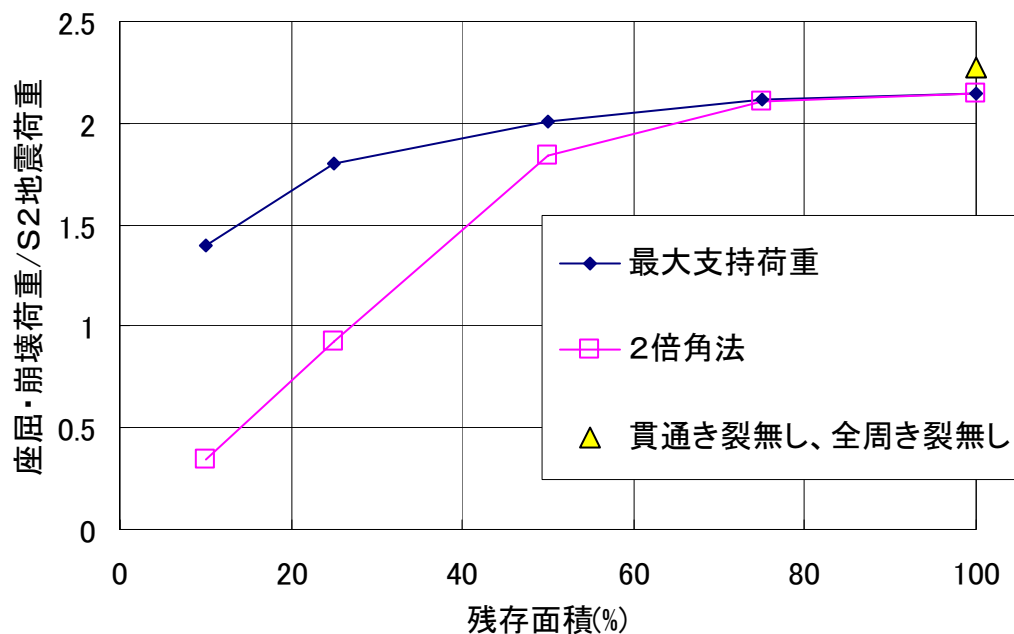


図 F - 1 1 H 7 a の検査困難範囲を貫通き裂とした場合の影響

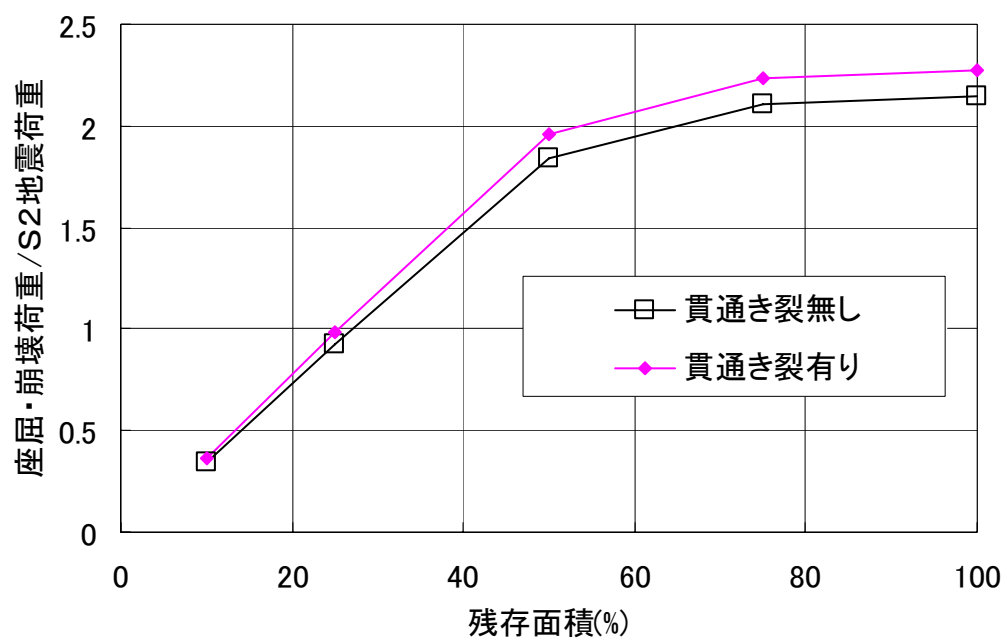
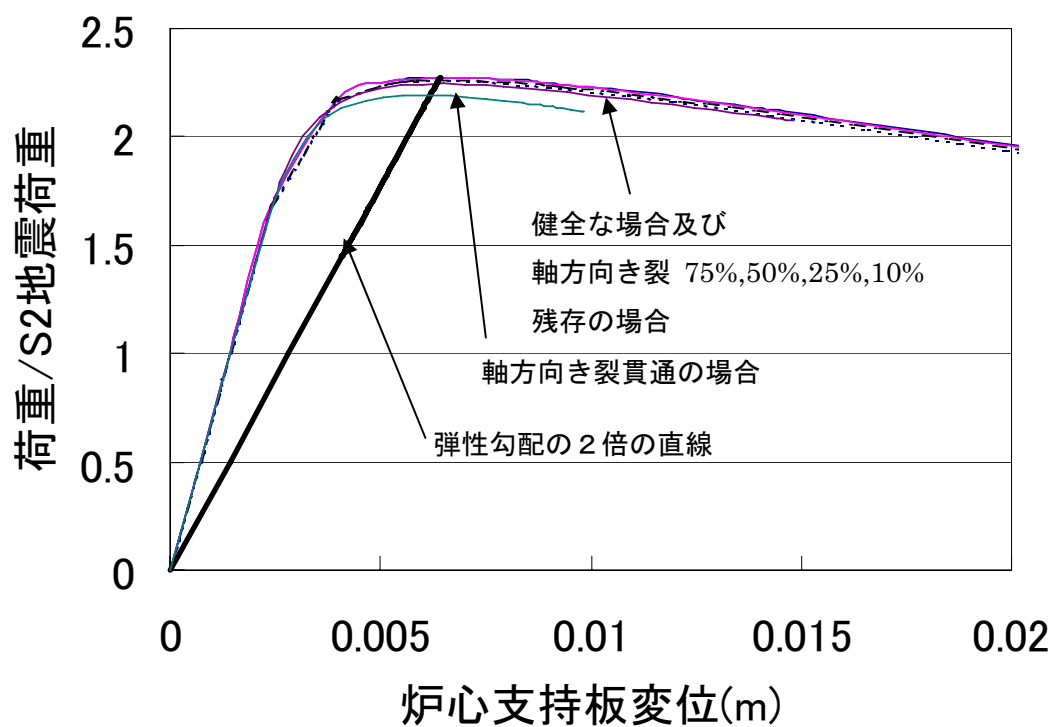
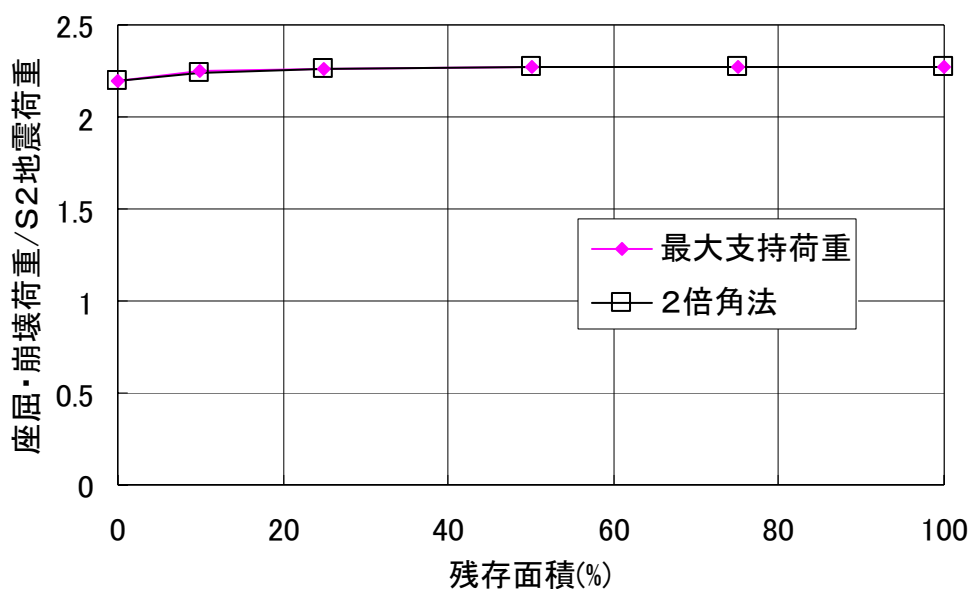


図 F－12 H7a の検査困難範囲を貫通き裂とした場合と貫通き裂を考慮しない場合の比較

解析ケース	H7a 周継手のき裂		V7 縦継手のき裂残存面積
	全周(き裂)残存面積	荷重伝達を無視する長さ	
3. V7 き裂深さの影響	100%	—	100%, 75%, 50%, 25%, 10%, 0%



図F-13 縦継手のき裂深さの影響（荷重変位関係）



図F-14 縦継手のき裂深さの影響

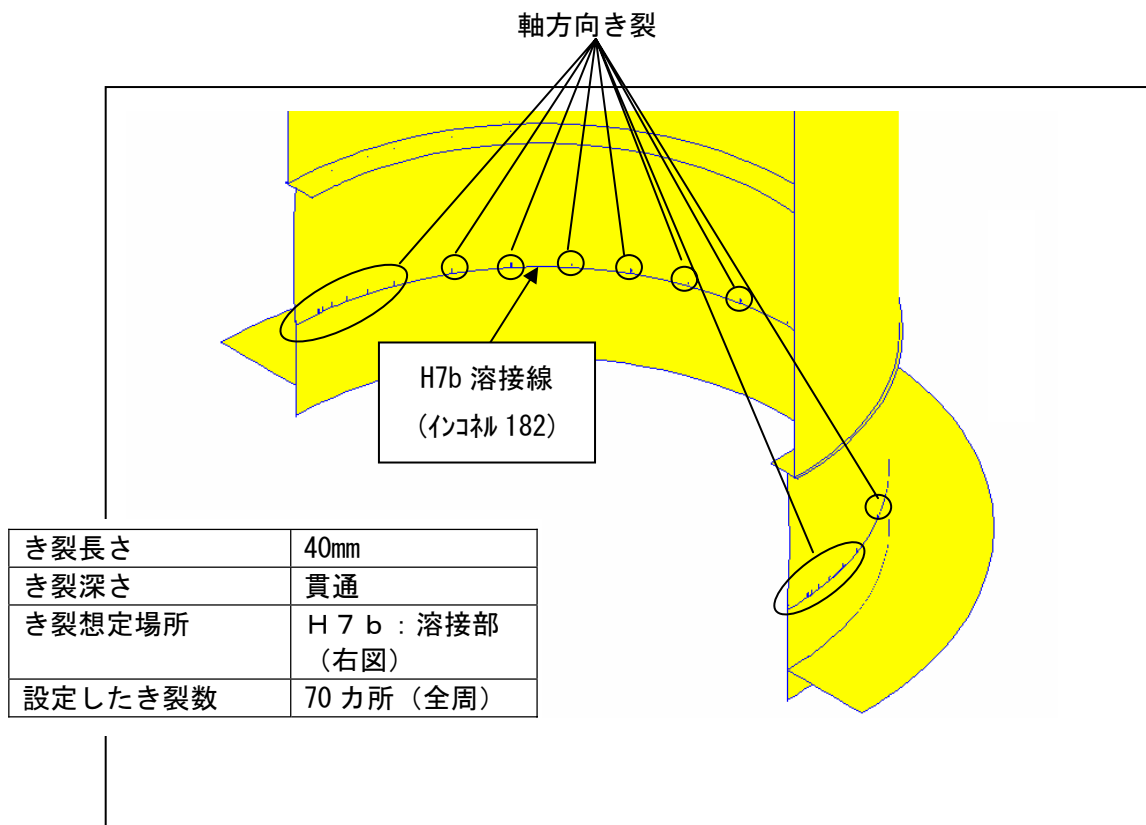


図 F - 1 5 考慮した軸方向多数き裂

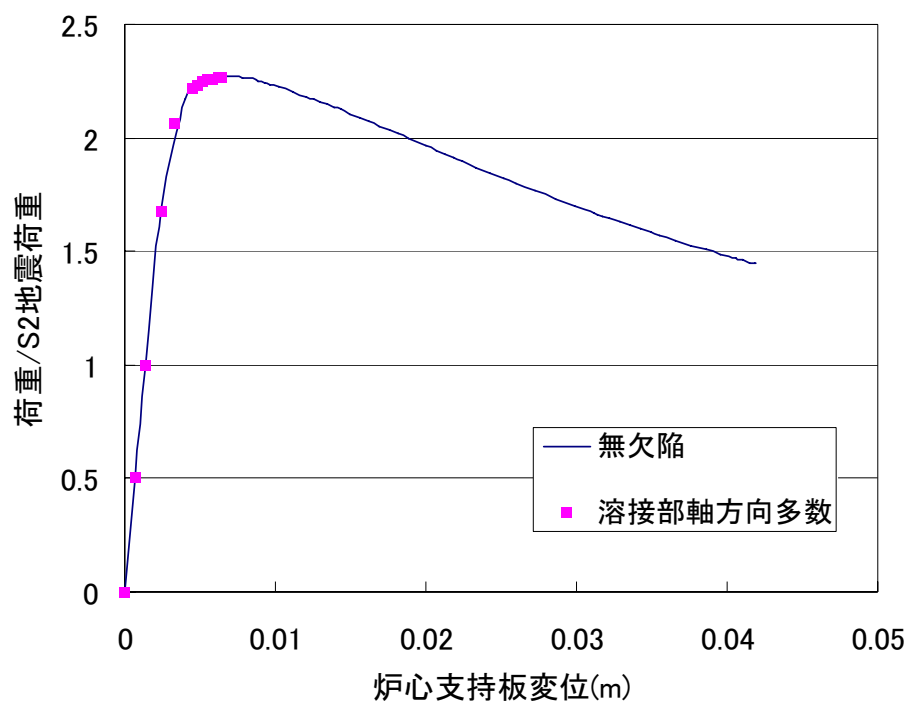


図 F - 1 6 軸方向多数き裂を考慮した場合の影響

解析ケース	H7a 周継手のき裂		V7 縦継手のき裂残存面積
	全周（き裂）残存面積	荷重伝達を無視する長さ	
5. H7a, v7 同時き裂の影響	50%	全周の 10%	10%

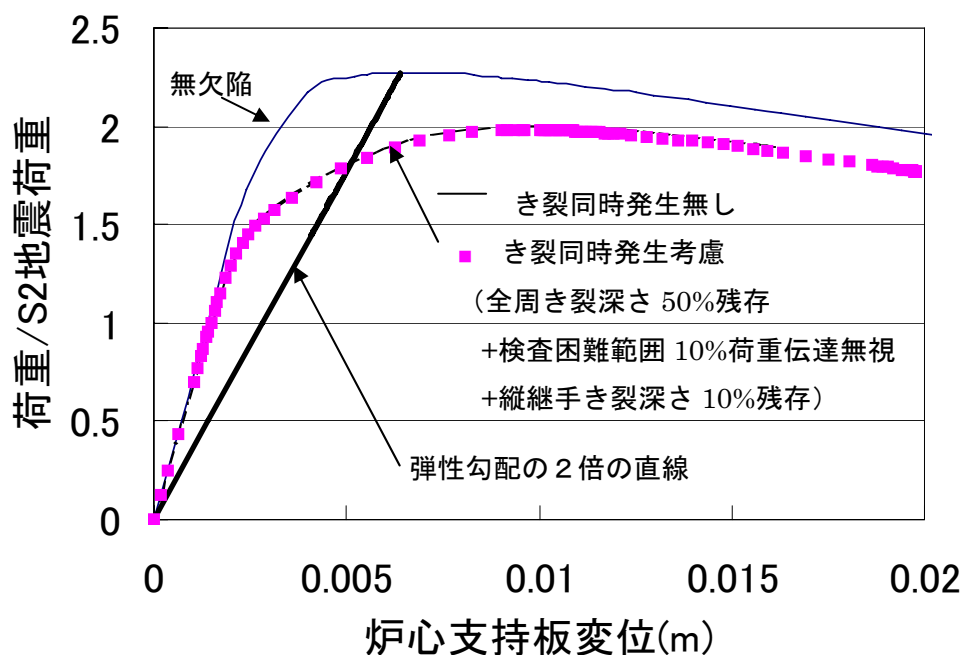


図 F-17 H7a、V7 同時き裂の場合の影響

解析ケース	H7a, H7b 周継手のき裂		V7 縦継手の残存面積
	全周（き裂）残存面積	荷重伝達を無視する長さ	
6. H7a, H7b 同時き裂の影響	50%	全周の 10%	10%

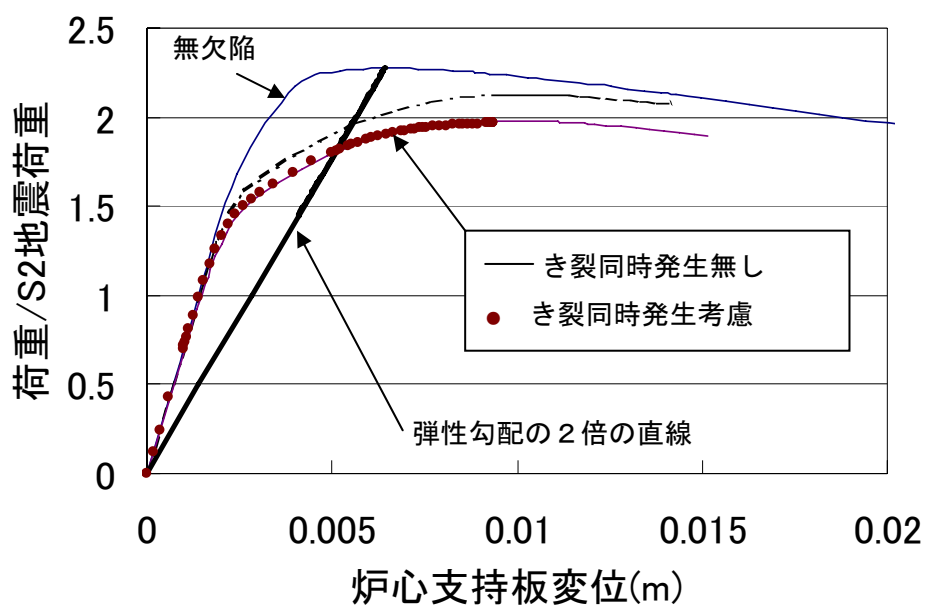


図 F-18 H7a、H7b 同時き裂の場合の影響

解析ケース	H6b 周継手のき裂		V7 縦継手の残存面積
	全周（き裂）残存面積	荷重伝達を無視する長さ	
7. H6b き裂の影響	100%, 75%, 50%, 25%10%	全周の 40%	100%

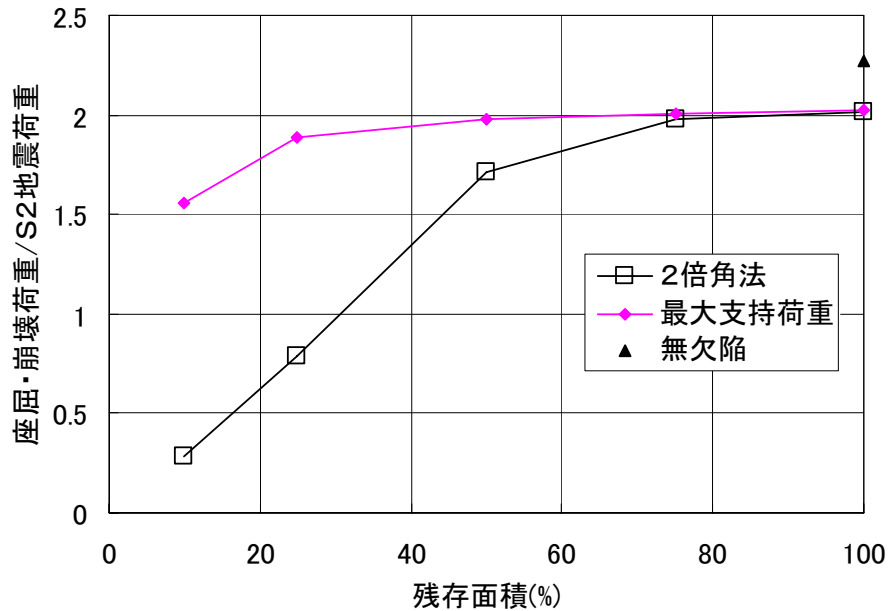


図 F - 1 9 H 6 b 周方向溶接部のき裂の影響

解析ケース	H7a 周継手のき裂		V7 縦継手の残存面積
	全周（き裂）残存面積	荷重伝達を無視する長さ	
8. H7a 検査範囲削減の影響	100%, 75%, 50%,	全周の 10%, 40%	100%

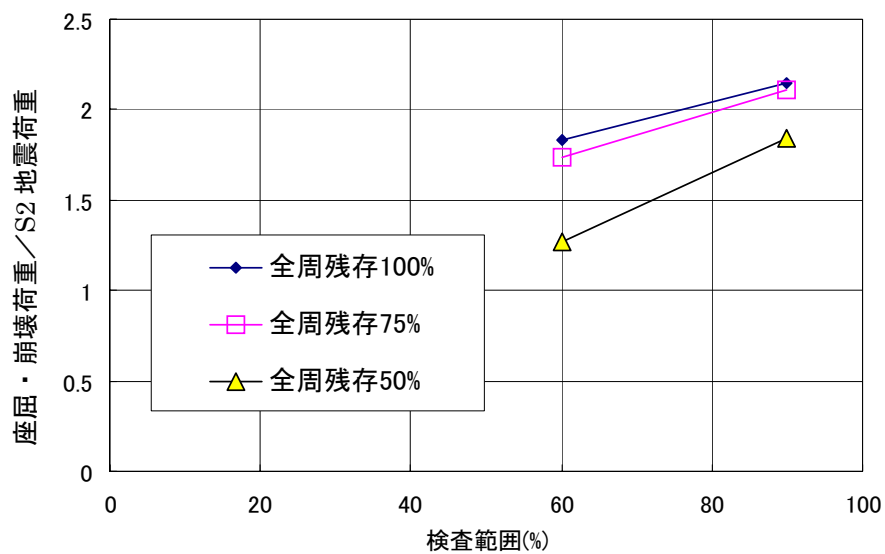


図 F - 2 0 H 7 a 周方向溶接部の検査範囲を削減した場合の影響

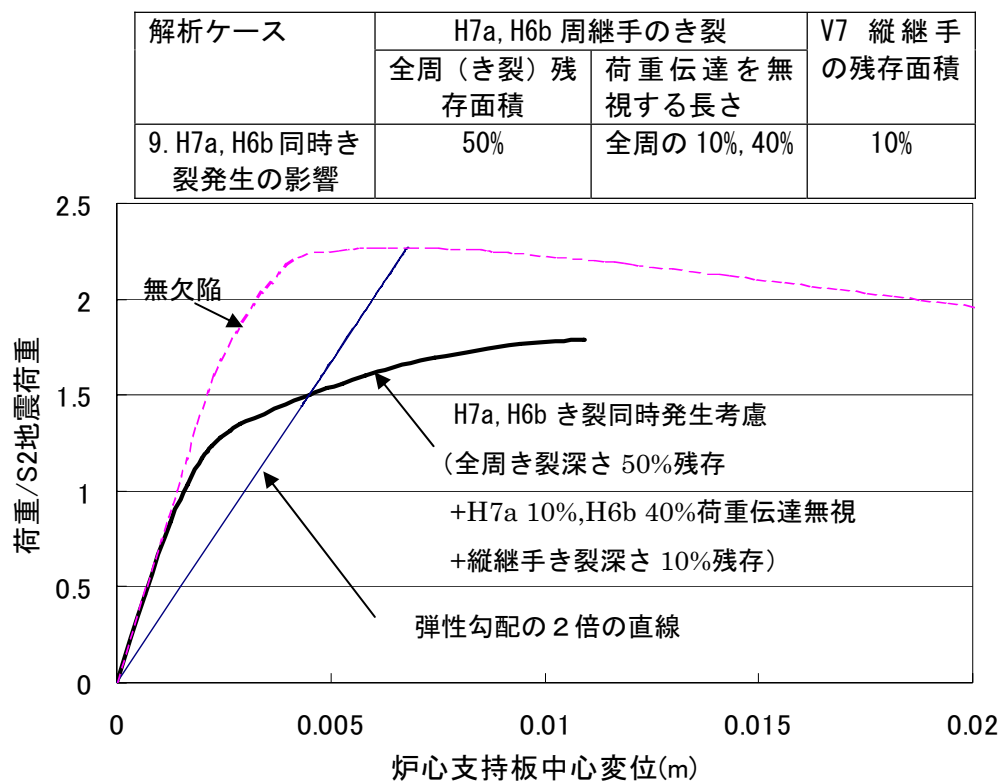
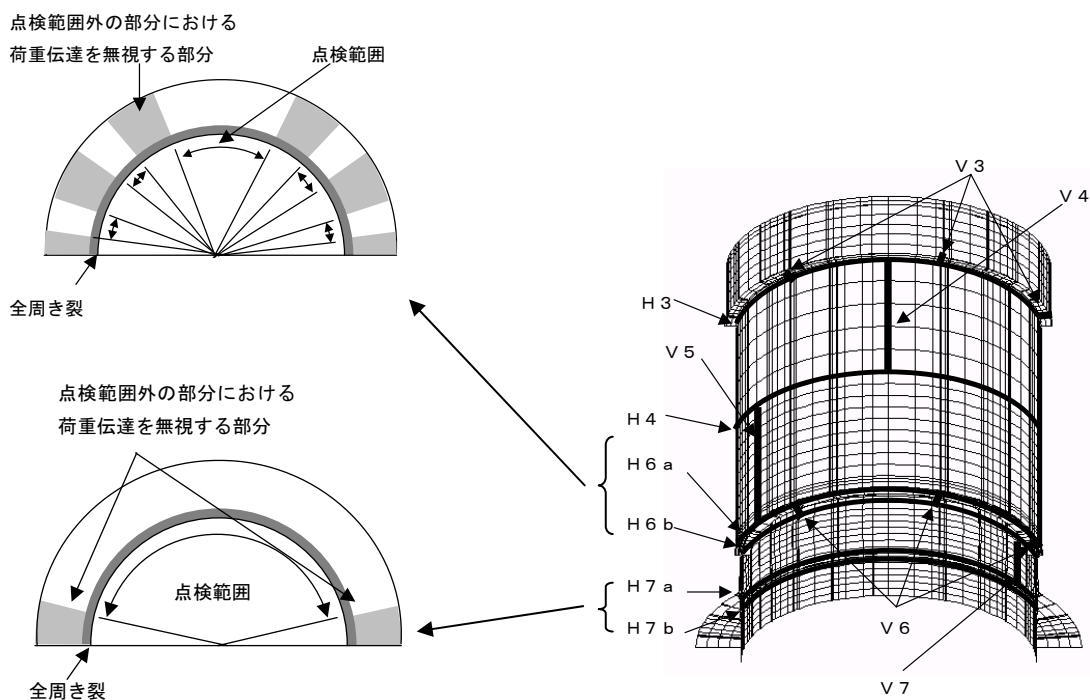
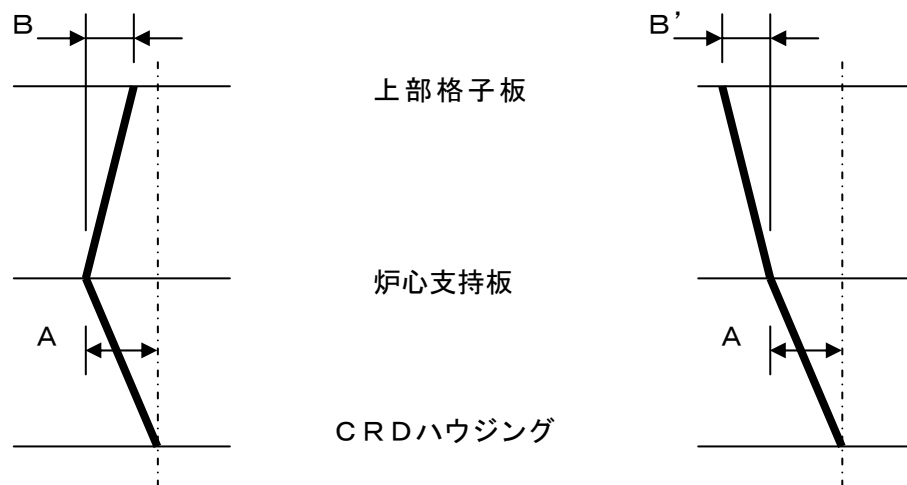


図 F-21 H7a、H6bにき裂が同時発生した場合の影響



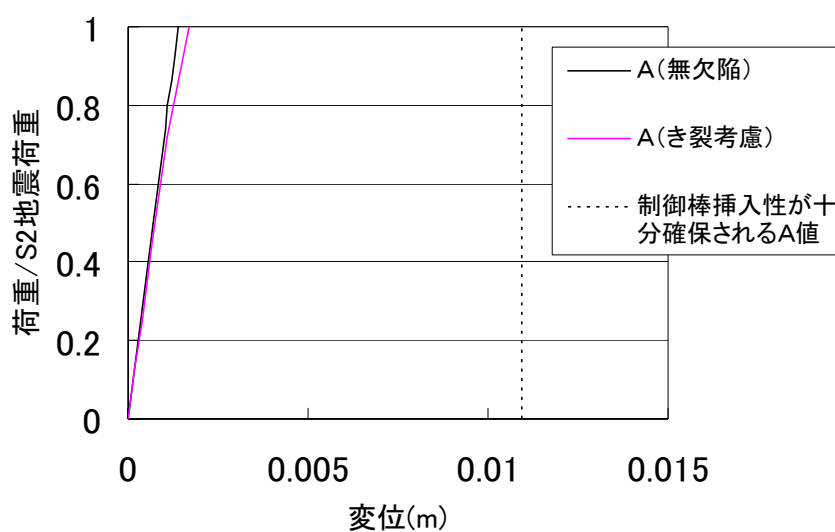
周継手部				縦継手部	
位置	想定き裂			位置	想定き裂
H3	全周き裂	き裂深さ	50%	V3	溶接線全長に渡るき裂 き裂深さ 90% = 10%残存
H4	荷重伝達無視		0%	V4	
H6a	全周き裂	き裂深さ	50%	V5	
H6b	荷重伝達無視		40%	V6	
H7a	全周き裂	き裂深さ	50%	V7	
H7b	荷重伝達無視		10%		

図 F-22 制御棒挿入性に対し想定したき裂

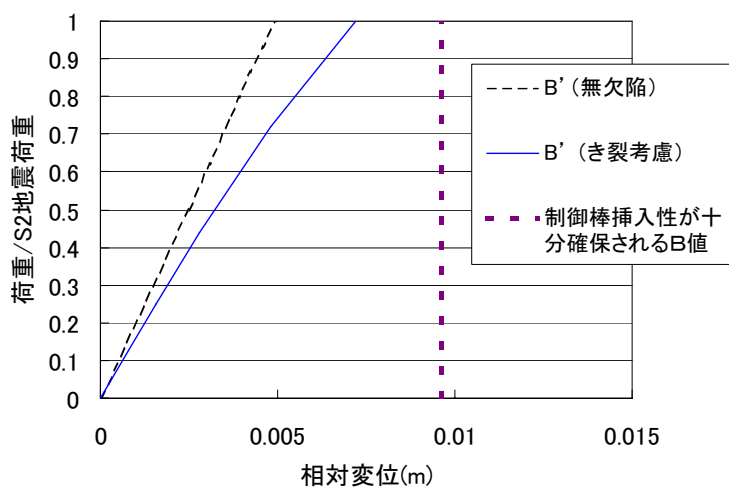


解析・試験により制御棒挿入性を
確認したミスアラインメント

シュラウドの想定き裂による地震時の
ミスアラインメント

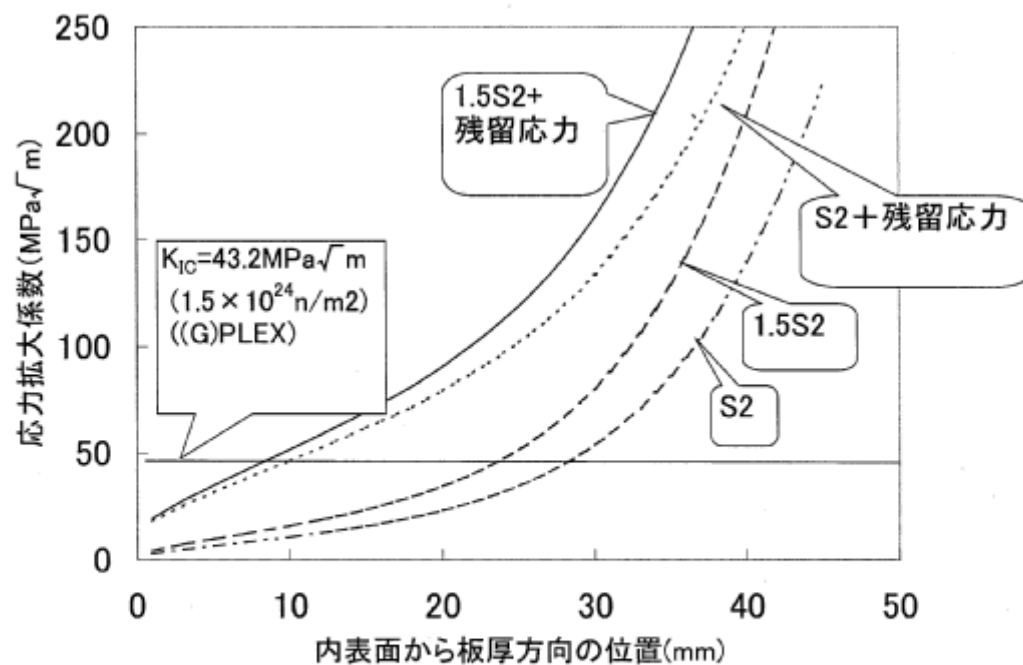


(a) 炉心支持板の変位



(b) 炉心支持板と上部格子板の相対変位

図 F-23 制御棒挿入性に対するき裂の影響



図F-24 応力拡大係数 K と破壊靱性 K_{IC} の比較

残留応力が座屈・崩壊荷重に与える影響

1. 目的

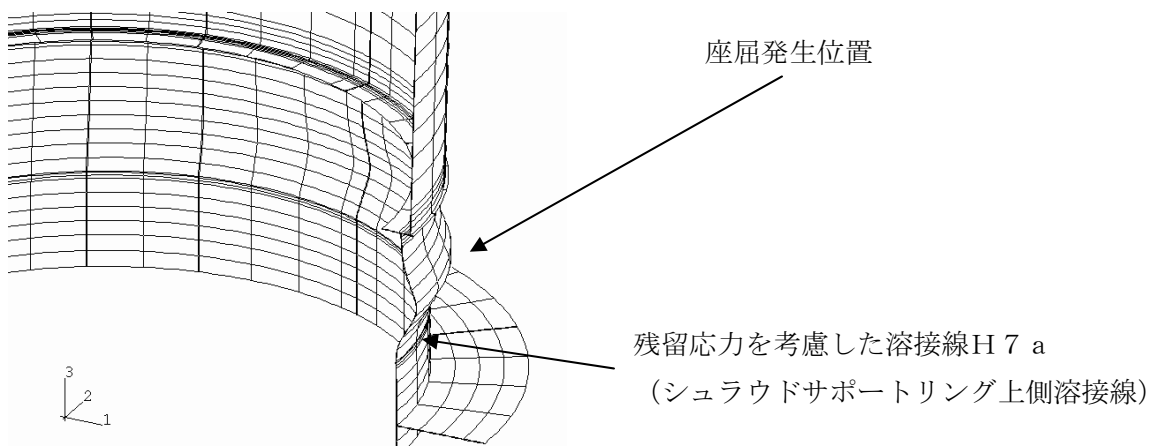
シュラウド溶接部の残留応力が座屈・崩壊荷重に与える影響を検討する。

2. 検討方法

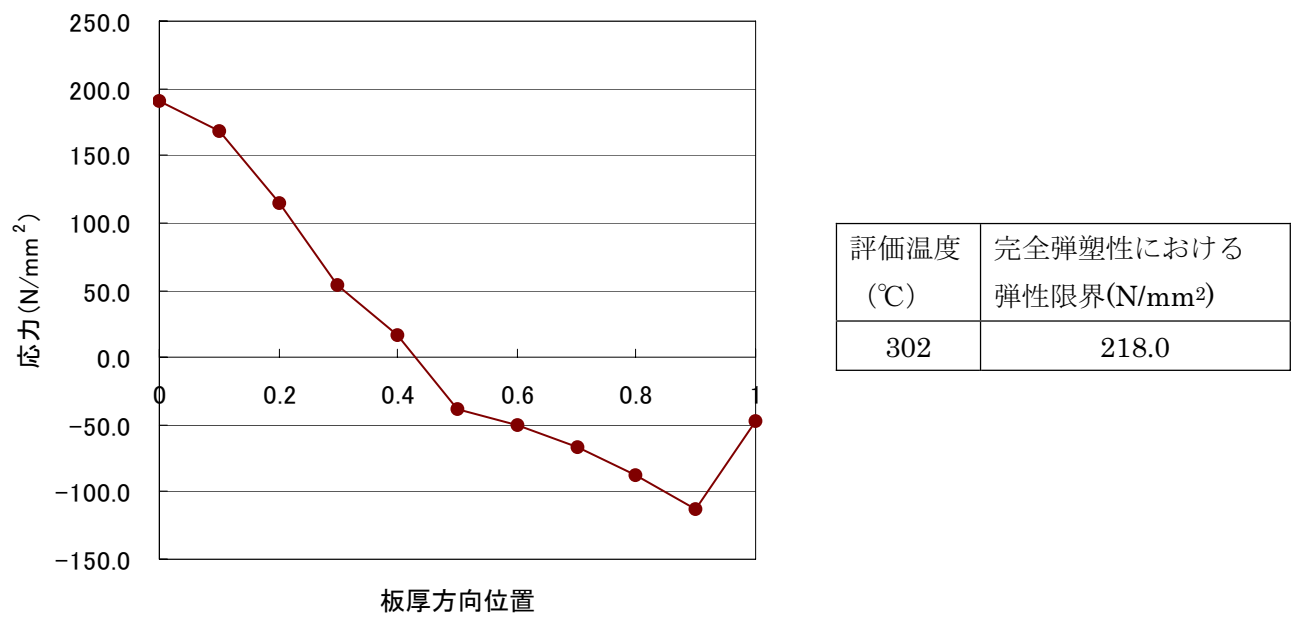
シュラウド解析モデルの溶接線H7 a（補図F－1 参照）に溶接残留応力相当の応力が発生した状態で、座屈・崩壊解析を実施し、座屈・崩壊荷重の低下を比較した。残留応力は、仮想的な温度分布と線膨張係数を溶接線に与えることにより発生させた。座屈・崩壊解析は保守側に $2.3 S_m$ を弾性限界とした完全弾塑性モデルで実施しており、本解析においても加工硬化による座屈・崩壊荷重の増加が無いよう同一の応力ひずみ関係を用いている。比較は残留応力の効果が最も大きくなると考えられるシュラウドにき裂が無い状態で実施した。

3. 検討結果

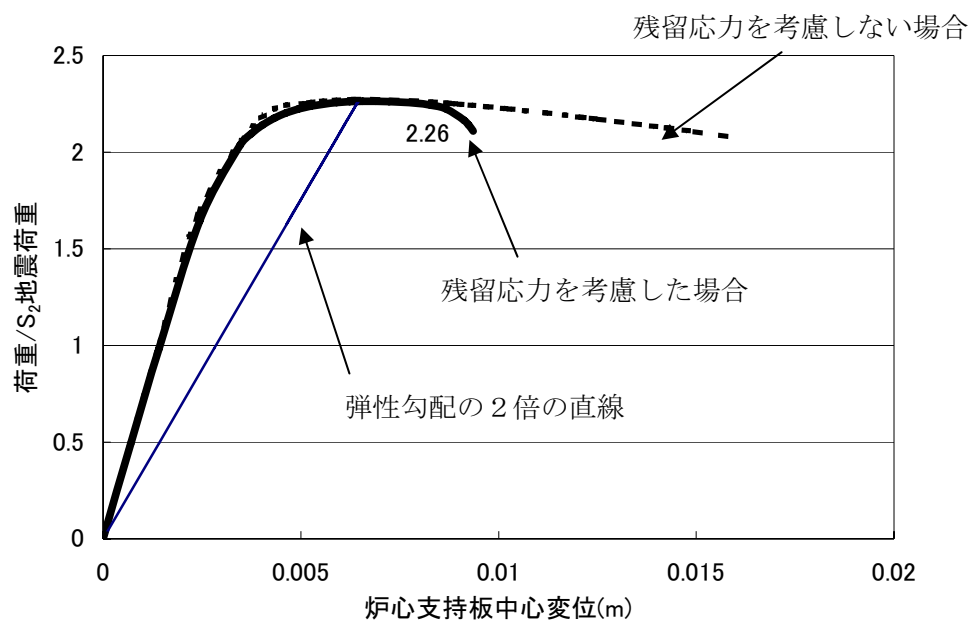
溶接線H7 a 部に与えた軸方向残留応力分布を補図F－2 に示す。残留応力解析から得られた分布形状とほぼ相似形となっている。この残留応力分布が存在する状態で、自重、差圧、 S_2 地震荷重が加わった場合の座屈崩壊解析を実施した。解析結果を補図F－3 に残留応力を考慮しない場合と比較して示す。残留応力が存在する場合、座屈後の荷重低下は影響を受けるが、座屈・崩壊荷重にはほとんど影響が無いことが確認された。



補図F－1 残留応力を考慮した溶接線H7 a



補図F－2 溶接線H 7 a に考慮した軸方向残留応力の板厚内分布



	座屈・荷重崩壊（荷重/ S_2 地震荷重）
残留応力を考慮しない場合	2.27
残留応力を考慮した場合	2.26

補図F－3 残留応力の有無による座屈・崩壊荷重の比較

付録G シュラウドの変形による制御棒挿入性について

1. 目的

シュラウドの溶接部にき裂を想定した場合の地震時におけるシュラウドの変形による制御棒の挿入性について評価を行う。

2. 検討条件

検討条件は以下に示すとおりである。

(1) 対象プラント

1100MWe BWR とする。

(2) 想定き裂

シュラウドに想定したき裂は下記のとおりである。

- ・ シュラウド周継手 板厚の50%深さのき裂
- ・ シュラウド縦継手 板厚の90%深さのき裂

(3) S2地震時における炉心支持板での水平方向変位

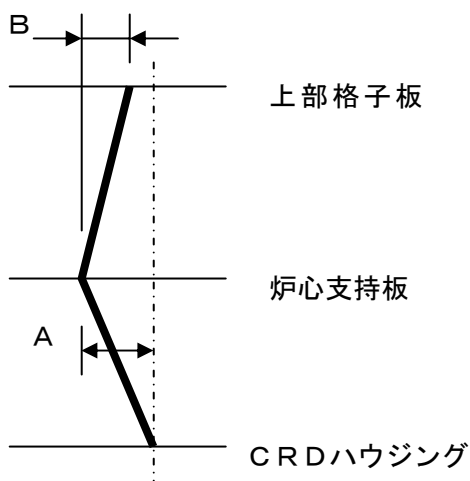
上記(2)の想定き裂状態でのS2地震時において、シュラウドの傾きにより炉心支持板位置で1.7mmの水平方向変位、上部格子板と炉心支持板の水平方向相対変位7.2mmが生じることから、この変位量を、炉心支持板位置および炉心支持板と上部格子板のミスアライメントとして考慮する。

3. 検討

(1) 地震時における制御棒挿入性

BWRプラントに対する制御棒の地震時挿入性を確認するために、下記のようなミスアライメントを付与し、燃料振幅40mmまで加振させた制御棒の挿入性解析及び試験評価を行っている。

その結果、燃料振幅40mmまで通常運転時のスクラム仕様値である3.5秒を十分満足することを確認している。(図G-1、2参照)



表G-1 解析のケース (単位: mm)

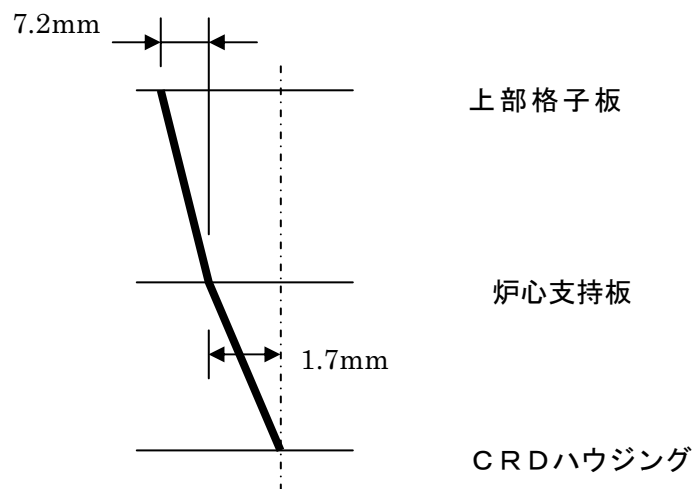
	ケース 1	ケース 2	ケース 3
A	3.6	7.1	10.9
B	2.4	5.8	9.6

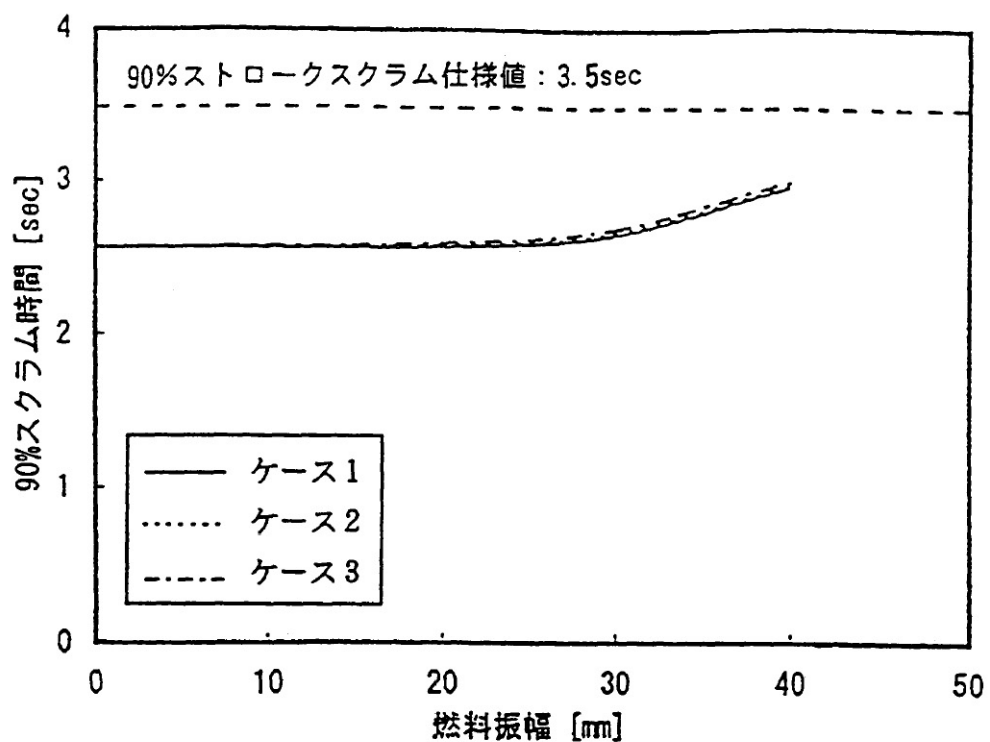
表G-2 試験のケース (単位: mm)

	ケース 1	ケース 2	ケース 3	ケース 4
A	3.64	5.16	7.06	8.0
B	2.38	3.00	5.80	5.80

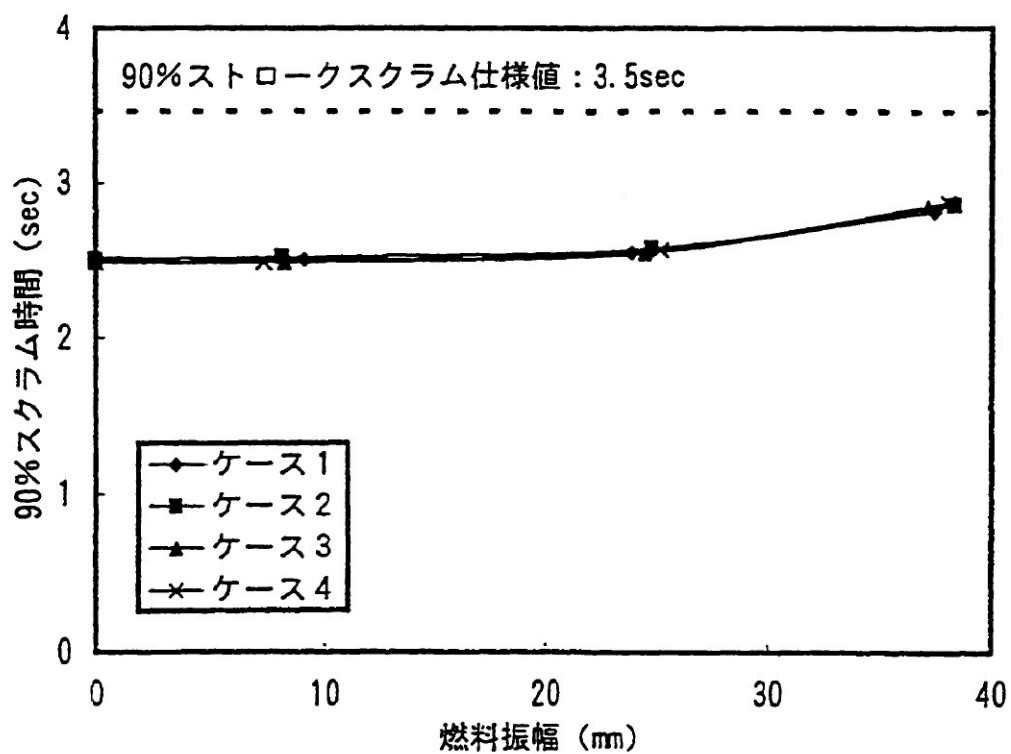
(2) シュラウドの変形による地震時挿入性

シュラウドの想定き裂による炉心支持板位置でのミスアライメント量は1.7mm、炉心支持板と上部格子板のミスアライメント量は7.2mmであり、(1)で確認しているミスアライメント量10.9mm及び9.6mmに比べて小さく、かつ下記に示すようにCRDハウジング～炉心支持板～上部格子板において直線的なミスアライメント(くの字形状のミスアライメントがより厳しい)となることから、S2地震時における制御棒挿入性は十分確保できるといえる。





図G-1 地震時挿入性解析結果



図G-2 地震時挿入性試験結果

付録H シュラウドの点検における接近性について

1. 各種検査手法の概要

シュラウドに対する検査装置として以下の装置が挙げられる。図 H-1 に VT（目視試験）および UT（超音波探傷試験）を実施する場合の概要を示す。以下にこれら装置によるシュラウドの点検に対する接近性について示す。

1. 1 VT 装置

- (1) 吊下式水中テレビカメラ（吊下式カメラ）およびマイクロスコープ
- (2) 隔移動機構に搭載した水中テレビカメラ（遠隔式カメラ）
（水中遊泳ロボット、自走式吸着ロボット 等）

1. 2 UT 装置

- (1) 遠隔移動機構に超音波探触子を搭載した装置（遠隔式 UT 装置）

2. VT 装置におけるシュラウドへの接近性

2. 1 吊下式水中テレビカメラ（吊下式カメラ）およびマイクロスコープによる VT

吊下式カメラで VT を実施する場合、ロープ等を装着して所定の位置まで吊り降ろし、燃料取扱機もしくは作業台車から操作することにより検査を実施する。図 H-2 に検査要領を示す。本手法は炉内の ISI 作業において一般的に用いられている手法である。以下にシュラウド内外からの接近性について記述する。なお吊下式カメラによる接近性を表 H-1、図 H-3 および図 H-4 に示す。

(1) シュラウド外部からのアクセス

シュラウド外側からの周方向溶接線への接近性については、シュラウド上部溶接線（H1 および H2）については、ラグやコアスプレイ配管等との干渉のない部分については接近可能である。H3 溶接線については、干渉がなく全範囲接近可能である。また中間部溶接線（H4）および下部溶接線（H6a, H6b, H7a および H7b）については、ジェットポンプ等との干渉により接近可能な範囲が限定される。

一方、縦方向溶接線では、シュラウド上部溶接線（V1, V2 および V3）および中間部の V4 溶接線については、干渉がなく全範囲接近可能である。また中間部の V5 溶接線および下部の V7 溶接線はジェットポンプとの干渉により接近が困難であり、V6 溶接線については、ジェットポンプとの干渉により一部接近が困難である。

(2) シュラウド内部からのアクセス

シュラウド内部からでは、上部溶接線のうち H1 および H2 溶接線はコアスプレイスパージャ、上部格子板および LPCI フローバップルとの干渉により接近が困難であるが、上部溶接線の H3 溶接線および中間部溶接線 (H4) 周辺は最外周の燃料取り出しにより全範囲検査可能となる。下部溶接線のうち H6a 溶接線は通常の吊下式水中テレビカメラでは炉心支持板との干渉により接近困難であるが、他の溶接線 (H6b, H7a および H7b) では、炉心支持板のスタッドボルトや差圧検出ほう酸水注入配管との干渉部分を除き接近可能である。ただし、燃料や制御棒案内管の一部取り出しが必要となる。

一方、シュラウド内側からの縦方向の溶接線検査では、シュラウド上部溶接線のうち V1 溶接線はスカートにより、V2 溶接線はコアスプレイスパージャにより、上部格子板および LPCI フローバップルにより接近が一部制限される。また上部の V3 溶接線および中間部の V4 溶接線は、周辺の燃料を取り出すことにより全範囲接近可能となる。中間部の V5 溶接線については吊下式水中テレビカメラでは炉心支持板により一部接近困難であるが、V6 溶接線および V7 溶接線については、燃料や制御棒案内管の一部取り出しにより接近可能となる。

なお炉心支持板とシュラウド間にアクセス可能な専用治具を用いることにより、吊下式水中カメラで接近が困難な狭隘部位 (シュラウド内側からの検査 : H6a 溶接線および V5 溶接線の一部接近が困難な部分) に対しても接近が可能となる。

2. 2 遠隔移動機構に搭載した水中テレビカメラ (遠隔式カメラ) による VT

遠隔移動機構としては、水中遊泳式ロボットや水中吸着自走式ロボットなどが開発されており、これら移動機構に水中テレビカメラ (遠隔式カメラ) を搭載し、検査を実施することができる。以下にシュラウド内外からの接近性について記述する。なお遠隔式カメラによる接近性を表 H-2、図 H-5 および図 H-6 に示す。

(1) シュラウド外部からのアクセス

シュラウド外側からの周方向溶接線への接近性については、シュラウド上部溶接線 (H1 および H2) については、ラグやコアスプレイ配管等との干渉のない部分については接近可能である。H3 溶接線では、干渉がなく全範囲接近可能である。また中間部溶接線 (H4) については、吊下式カメラで接近が困難な範囲まで遠隔式カメラ (自走式移動機構) により接近可能となる。下部溶接線 (H6a, H6b, H7a および H7b) については、ジェットポンプ等との干渉により接近可能な範囲が限定されるが、干渉を避けることで接近範囲が広がる可能性がある。

一方、軸方向の溶接線検査では、シュラウド上部溶接線 (V1, V2 および V3) および中間部の V4 溶接線については、干渉がなく全範囲接近可能である。また中間部の V5 溶接線につい

ては、遠隔式カメラ（自走式移動機構）により接近可能となる。下部の V7 溶接線はジェットポンプとの干渉により接近困難であるが、V6 溶接線については、ジェットポンプとの干渉を避けることで吊下式水中カメラより範囲を拡大できる可能性がある。

（２）シュラウド内部からのアクセス

シュラウド内部では、吊下式カメラと同様に、上部溶接線のうち H1 および H2 溶接線はコアスプレイスパージャ、上部格子板および LPCI フローバッフルとの干渉により接近困難であるが、上部溶接線の H3 溶接線および中間部溶接線（H4）周辺は最外周の燃料取り出しにより全範囲検査可能となる。下部溶接線のうち H6a 溶接線は炉心支持板との干渉により接近困難であるが、他の溶接線（H6b, H7a および H7b）では、炉心支持板のスタッドボルトや差圧検出ほう酸水注入配管との干渉部分を除き接近可能である。ただし、制御棒案内管の一部取り出しが必要となる。

一方、シュラウド内側からの軸方向の溶接線検査では、シュラウド上部溶接線のうち V1 溶接線はスカートにより、V2 溶接線はコアスプレイスパージャ、上部格子板および LPCI フローバッフルにより接近が一部制限される。上部の V3 溶接線は上部格子板により移動機構の接近が困難となる。中間部の V4 溶接線は燃料取り出しにより全範囲接近可能となる。中間部の V5 溶接線は炉心支持板により一部接近困難であるが、V6 溶接線および V7 溶接線については、制御棒案内管の一部取り出し接近可能となる。

3. UT 装置におけるシュラウドへの接近性

遠隔移動機構に超音波探傷器を搭載した装置（遠隔式 UT 装置）による接近性および検査性を示す。2. 2 項で上述した遠隔移動する水中吸着自走式ロボットなどに超音波探触子を搭載して検査を実施することができる。なお遠隔式 UT 装置による接近性および検査性を表 H-2 および図 H-7 に示す。

3. 1 シュラウド内外からの接近性および検査性

遠隔移動機構に超音波探傷器を搭載した装置（遠隔式 UT 装置）によるシュラウドへの接近性については、2. 2 項で上述した遠隔式カメラの接近性（表 H-2）とほぼ同等となる。

しかし、実際に検査を行う場合、溶接部の開先形状や干渉物等の制限から、内面または外面の一方方向からの検査となる場合がある。この場合、例えば内面側のき裂を外面側から検出することとなる。ここで表 H-3 および図 H-7 に各溶接線に対する検査可能範囲を示す。

周方向溶接線に関して、まずシュラウド上部溶接線（H1 および H2）については、内部側にラグやコアスプレイスパージャ等との干渉物があるため、外面側からの検査となる。H4 溶接

線は外側のジェットポンプとの干渉を回避できれば、内外面からの検査が可能である。H3 溶接線、H6 溶接線および H7 溶接線では、溶接部の開先形状から内外面からの検査を効率的に行う必要がある。

軸方向の溶接線検査では、シュラウド上部溶接線（V1、V2 および V3）および下部の V6 溶接線では、干渉物により検査が一部制限される。中間部の V4 溶接線については、干渉物がなく内外面からの検査が可能である。また中間部の V5 溶接線については、ジェットポンプとの干渉を回避することで接近が可能になる。下部の V7 溶接線は内面からの検査が容易である。

表 H-1 吊下式水中カメラシステム（吊下式カメラ）によるシュラウドへの接近性
(1,100MWe BWR の場合)

溶接番号 (溶接線長)	シュラウド外側		シュラウド内側	
	接近可能 範囲	接近困難理由	接近可能 範囲	接近困難理由
H1 (約 17.5m)	70%	ラグ, CS 配管により 一部困難	0%	CS スパージャにより困難
H2 (約 17.5m)	90%	LPCI カップリング (3 箇所) により一部困難	0%	上部格子板, LPCI フロー バップルにより困難
H3 (約 16.5m)	100%	—	100%	燃料取出要
H4 (約 16.5m)	35%	JP により一部困難	100%	燃料取出要
H6a (約 16.5m)	35%	JP により一部困難	0%	燃料取出要 専用治具使用の場合： 100%
H6b (約 16.0m)	35%	JP により一部困難	95%	スタッドボルトにより一 部困難, CRGT 取出要
H7a (約 16.0m)	30～50%	JP により一部困難	95%	DPLC (1 箇所) により一 部困難, CRGT 取出要
H7b (約 16.0m)	30～50%	JP により一部困難	95%	DPLC (1 箇所) により一 部困難, CRGT 取出要
V1 (約 0.9m)	100%	—	60%	スカートにより一部困難
V2 (約 1.8m)	100%	—	20%	CS スパージャ, LPCI フロー バップルにより一部困 難, 下部は上部格子板で アクセス困難
V3 (約 0.4m)	100%	—	100%	燃料取出要
V4 (約 4.4m)	100%	—	100%	燃料取出要
V5 (約 4.4m)	0%	JP により困難	80%	燃料取出要 専用治具使用の場合： 100%
V6 (約 0.6m)	80%	JP により一部困難	100%	CRGT 取出要
V7 (約 2.3m)	0%	JP により困難	100%	CRGT 取出要

表 H-2 遠隔移動機構によるシュラウドへの接近性 (注 1, 2)

(1, 100MWe BWR の場合)

溶接番号 (溶接線長)	シュラウド外側		シュラウド内側	
	接近可能 範囲	接近困難理由	接近可能 範囲	接近困難理由
H1 (約 17.5m)	70%	ラグ, CS 配管により 一部困難	0%	CS スパージャにより困難
H2 (約 17.5m)	90%	LPCI カップリング (3 箇所) により一部困難	0%	上部格子板, LPCI フロー バップルにより困難
H3 (約 16.5m)	100%	—	100%	燃料取出要
H4 (約 16.5m)	100%	—	100%	燃料取出要
H6a (約 16.5m)	80%	JP により一部困難 (LPCI の下)	0%	炉心支持板により困難
H6b (約 16.0m)	60%	JP により一部困難 (LPCI の下)	95%	スタッドボルトにより一 部困難, CRGT 取出要
H7a (約 16.0m)	30～50%	JP により一部困難	95%	DPLC (1 箇所) により一 部困難, CRGT 取出要
H7b (約 16.0m)	30～50%	JP により一部困難	95%	DPLC (1 箇所) により一 部困難, CRGT 取出要
V1 (約 0.9m)	100%	—	60%	スカートにより一部困難
V2 (約 1.8m)	100%	—	20%	CS スパージャ, LPCI フロー バップルにより一部困 難, 下部は上部格子板で アクセス困難
V3 (約 0.4m)	100%	—	0%	上部格子板で困難
V4 (約 4.4.m)	100%	—	100%	燃料取出要
V5 (約 4.4m)	100%	—	80%	炉心支持板により一部困 難
V6 (約 0.6m)	30%	JP により一部困難	100%	CRGT 取出要
V7 (約 2.3m)	0%	JP により一部困難	100%	CRGT 取出要

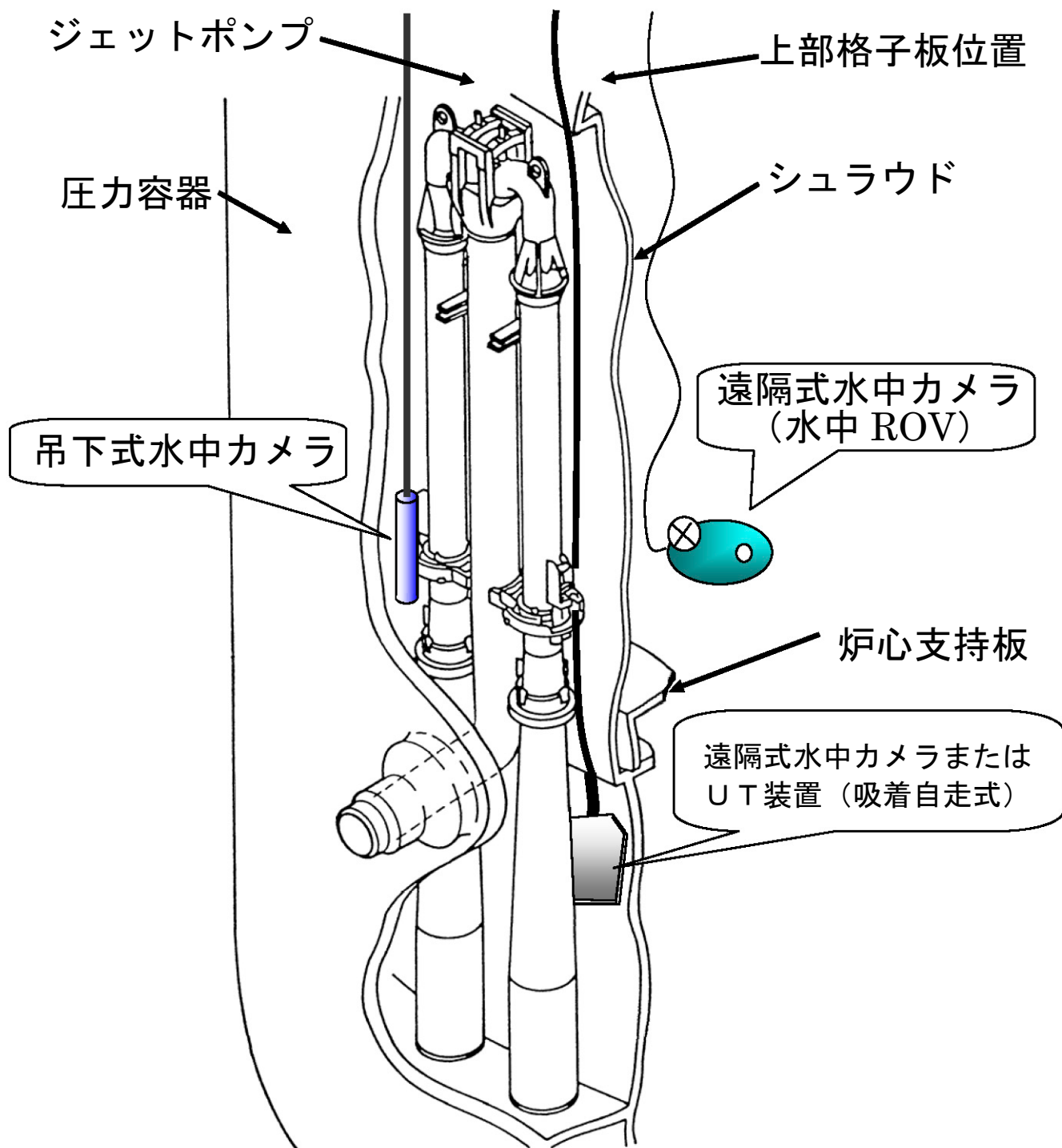
(注 1) 遠隔移動機構に搭載した水中テレビカメラ (遠隔式カメラ) および超音波探触子 (遠隔式 UT 装置) の接近性はほぼ同等

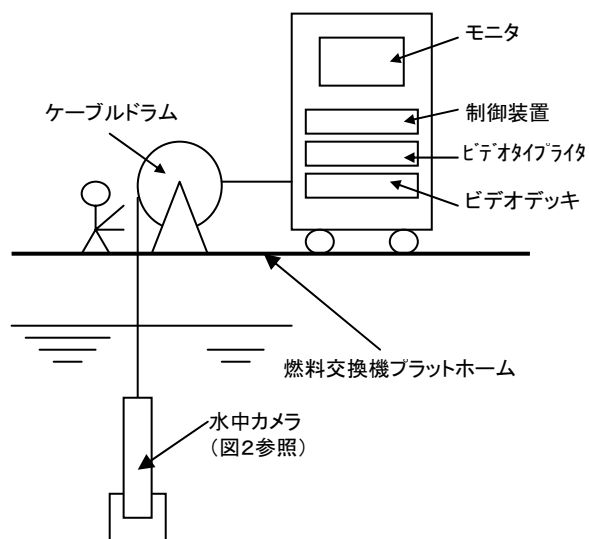
(注 2) 遠隔移動機構: 水中遊泳 ROV, 水中吸着式, 吊下式移動式など

表 H-3 遠隔移動機構に搭載した超音波探触子(遠隔式 UT 装置)による UT 可能範囲

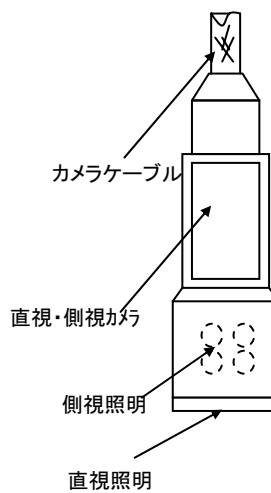
溶接線	溶接線長 (m)	シュラウド内側／外側 (%)
		遠隔式
H1	17.5	90
H2	17.5	90
H3	16.5	100
H4	16.5	100
H6a	16.5	80
H6a	16.0	60
H7a	16.0	90
H7b	16.0	90
V1	0.9	60
V2	1.8	90
V3	0.4	60
V4	4.4	80
V5	4.4	80
V6	0.6	30
V7	2.3	100

シュラウドへのアクセスの状況（V T／U T）





検査方法



水中カメラ概要図

図 H-2 吊下式水中カメラシステムの概要

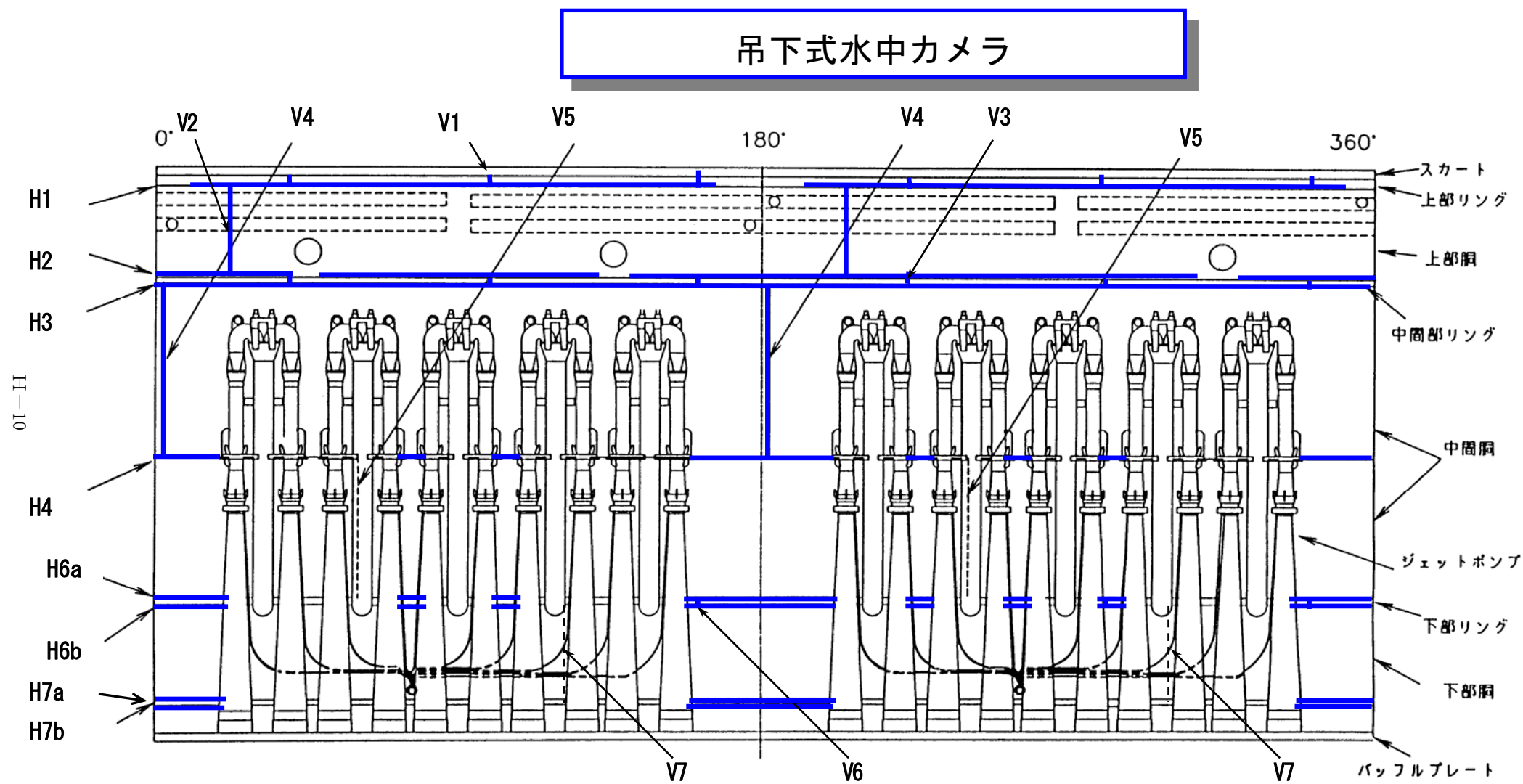


図 H-3 シュラウド外面 VT 可能範囲 (1,100MWe BWR)

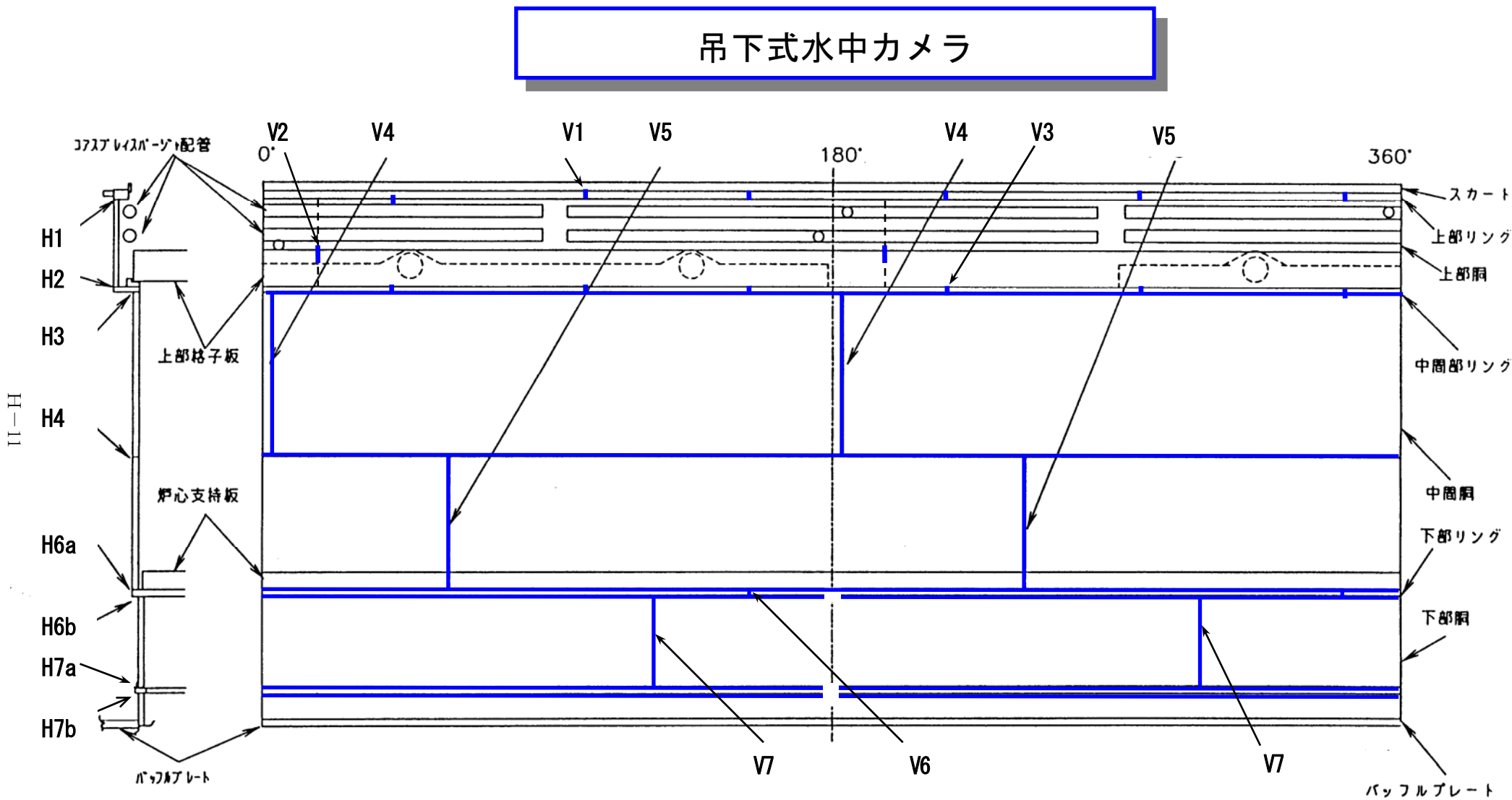


図 H-4 シュラウド内面 VT 可能範囲 (1,100MWe BWR)

遠隔式水中カメラ

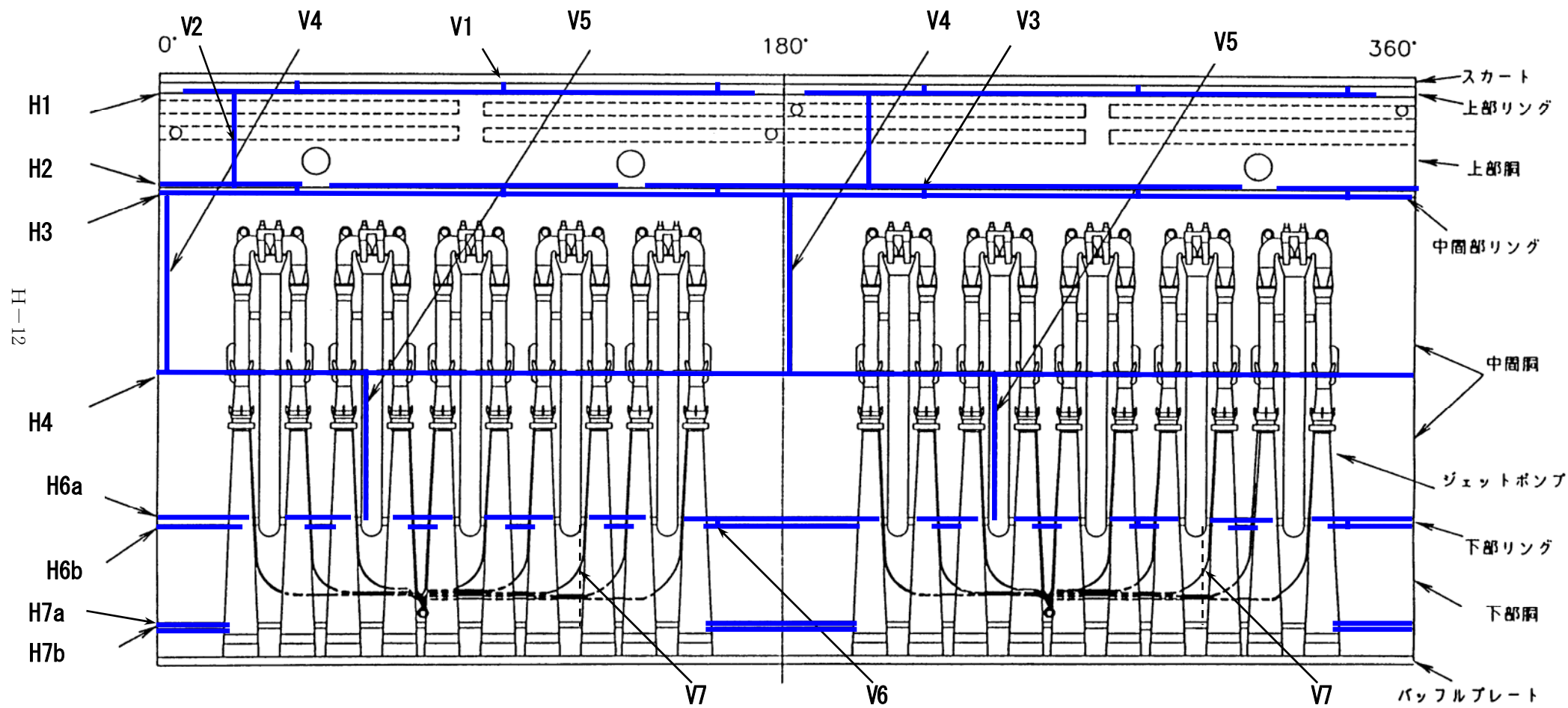


図 H-5 シュラウド外面 VT 可能範囲 (1,100MWe BWR)

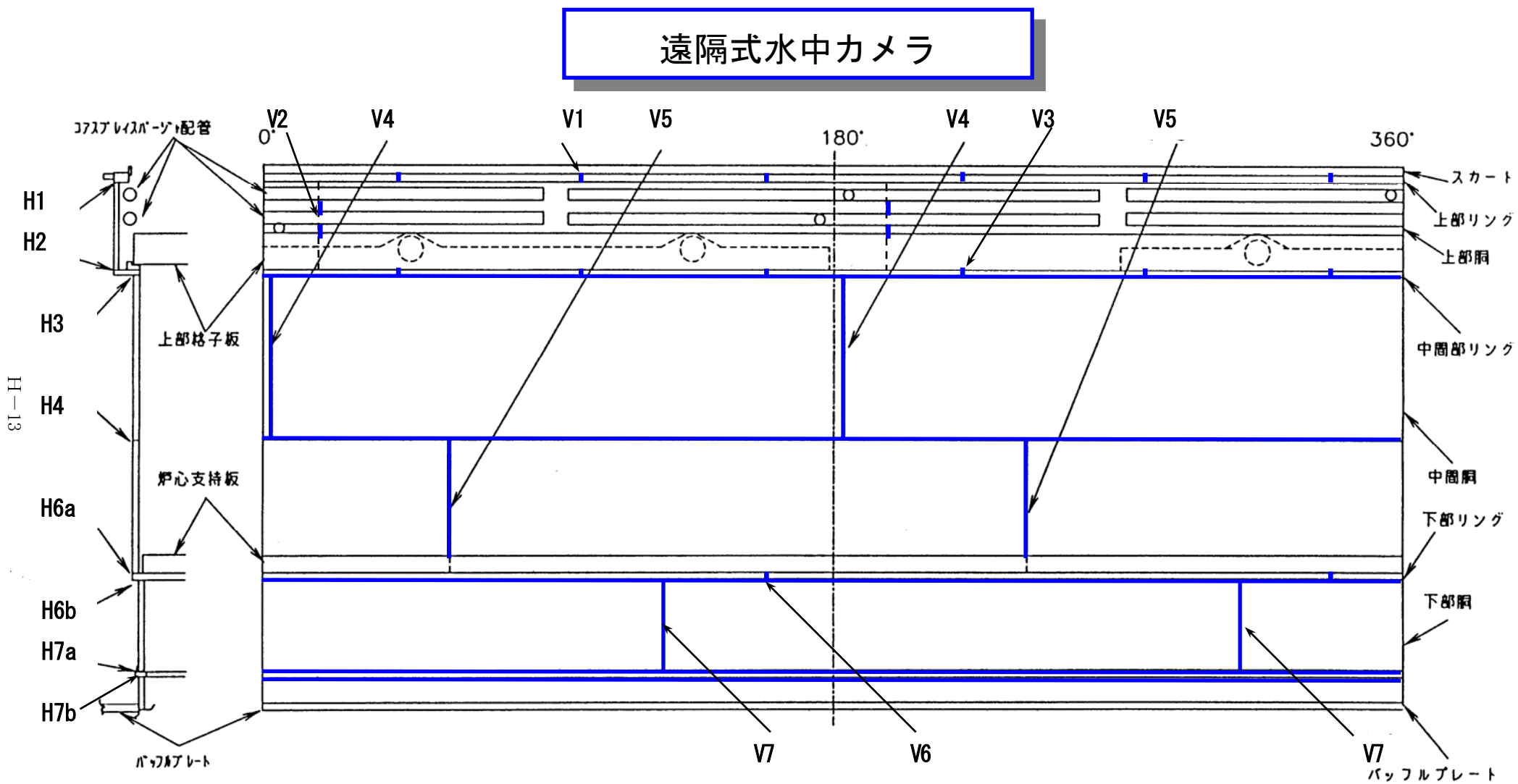


図 H-6 シュラウド内面 VT 可能範囲 (1,100MWe BWR)

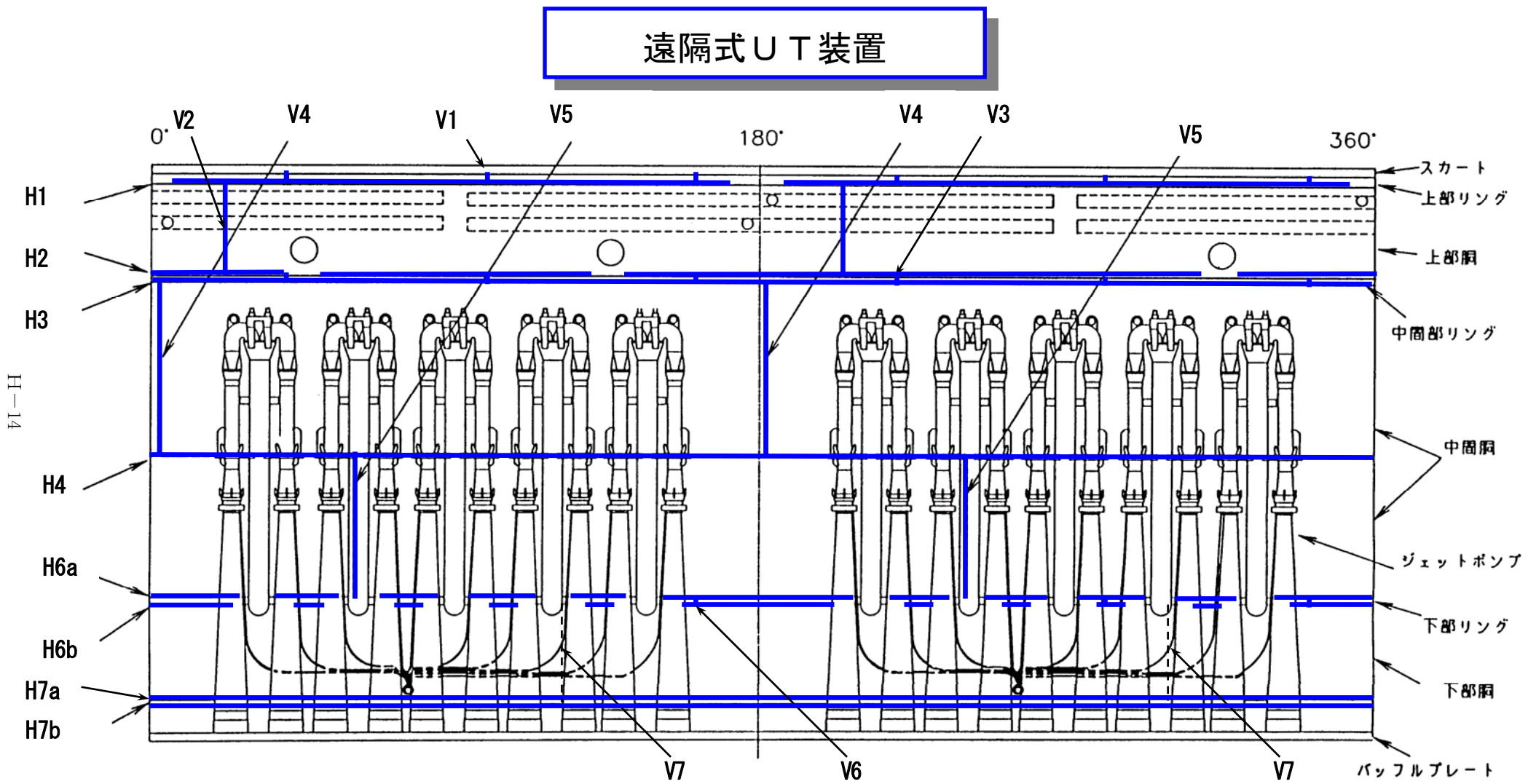


図 H-7 シュラウド内／外面 UT アクセス可能範囲 (1,100MWe BWR)

付録 I 欠陥が発見されたときの評価

1. 目的

シュラウド溶接部にき裂が発見された場合に、き裂が十分小さいと判断される場合次回点検時期を簡易に設定する方法を提示する。

本方法の提示にあたり、未点検範囲の取扱いについては、未点検範囲全域に欠陥を想定しこの範囲の引張り荷重伝達を考慮せずに行った。実際の点検を行った後にき裂の影響を評価する場合は、解説 3-3 注 1 A に記載の通り点検実施範囲と未点検範囲を比較して想定欠陥割合を算定しこの範囲の引張り荷重伝達を考慮することを原則とする。

2. 点検時期簡易設定法

設定法の流れを図 I-1 に示す。発見されたすべてのき裂を一カ所に総計し、これを貫通き裂と見なす。検査困難範囲がある場合は検査困難範囲（荷重伝達無視）と連続して、荷重が伝達されない範囲を想定する。

次回点検までの時期を仮定し、現状 1 mm の全周欠陥から全周き裂が進展すると仮定して残存断面積を決定する。周方向のき裂進展量（き裂長さの総和）を想定する。周方向へのき裂進展量は 1 き裂あたり年間 6 mm とする。

図 I-2 から、全周の残存断面積と周方向のき裂進展量が存在した場合に地震荷重等に対する裕度を評価し、1.5 倍の裕度が確保されない場合は当初仮定した次回点検時期を再設定する。

なお、図 I-2 にプロットがない条件については図を内挿して使用する。

3. 欠陥が発見された場合の裕度評価の図（図 I-2）の算定方法

(a) H 7 き裂の場合

図 I-3 に H 7 a にき裂が発見された場合のき裂想定 の例を示す。発見されたき裂がすべて点検困難範囲に連続して貫通欠陥として存在すると仮定し、その部分の荷重伝達を無視する。き裂は、荷重を負荷した場合に引張側と圧縮側の両方に同時に存在するとしてモデル化して保守性を確保する。例えば発見されたき裂の総和が 1 m の場合、0 度側に 1 m、180 度側に 1 m のき裂を付加することを意味する。

H 7 a 以外のき裂の想定は以下としている。

縦継手 V 3～V 7 板厚の 10 % 残存とする。

周継手 H 3～H 6 及び H 7 b 深さ方向に H 7 a と同一の残存断面積とする。

検査困難範囲の荷重伝達を無視する。

上記に対し弾塑性大変形解析を実施し、座屈点（最大荷重支持点）または 2 倍角法による崩壊点から図 I-2 (a) を計算する。

図 I-2 (a) は H 7 a に対して算定された図であるが、地震による当該部への荷重が H

7の荷重に包絡され、かつ点検困難範囲がH7より小さいH3及びH4の評価はH7に包絡されると想定される。従ってH3及びH4を評価する場合においても図I-2(a)を用いて評価を実施しても良い。また、H3、H4、H7の複数の箇所にき裂が発見された場合、その総和をH7にき裂が発見されたと想定して評価を実施しても良い。検査困難範囲が大きいH6については図I-2(b)を使用する。

なお、H4継手については中性子照射量が $5 \times 10^{24} \text{ n/m}^2$ 以上の場合は照射による延性低下を考慮した欠陥裕度評価を実施すること。

(b)H6き裂の場合

H6のように点検困難範囲が多数に分割される場合は、荷重に対し0度、180度方向の点検困難範囲に発見されたき裂すべてを連結する。き裂は、荷重を負荷した場合に引張側と圧縮側の両方に同時に存在するとしてモデル化して保守性を確保する。例えば発見されたき裂の総和が1mの場合、0度側に1m、180度側に1mのき裂を付加することを意味する。

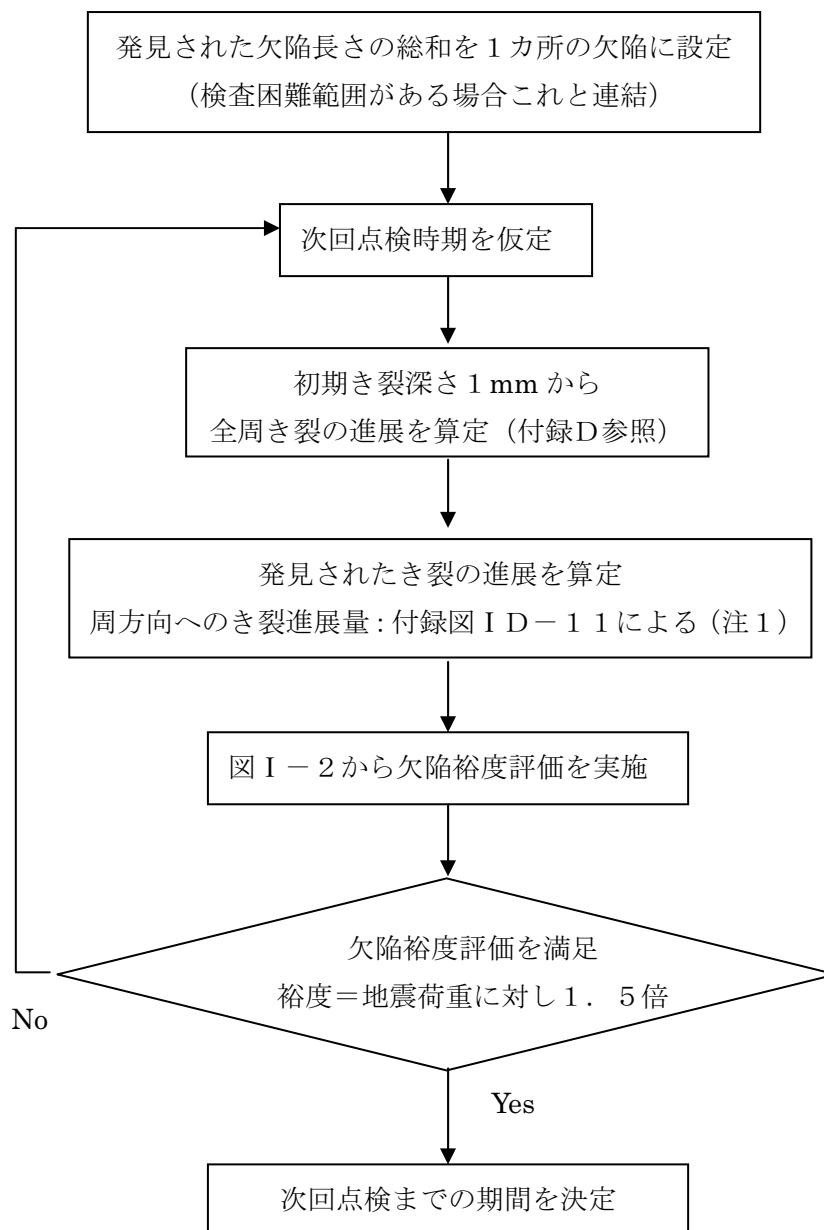
H6b以外のき裂の想定は以下としている。

縦継手 V3～V7 板厚の10%残存とする。

周継手 H3～H4及びH7 深さ方向にH6と同一の残存断面積とする。

検査困難範囲の荷重伝達を無視する。

上記に対し弾塑性大変形解析を実施し、座屈点（最大荷重支持点）または2倍角法による崩壊点から図I-2(b)を計算する。



注 1) 付録図 I D - 1 1 において低炭素ステンレス鋼の
 $K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ の値を用いること。

図 I - 1 次回点検時期設定の手順

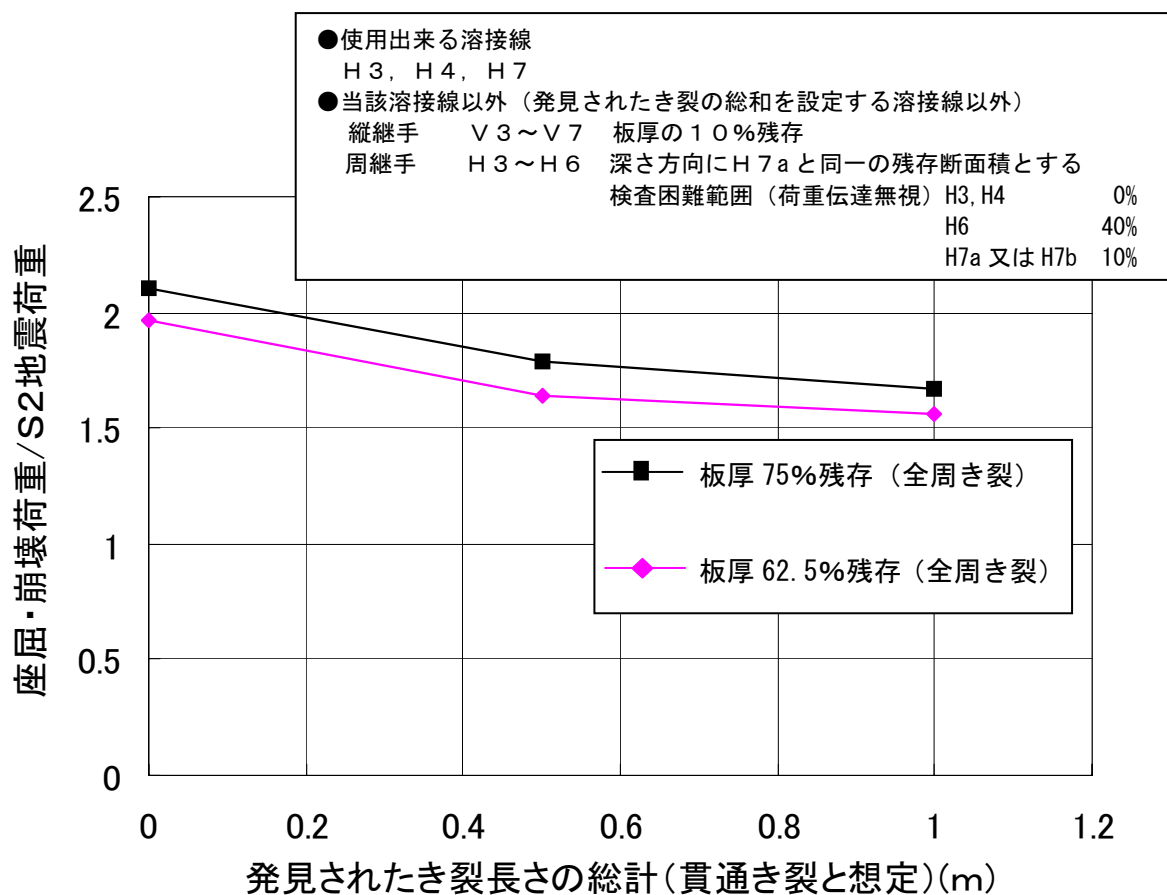


図 I - 2 (a) H 7 にき裂が発見された場合の欠陥裕度評価

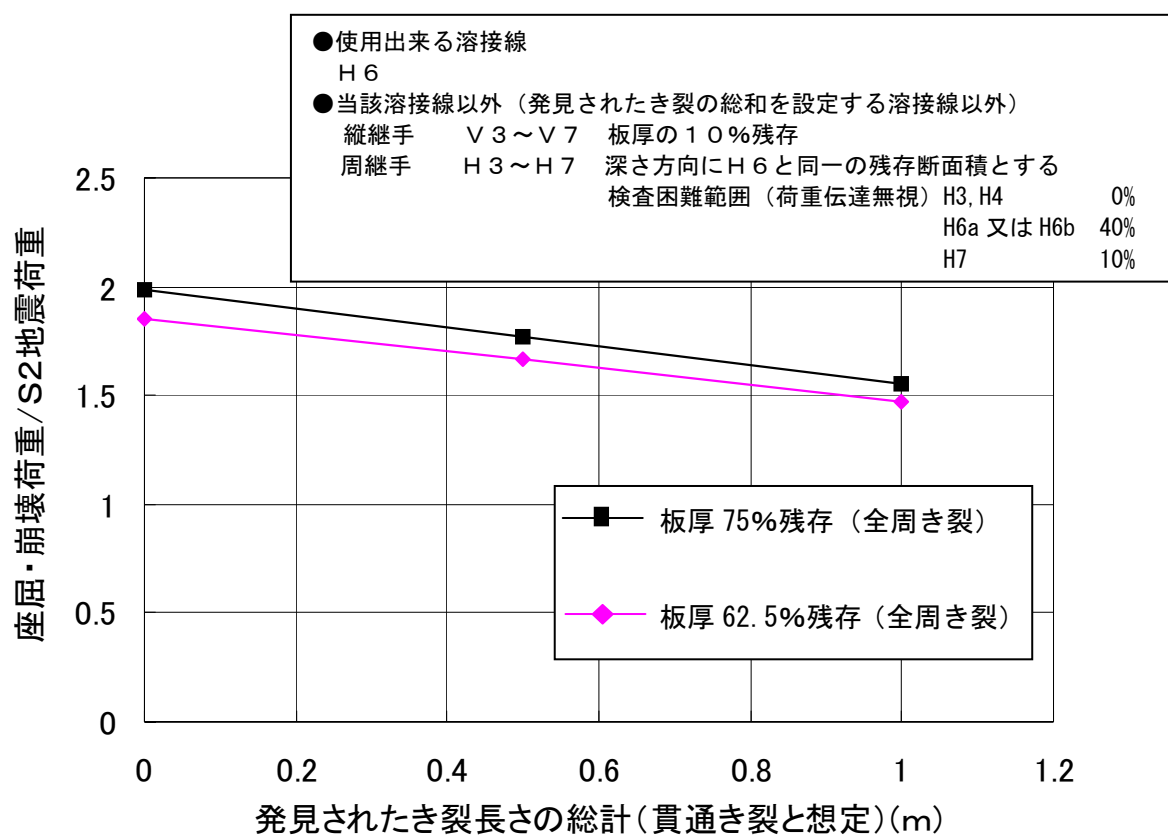


図 I - 2 (b) H 6 にき裂が発見された場合の欠陥裕度評価

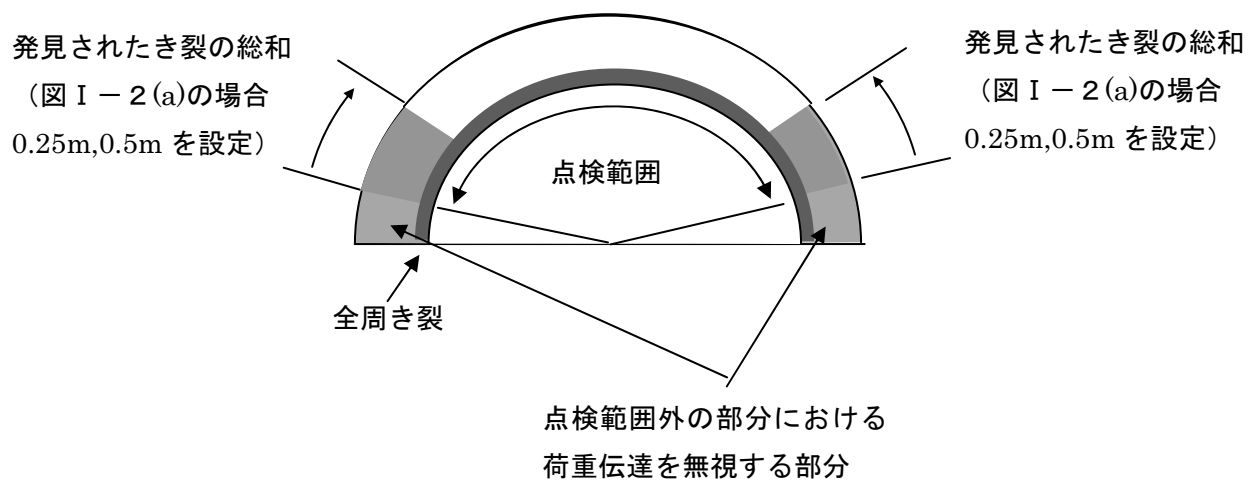


図 I - 3 H 7 にき裂が発見された場合の欠陥の想定法

付録 J 評価方法

1. 欠陥裕度評価

1.1 解析モデル

解析には A B A Q U S 等の弾塑性大変形解析が実施可能な汎用有限要素法解析コードを用いる。シュラウド構造は、シュラウドサポートの上部に設置される円筒型の胴及びリングを溶接した構造であるため、これを 3 次元シェル要素を用いてモデル化する。形状及び荷重が対称性を有する場合、モデル化は対称性を考慮して 180 度の部分でも良い。シュラウド構造の概要を図 J. 1-1 に、解析モデルの例を図 J. 1-2 に示す。基本的に胴部は鉛直のシェル、リング部は水平のシェルとする。モデル化の範囲は、適正な拘束条件を与えるためシュラウドサポートのシリンダ及びプレートまでモデル化しプレートの外周（原子炉容器との接合部）とシリンダの下部（シュラウドサポートレグ付け根）を固定点とする。

シュラウド基部の象足形座屈を解析するため、メッシュ分割数は表 J. 1-1 に示す目安以上とする。

1.2 解析手順

シュラウドサポートに作用する最大荷重は地震荷重であることから、自重、運転時差圧に加え地震荷重を負荷する。地震荷重は、水平、上下及びモーメントをそれぞれ上部格子板、炉心支持板の位置で負荷し、これを比例倍することで弾塑性解析を実施する。運転時差圧は、シュラウドの内面に圧力荷重としてモデル化する。また、自重は比重と重力加速度を与えることにより、シュラウドへ分布荷重としてモデル化する。

解析に用いた荷重を表 J. 1-2 に示す。荷重は、1100MWe BWR 全プラントの設計荷重を包絡するもっとも大きな値を採用した。荷重の負荷位置を図 J. 1-3 に示す。

解析は上記荷重を負荷した荷重制御の大変形弾塑性解析を行う。座屈後の荷重低下が得られよう、修正 Riks 法（弧長増分法）等を用いる。

1.3 物性値

材料物性は告示 501 号より算出した値を使用し、2 直線の弾完全塑性近似モデルとする。これらの物性値を表 J. 1-3 に示す。解析温度は運転温度とする。

1.4 き裂の想定

点検困難範囲における荷重伝達の考え方を以下のように設定する。

- a. 点検可能な範囲については、板厚方向のき裂を模擬する
- b. 点検が困難な範囲に関しては荷重伝達を無視する。

点検可能な範囲のき裂のモデル化はき裂想定箇所の要素の板厚を薄くすることでモデル化し、荷重伝達を無視する場合は要素の結合を切り離すことによりモデル化する。

周継手における荷重伝達を無視する場合の範囲を図 J. 1-4 に示す。荷重伝達無視範囲の位置は地震荷重の加わる方向に存在すると仮定する（ 0° 方向及び 180° 方向の両方に同時に存在すると仮定する）。

縦継手については、胴部の軸方向溶接線全長に渡るき裂を想定し、周継手の荷重伝達無視範囲を考慮の上荷重を保守側に算出する方位となるようモデル化する。なお、荷重伝達を無視する範囲及び縦継手の位置に関しては上記に代えて評価対象に応じて保守側モデル化となるよう適切に設定しても良い。

1.5 座屈及び崩壊の定義

解析結果による弾塑性の荷重－変位曲線における最大荷重支持点を座屈点、弾塑性の荷重－変位曲線と弾性勾配の 2 倍の直線が交わる点を崩壊点（2 倍角法）とし、そのいずれか小さい変位を制限値とする。座屈点及び崩壊荷重の定義を図 J. 1-5 に示す。

図 J. 1-6 に上記解析の手順を示す。

表 J.1-1 要素分割の目安

	要素分割の目安	備考
軸方向分割	2 次要素を用いる場合は、固定端部の象足形座屈変形が発生する円筒の軸方向範囲に対して 5 要素以上の分割とする。	象足形の座屈変形は円筒下部から $3.0\sqrt{Rt}$ R : 円筒半径 t : 板厚 程度の領域に生じる。
周方向分割	要素の形状比が悪くならない程度に分割する。	—

表 J.1-2 荷重条件（荷重合計）

想定する荷重		鉛直力	水平力	モーメント	圧力
		V (kN)	H (kN)	M(kN・m)	P (Pa)
通常運転時の荷重	死荷重	1880	—	—	—
	差圧	—	—	—	0.068 ⁽¹⁾ 0.245 ⁽²⁾
地震時の荷重	地震荷重 S_2	745	14711	102974	—

(1) 上部格子板と炉心支持板の間

(2) 炉心支持板より下部

表 J.1-3 構造強度解析に用いる物性値

材質	温度 (°C)	S _m (MPa)	完全弾塑性 における 弾性限界 (=2.3S _m) (MPa)	縦弾性係数 E (MPa)	加工硬化係 数 h' (MPa) E/1000
SUS316L	20	118	271.4	195000	195
	75	115	264.5	191000	191
	100	115	264.5	190000	190
	150	115	264.5	186000	186
	200	108	248.4	183000	183
	225	104	239.2	180000	180
	250	101	232.3	178000	178
	275	98	225.4	177000	177
	300	95	218.5	176000	176
	325	92	211.6	174000	174
	350	90	207.0	173000	173
	375	88	202.4	171000	171
	400	87	200.1	169000	169
	425	85	195.5	167000	167

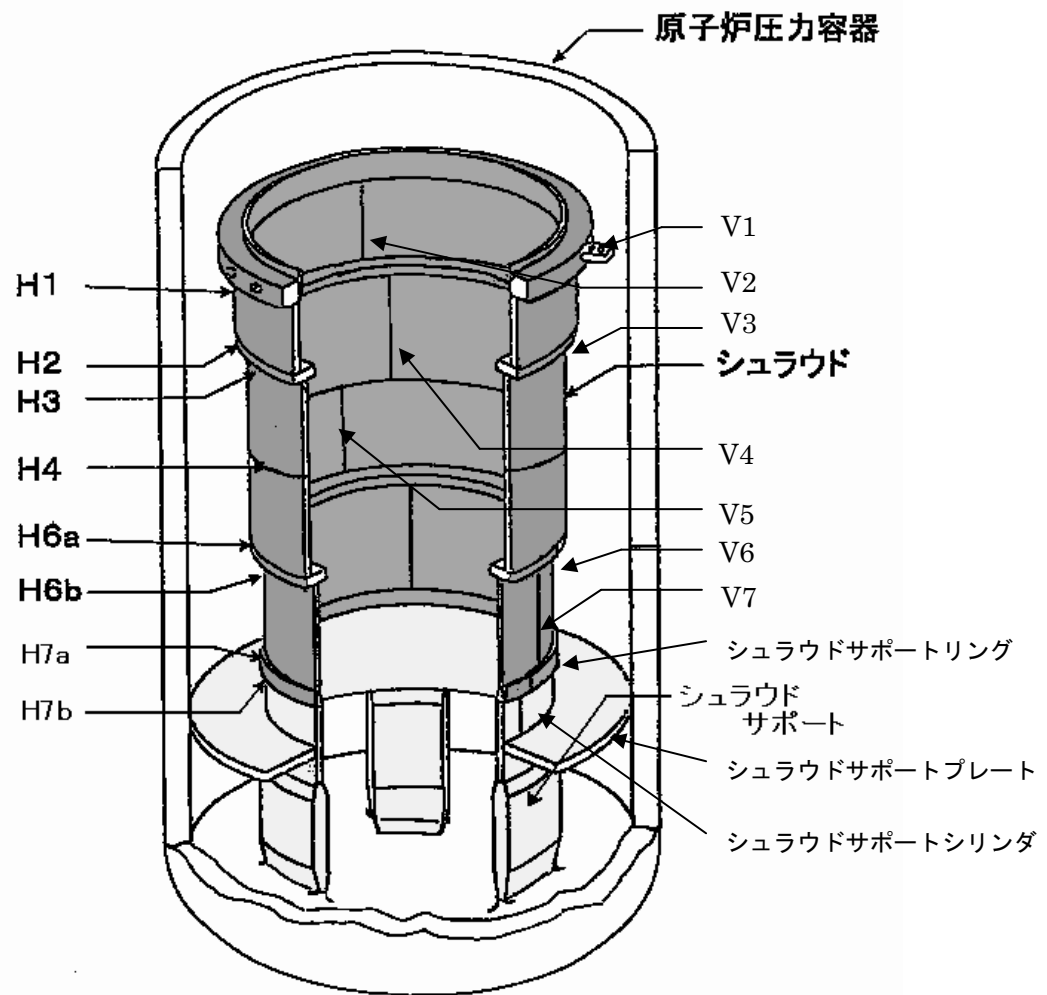


図 J.1-1 シュラウド構造の概要

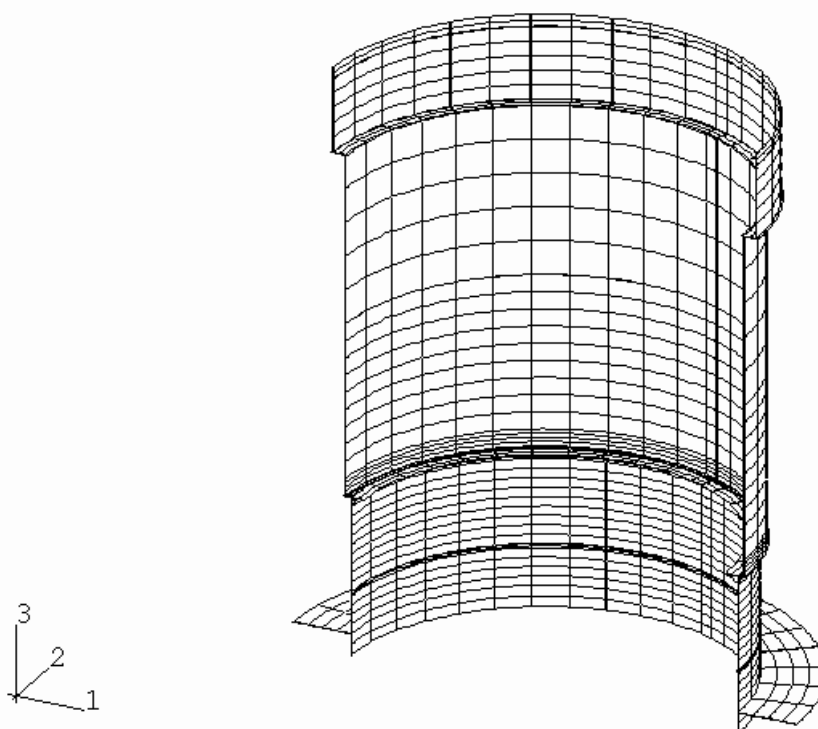


図 J.1-2 解析メッシュの例
J-5

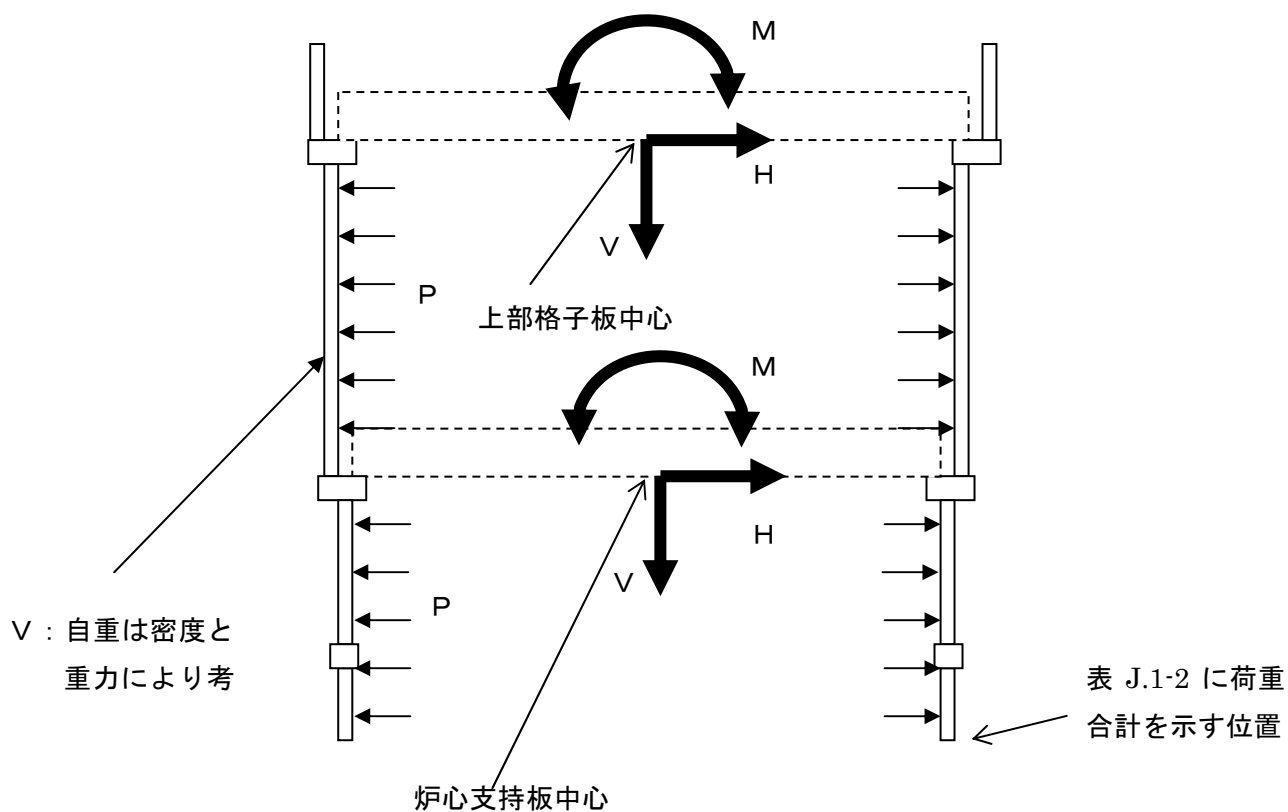


図 J.1-3 荷重負荷位置

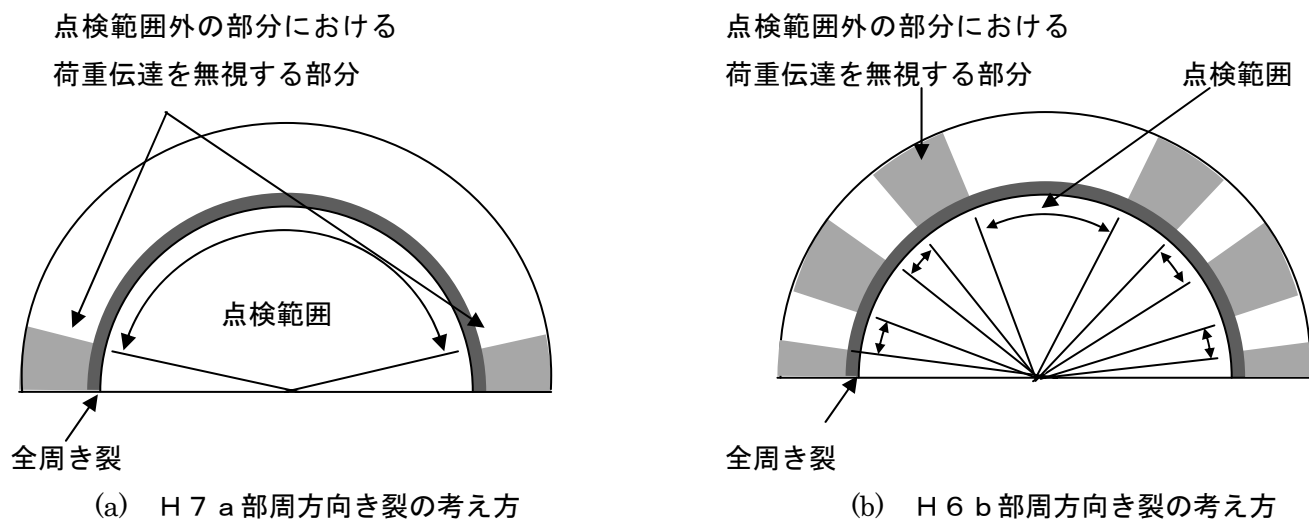


図 J.1-4 点検困難範囲のモデル化 (H 7 a 及び H 6 b 周方向)

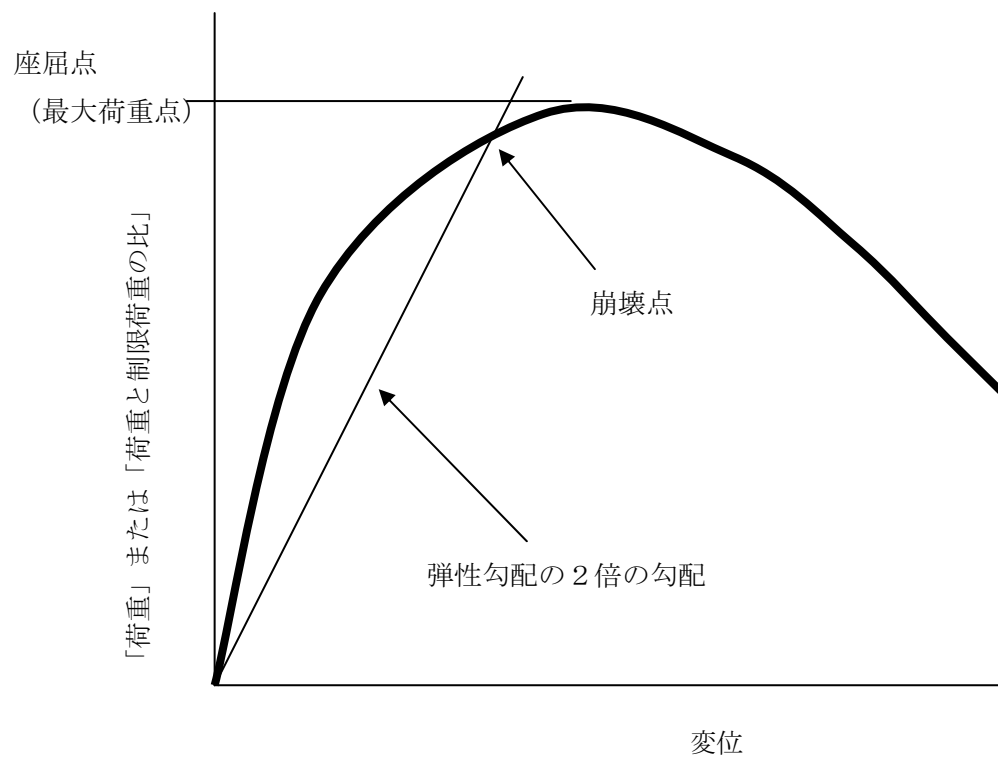


図 J.1.-5 座屈・崩壊の定義

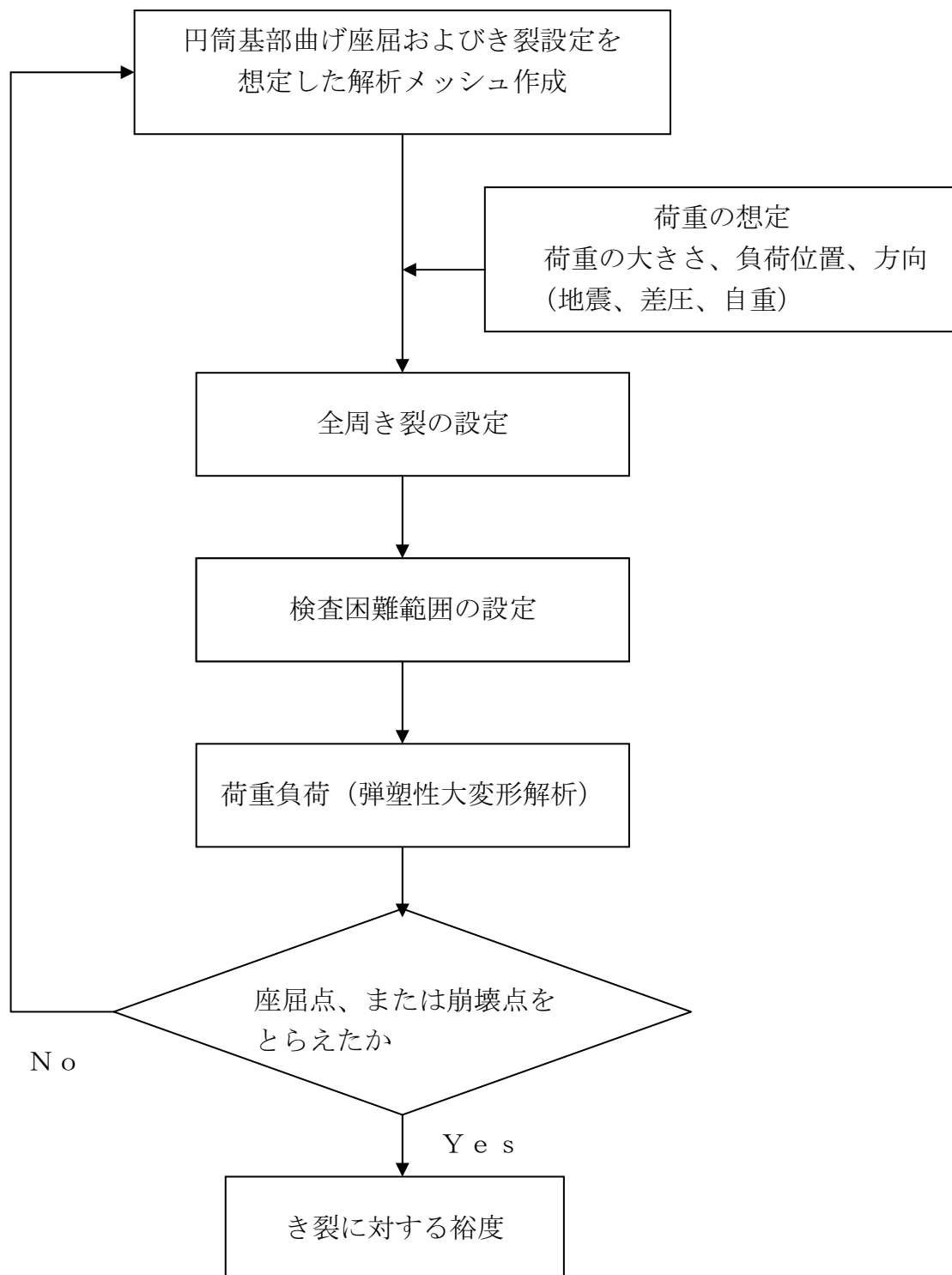


図 J.1.-6 欠陥裕度評価解析の手順

2. 溶接残留応力評価

2.1 解析モデル

溶接残留応力の解析には、ABAQUS 等の非定常弾塑性熱応力解析を実施可能な汎用有限要素法コードを用い、解析対象とする溶接継手部を軸対象要素（4 節点要素または 8 節点要素）を用いてモデル化する。このとき、溶金の成層の過程を模擬するように分割すること。なお、溶接のパスを同一施工条件ごとにグルーピングしても良い。また、3 次元モデルなどより詳細なモデルを用いても良い。

2.2 解析手順

解析手順を図 J.2-1 に示す。すなわち、溶接金属を実際の溶接施工手順通りに母材に成層し、そのときの非定常温度分布変化を各溶接パス毎に求める。1 つの溶接パスが終了し、次のパスに移る際は各部の温度が常温になるまで十分長い時間解析を継続する。次に、各パス毎の溶接金属モデルに当該温度分布の時刻歴変化を与えて大変形弾塑性解析を実施することにより、溶接施工課程での発生応力を算出する。このようにして最終溶接が終了した状態での応力状態が残留応力分布となる。

2.3 物性値

非定常熱伝導解析には表 J.2-1 に示す材料物性値を用い、温度分布解析では溶接金属と母材の材料特性を同一とする。また、弾塑性解析に関しては、図 J.2-2 に示す値を用いる。なお、これらに代えて正当な根拠のある物性値を用いても良い。

2.4 入熱の想定

単位時間当たりの入熱の想定は、図 J.2-3 に示すように行う。すなわち、入熱の時間変化としては、この図に示すように、入熱が増加する時間（トーチが近づく時間） t_1 、溶接中の時間 t_2 、入熱が減少する時間（トーチが離れて行く時間） t_3 の比率を施工記録などをベースに想定し、当該溶接金属の最高温度が $1100 \pm 50^\circ\text{C}$ となるようそれぞれの時間を決定すること。除熱は、母材及び溶接金属の雰囲気に接する面から対流伝熱により生じるものとし、熱伝達率を $11.6 \text{ J/m}^2\text{sec}$ と想定する。なお、モックアップ試験などを実施し、実際の温度分布の時間的变化が入手可能な場合には、これに基づき入熱の時間変化を想定しても良い。

2.5 残留応力を評価する部位

インコネルの場合は溶接金属の部分及びオーステナイトステンレス鋼の場合は熱影響部相当部分の残留応力を評価する。残留応力としては、溶接線に垂直な方向の応力成分とする。

表J.2-1 伝熱解析用物性値.

<u>Inconel</u>									
Temperature	°C	20	149	288	566	815	1000	1500	2000
Thermal conductivity	kJ/mm·s·°C	1.49×10^{-5}	1.66×10^{-5}	1.87×10^{-5}	2.34×10^{-5}	2.77×10^{-5}	3.10×10^{-5}	3.98×10^{-5}	4.89×10^{-5}
Specific gravity R	kg/mm ³	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}
Specific heat C	kJ/kg·°C	0.645	0.670	0.720	0.800	0.871	0.913	1.05	1.17
<u>304 and 316L stainless steal</u>									
Temperature	°C	20	100	200	400	600	1000	1500	2000
Thermal conductivity	kJ/mm·s·°C	1.46×10^{-5}	1.56×10^{-5}	1.70×10^{-5}	1.97×10^{-5}	2.24×10^{-5}	2.76×10^{-5}	3.43×10^{-5}	4.12×10^{-5}
Specific gravity R	kg/mm ³	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}
Specific heat C	kJ/kg·°C	0.452	0.493	0.523	0.553	0.578	0.620	0.678	0.737
Coefficient of heat transfer	kJ/mm ² ·s·°C	<u>Air</u> 1.16×10^{-8} <u>Water</u> 6.66×10^{-5}							

出典：溶接学会論文集第 12 巻（1994） 第 4 号 563

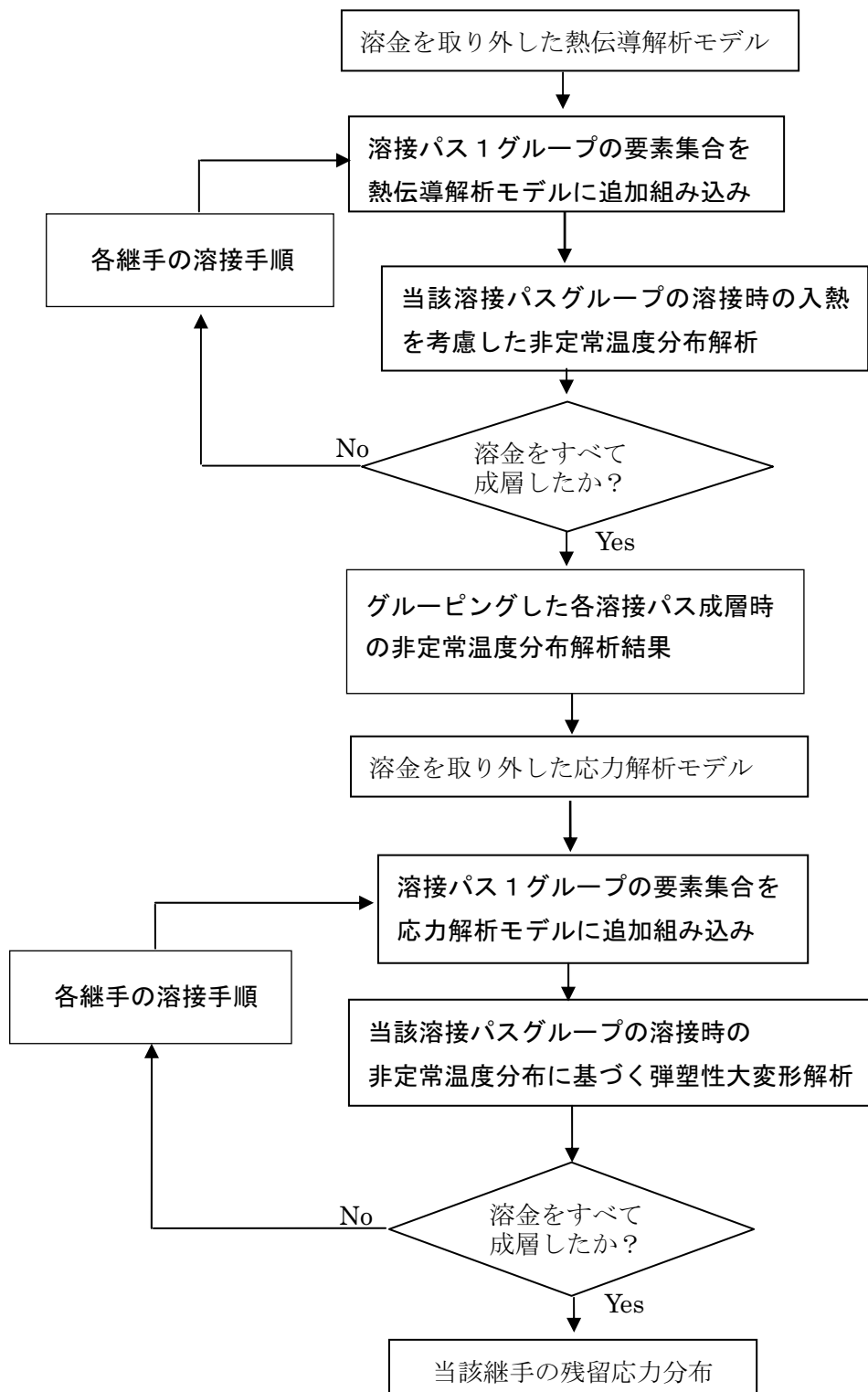
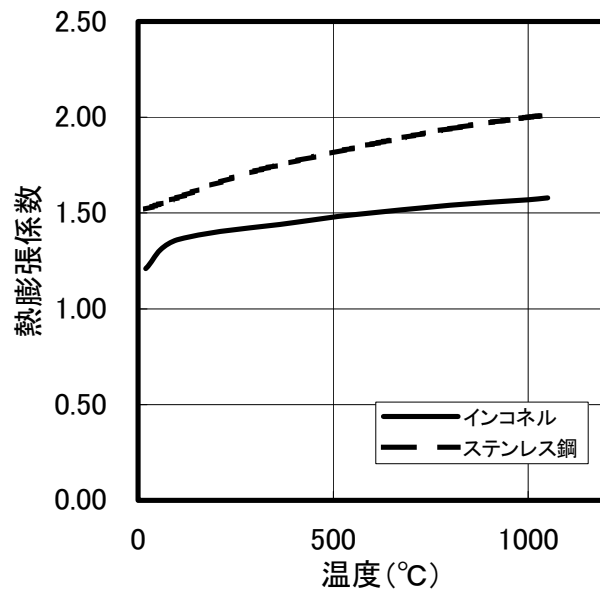
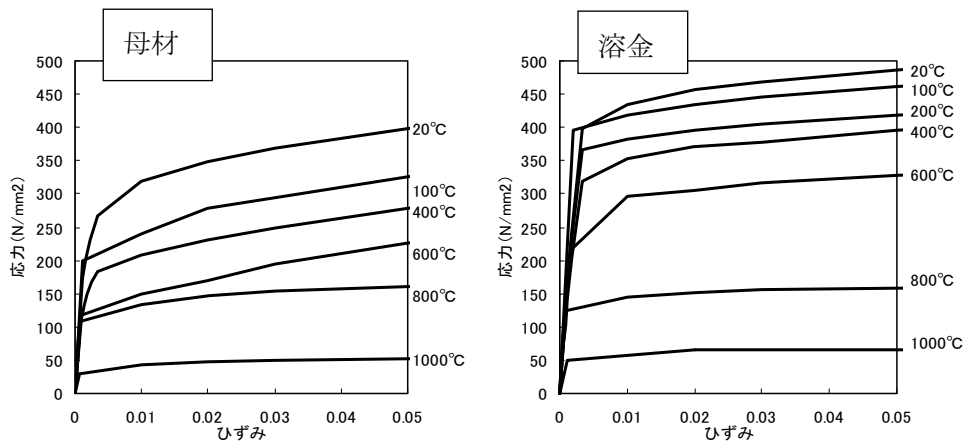


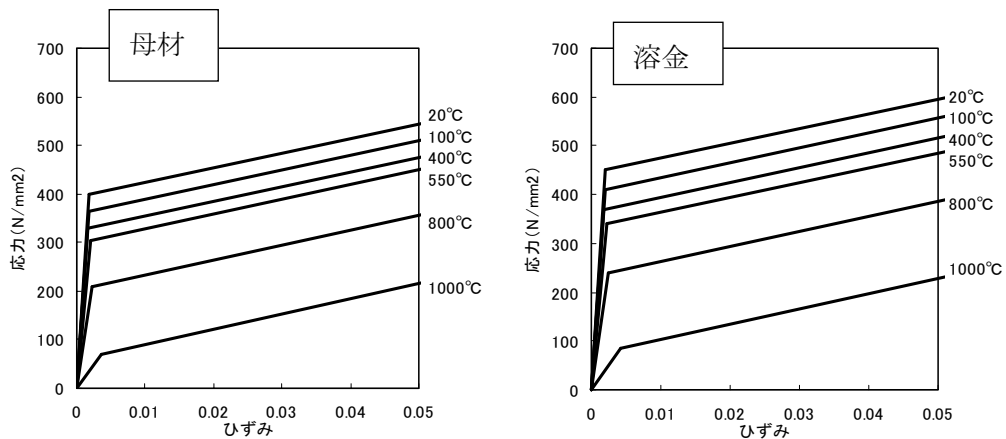
図 J. 2-1 解析手順



a. 線膨張係数



b. ステンレス鋼の応力・ひずみ関係 (シュラウドモックアップ試験体実測値)



c. インコネルの応力・ひずみ関係 (出典: 溶接学会論文集第12巻(1994) 第4号 563)

図 J.2-2 残留応力解析に用いる物性値

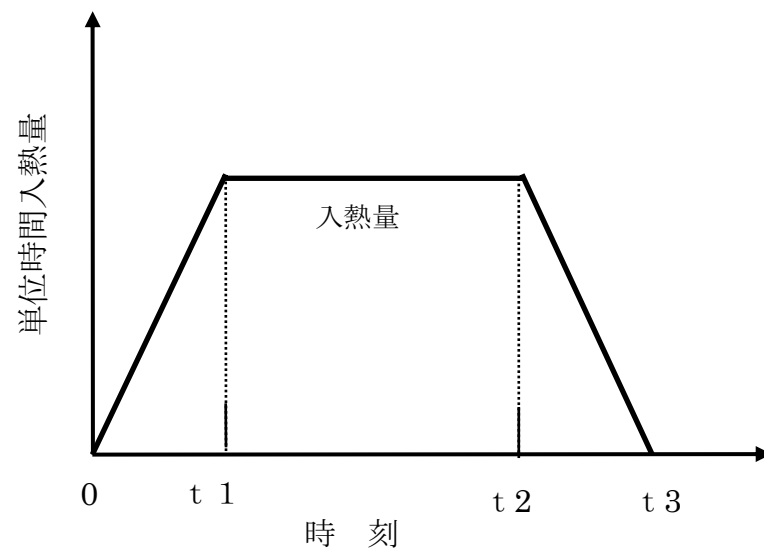


図 J.2-3 入熱の想定

3. き裂進展評価

3.1 評価期間

評価期間は、所有者が設定すること。

3.2 初期き裂のモデル化

- (1) き裂が検出されない部位にき裂を想定する場合は非破壊検査の検出限界の寸法を用いること。
- (2) 検出き裂をモデル化する場合は検出されたき裂を機械学会維持規格⁽¹⁾の規定に従ってモデル化すること。

3.3 負荷応力

対象部位に作用する温度及び圧力による荷重、機械的荷重及び、残留応力を考慮すること。溶接残留応力は前項の溶接残留応力評価に基づいて解析すること。

3.4 き裂進展速度

SCC き裂進展速度線図は評価対象部位の中性子照射量の領域および炉内水質を考慮し、以下のいずれかから選択すること。

(1) 低照射量領域 (照射量 $<5 \times 10^{24} \text{n/m}^2$)

(a) 通常一次系水質環境下 (導電率 $<0.2 \mu \text{ S/cm}$ 、 $\text{ECP} \geq 150 \text{mVSHE}$)

(i) 鋭敏化 SUS304

$$\text{da/dt} = 1.43 \times 10^{-10} K^{2.161} \quad (3.4 \leq K \leq 57.9) \quad (1)$$

$$\text{da/dt} = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 3.4) \quad (2)$$

$$\text{da/dt} = 9.2 \times 10^{-7} \quad (K > 57.9) \quad (3)$$

(ii) 低炭素ステンレス鋼

$$\text{da/dt} = 3.33 \times 10^{-11} K^{2.161} \quad (6.7 \leq K \leq 57.9) \quad (4)$$

$$\text{da/dt} = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 6.7) \quad (5)$$

$$\text{da/dt} = 2.1 \times 10^{-7} \quad (K > 57.9) \quad (6)$$

(単位 : da/dt (mm/s)、 K ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$))

以上、通常一次系水質環境下の SCC き裂進展評価線図を図 J.3-1 に示す。

(b) 水素注入環境下 (導電率 $<0.2 \mu \text{ S/cm}$ 、 $\text{ECP} \leq -200 \text{mVSHE}$)

(i) 鋭敏化 SUS304

$$\text{da/dt} = 7.94 \times 10^{-12} K^{2.161} \quad (12.9 \leq K \leq 57.9) \quad (7)$$

$$\text{da/dt} = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 12.9) \quad (8)$$

$$\text{da/dt} = 5.1 \times 10^{-8} \quad (K > 57.9) \quad (9)$$

(ii)低炭素ステンレス鋼

$$da/dt=3.33 \times 10^{-12} K^{2.161} \quad (19.3 \leq K \leq 57.9) \quad (10)$$

$$da/dt=2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 19.3) \quad (11)$$

$$da/dt=2.1 \times 10^{-8} \quad (K > 57.9) \quad (12)$$

(単位 : da/dt (mm/s)、 K (MPa $\sqrt{m}$))

以上、水素注入環境下の SCC き裂進展評価線図を図 J.3-2 に示す。

(2) 高照射量領域 (照射量 $\geq 5 \times 10^{24} \text{n/m}^2$)

SUS304 及び低炭素ステンレス鋼

$$da/dt=7.8 \times 10^{-2} n^{3.6} (CK^4)^n \quad (13)$$

ここに、 a はき裂の深さ

n は、腐食電位、導電率、鋭敏化度及び中性子照射量をパラメータとするき裂先端電流密度変化に対する定数

C は、き裂先端ひずみ速度補正係数で以下の通りである。

(i) 中性子照射量が $1.4 \times 10^{23} \text{n/m}^2$ 以下の場合

$$C=4.1 \times 10^{-14}$$

(ii) 中性子照射量が $1.4 \times 10^{23} \text{n/m}^2$ を超え、 $3 \times 10^{25} (\text{n/m}^2)$ 以下の場合

$$C=1.14 \times 10^{-13} \ln(\text{中性子照射量}) - 4.98 \times 10^{-12}$$

(iii) 中性子照射量が $3 \times 10^{25} \text{n/m}^2$ を超える場合

$$C=6.59 \times 10^{-13}$$

(単位 : da/dt (mm/s)、 K (MPa $\sqrt{m}$))

(3) インコネル 182 の SCC き裂進展速度式(通常炉内水質環境中)

$$da/dt=3 \times 10^{-15} K^{5.186} \quad (13.3 \leq K \leq 50.3) \quad (14)$$

$$da/dt=2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 13.3) \quad (15)$$

$$da/dt=2.0 \times 10^{-6} \quad (K > 50.3) \quad (16)$$

(単位 : da/dt (mm/s)、 K (MPa $\sqrt{m}$))

なお、通常炉内水質及び水素注入水質環境が一定の期間毎に変わる場合は、その都度、き裂進展速度線図は対応する環境の線図を使用すること。

以上、インコネル 182 の SCC き裂進展評価線図を図 J.3-3 に示す。

3.5 応力拡大係数

(1) 応力拡大係数は、対象位置での応力分布から求めること。

(2) 応力拡大係数は構造形状、き裂形状・寸法、及び応力分布に適合する式を

機械学会維持規格⁽¹⁾から求めてもよい。

3.6 き裂進展計算

き裂進展計算のフローを図 J.3-4 に示す。即ち、以下の手順でき裂進展計算を行うこと。

- (1) 3.2 項に従い形状のモデル化を行ったき裂(深さ a 、長さ ℓ)について 3.3 項の負荷応力に対応する応力拡大係数 K を 3.5 項の規定を用いて求める。
- (2) 3.4 項の SCC き裂進展速度から、応力拡大係数 K と一定時間 Δt に対応するき裂深さ方向及び長さ方向のき裂進展量増分 Δa および $\Delta \ell$ をそれぞれ求め、進展後のき裂深さおよびき裂長さを $a + \Delta a$ および $\ell + \Delta \ell$ とする(ここで a および ℓ は進展前のき裂深さおよび長さ)。
- (3) き裂が複数個あって互いに接近している場合、接近しているき裂は、機械学会維持規格添付-4 に示す合体条件に従い評価し、合体条件を満足する場合は、合体後のき裂深さおよびき裂長さをそれぞれ $a + \Delta a$ および $\ell + \Delta \ell$ とする。
- (4) $a + \Delta a$ を a 、 $\ell + \Delta \ell$ を ℓ に置き換え、次の進展量評価に進む。

上記の方法を繰り返して、3.3 項の荷重条件に対してき裂進展評価を行い、SCC によるき裂深さ a と時間の関係を求める。

(1) 日本機械学会発電用原子力設備規格維持規格 JSME S NA1-2000、2000 年 5 月

通常炉内水質環境中(導電率 $<0.2\mu\text{S/cm}$ 、 $\text{ECP}\geq 150\text{mVSHE}$)の
SCCき裂進展評価線図

(1) 鋭敏化SUS304

$$da/dt = 1.43 \times 10^{-10} K^{2.161} \quad (3.4 \leq K \leq 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 3.4 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 9.2 \times 10^{-7} \quad (K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

(2) 低炭素ステンレス鋼

$$da/dt = 3.33 \times 10^{-11} K^{2.161} \quad (6.7 \leq K \leq 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 6.7 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.1 \times 10^{-7} \quad (K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

単位: da/dt (mm/s)、 K (MPa $\sqrt{\text{m}}$)

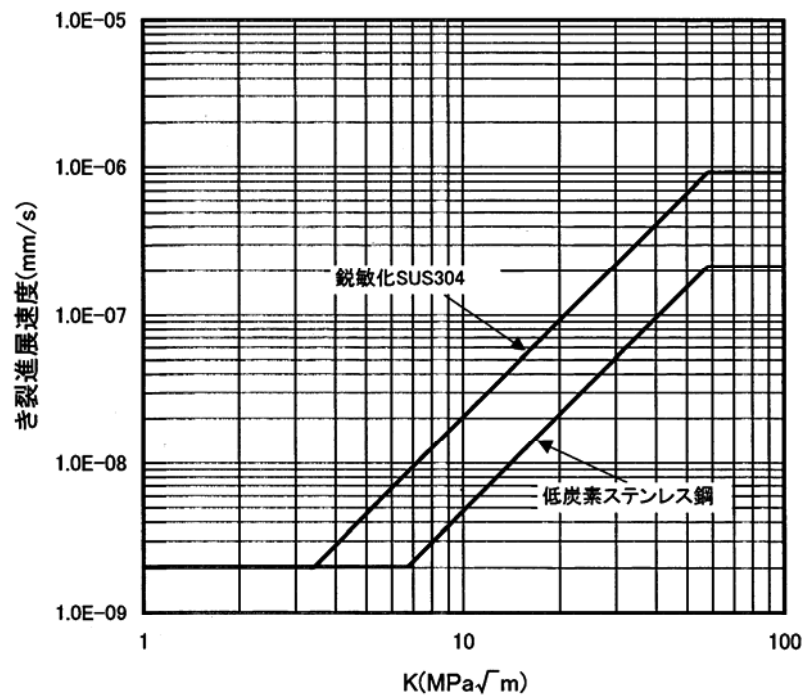


図 J-3-1 ステンレス鋼の通常炉内水質環境中の SCC 進展速度線図

水素注入環境中(導電率 $<0.2\mu\text{S/cm}$ 、 $\text{ECP}\leq-200\text{mVSHE}$)の
SCCき裂進展評価線図

(1) 鋭敏化SUS304

$$da/dt = 7.94 \times 10^{-12} K^{2.161} \quad (12.9 \leq K \leq 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 12.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 5.1 \times 10^{-8} \quad (K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

(2) 低炭素ステンレス鋼

$$da/dt = 3.33 \times 10^{-12} K^{2.161} \quad (19.3 \leq K \leq 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 19.3 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.1 \times 10^{-8} \quad (K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

単位: da/dt (mm/s)、 K ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)

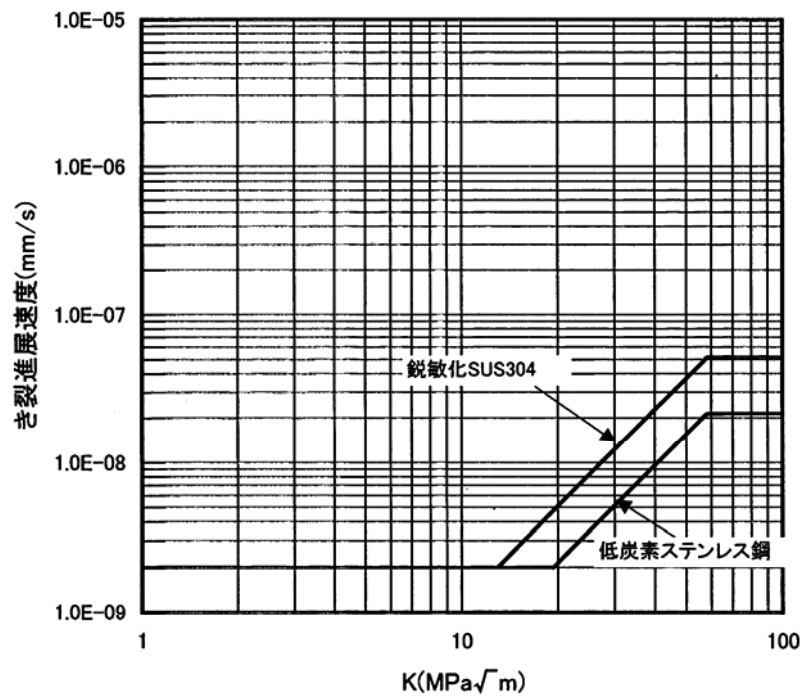


図 J-3-2 ステンレス鋼の水素注入水質環境中の SCC 進展速度線図

インコネル182の通常炉内水質環境中SCC進展評価線図

$$\begin{aligned} da/dt &= 3.0 \times 10^{-15} K^{5.186} & (13.3 \leq K \leq 50.3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}) \\ da/dt &= 2.0 \times 10^{-9} & (K < 13.3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}) \\ da/dt &= 2.0 \times 10^{-6} & (K > 50.3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}) \end{aligned}$$

単位: da/dt (mm/s)、 K (MPa $\sqrt{\text{m}}$)

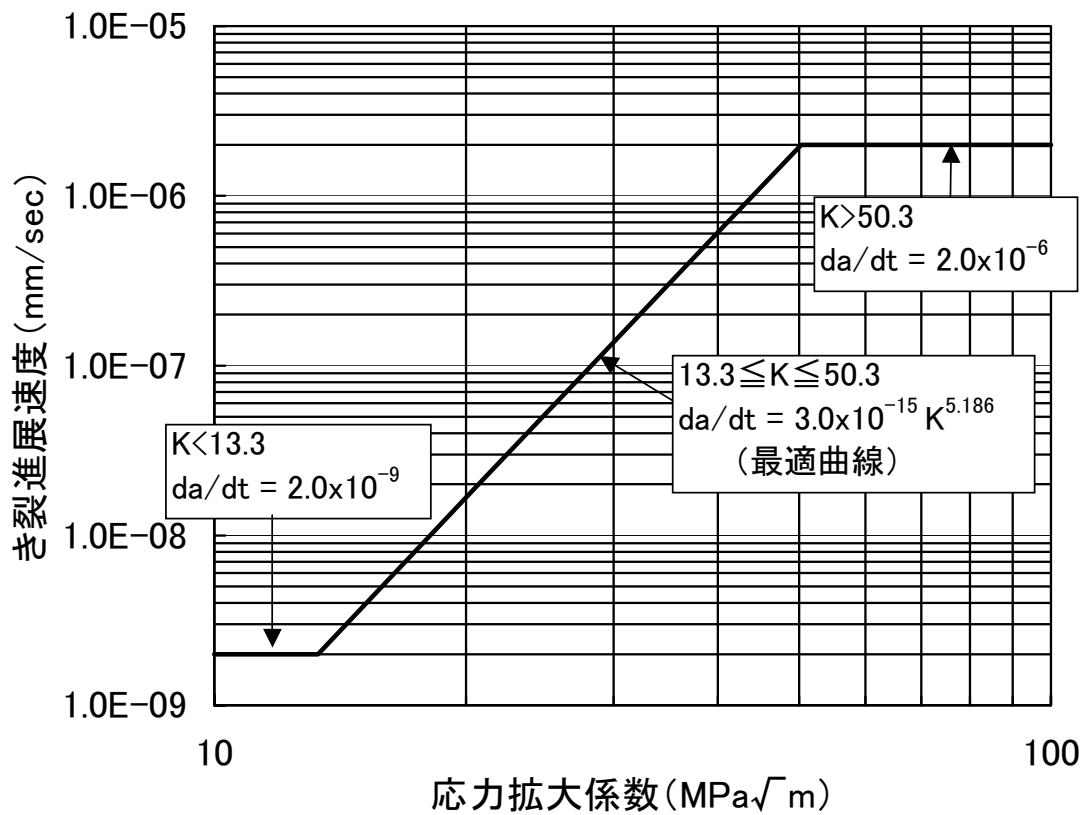


図 J-3-3 インコネル 182 の通常炉内水質環境中の SCC 進展評価線図

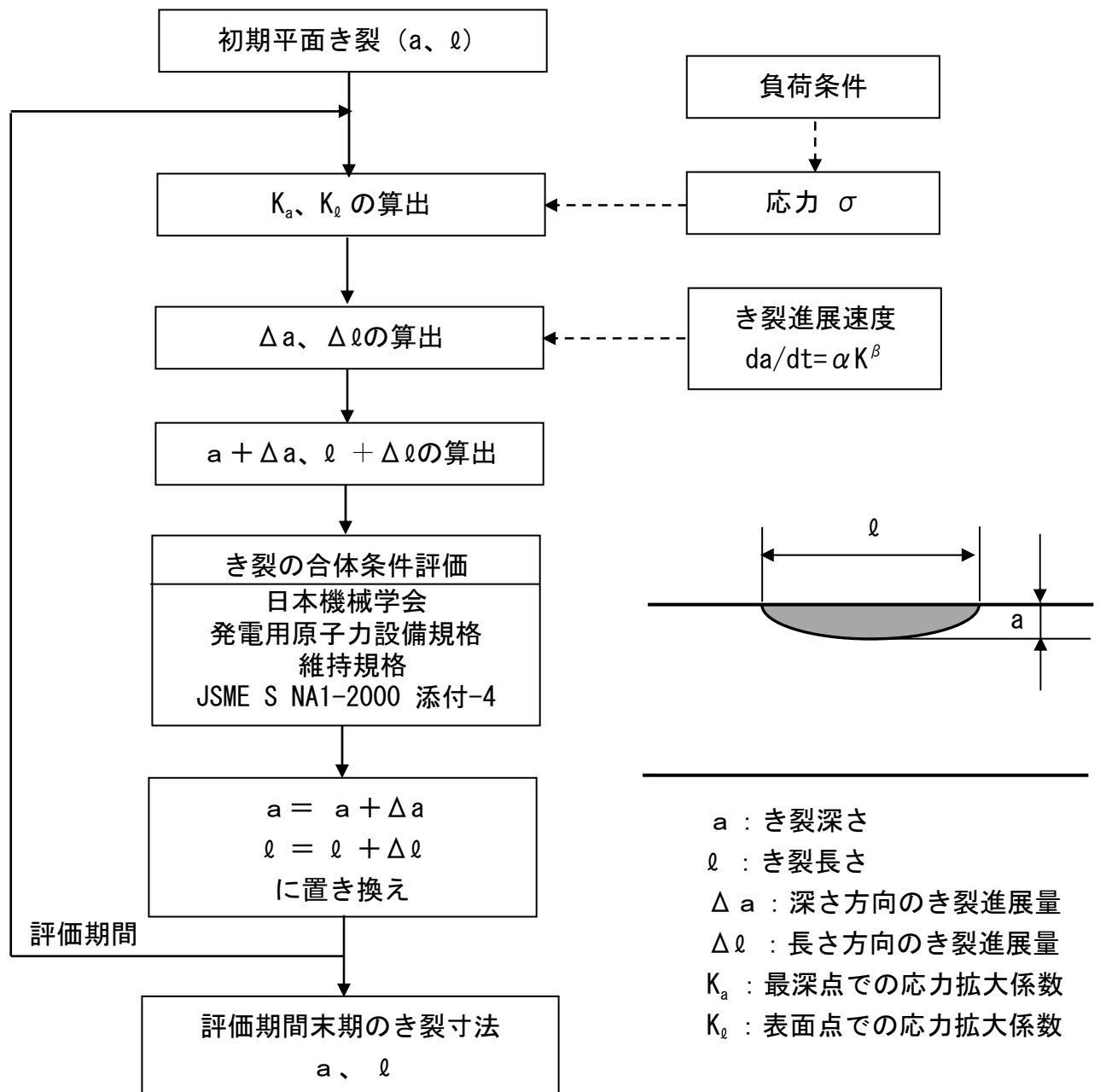


図 J-3-4 SCC き裂進展計算のフロー

付録K SCC予防保全技術について

SCC は、SCC 感受性を有する材質、引張残留応力及び腐食環境の三因子が重畳して発生するため、三因子の一つ以上の因子を改善することにより、SCC の発生又は進展を抑制できる。予防保全工法を適用した場合は、その有効性を考慮して、点検周期を設定できる。予防保全の例を以下に示す。

(1) 耐食材肉盛

(a) 工法概要

インコネル 82、インコネル 182 改良材等の耐 SCC 性の高い材料で、施工対象面を肉盛溶接する。

(b) 有効性

表面が耐 SCC 性の高い肉盛材で覆われるため、耐 SCC 性材料と同様に、SCC の発生を抑制できる。貴金属を添加した材料で肉盛る場合は、(4) 項の貴金属表面処理と同様の水質改善効果も期待できる。図 K-1 に、インコネル 182 及びインコネル 182 改良材の、SCC 感受性試験結果の比較を示す。

(c) 点検周期

SCC 発生の可能性が耐 SCC 性材料と同等に小さいため、耐 SCC 性材料と同等な点検周期とすることができる。

(2) ピーニング

(a) 工法概要

施工対象面に衝撃圧を付与することにより、表面層を圧縮応力とする。衝撃圧の付与方法により、ショットピーニング、レーザピーニング、ウォータージェットピーニング等がある。施工条件は、確性試験の条件又はこれと同等の確認を行った条件とする。ピーニングは、き裂のない部位へ適用する。

(b) 有効性

図 K-2, 3, 4, 5 及び表 K-1, 2, 3 に、ショットピーニング、レーザピーニング及びウォータージェットピーニングを施工したインコネル 182、SUS304 の圧縮応力分布測定結果及び SCC 感受性試験結果の例を示す。ピーニングにより表面層が圧縮応力となり、SCC 発生が抑制される。

(c) 点検周期

SCC が発生にくい応力状態となるため、耐 SCC 性材料と同等な点検周期とすることができる。

(3) 水素注入

(a) 手法概要

炉水に水素を注入し、酸化性成分との再結合を促進して水質を改善する。水素注入による水質改善効果と、副次影響である主蒸気線量率の上昇を考慮して、注入量を設定する。水素注入は、き裂のある部位へも適用できる。

(b) 有効性

水素注入により、炉水の腐食環境の指標となる腐食電位を低減できるため、SCCの発生及び進展を抑制できる。腐食電位とインコネル 182 の SCC 感受性及びき裂進展速度の関係の測定例を図 K-6 及び図 K-7 に示す。腐食電位低下に伴い SCC 破面率（SCC 感受性の指標）及びき裂進展速度が減少する。約 -50mV 以下では、SCC 感受性が認められず、これがしきい値と考えられる（図 K-6）。水素注入量と腐食電位の関係の測定例を図 K-8 に示す。

(c) 点検周期

水素注入量に対応する当該部位の腐食電位を水質解析結果等から評価し、腐食電位とき裂進展速度との相関に基づいて、想定き裂又は検出されたき裂からの進展量を求め、点検周期を設定する。き裂進展速度式は付録 D による。

(4) 貴金属表面処理

(a) 工法概要

水素注入と併用する。施工対象面を Pt, Pd 等の貴金属で表面処理することにより、水素注入による水質改善効果を高めるものであり、比較的少ない水素注入量で腐食電位を低減できる。貴金属錯体の薬液を炉水に注入する手法（貴金属注入）、貴金属を含む材料を施工対象面へ溶射する手法（貴金属コーティング）等がある。貴金属注入は、き裂のある部位へも適用できる。

(b) 有効性

貴金属表面処理による腐食電位低減の概念図を図 K-9 に示す。少ない水素注入量で、腐食電位を大幅に低減できる。図 K-10 に、貴金属表面処理を施したインコネル 182 の腐食電位の測定例を示す。

(c) 点検周期

水素注入量に対応する当該部位の腐食電位を水質解析結果等から評価し、腐食電位とき裂進展速度との相関に基づいて、想定き裂又は検出されたき裂からの進展量を求め、点検周期を設定する。き裂進展速度式は付録 D による。

表K-1 インコネル 182/SUS304 のショットピーニングによる S C C 発生抑制効果²⁾

C B B 試験条件	試験温度：288℃ 溶存酸素濃度：8 p p m	導電率：1 μ S / c m 浸漬時間：500時間
------------	-----------------------------	-----------------------------------

鋼種	ショットピーニング未施工材	ショットピーニング施工材
インコネル 182 / SUS304 *	5/5 **	0/5 **

* SUS304 は 20%冷間加工材

** SCC 発生試験片/総試験片数

表 K-2 SUS304 のレーザピーニングによる S C C 発生抑制効果

C B B 試験条件	試験温度：288℃ 溶存酸素濃度：8 p p m	導電率：1 μ S / c m 浸漬時間：500時間
------------	-----------------------------	-----------------------------------

鋼種	レーザピーニング未施工材	レーザピーニング施工材
SUS304 *	7/7 **	0/7 **

* SUS304 は 20%冷間加工材

** SCC 発生試験片/総試験片数

表 K-3 ウォータージェットピーニング (WJP) による SCC 発生抑制効果²⁾

WJP施工条件	圧力：60 MPa 噴射角度：90°	噴射距離：160 mm 噴射時間：40 min/m (10min/m×4回)時間
CBB試験条件	試験温度：288℃ 溶存酸素濃度：8 ppm	導電率：1 μ S/cm 浸漬時間：500時間

PWHT模擬処理:621℃/24h, LTS処理模擬:500℃/24h

材料条件	WJP未施工材	WJP施工材
インコネル600/インコネル182/SUS304 PWHT + 溶接 + LTS	4 / 4 *	0 / 4 *

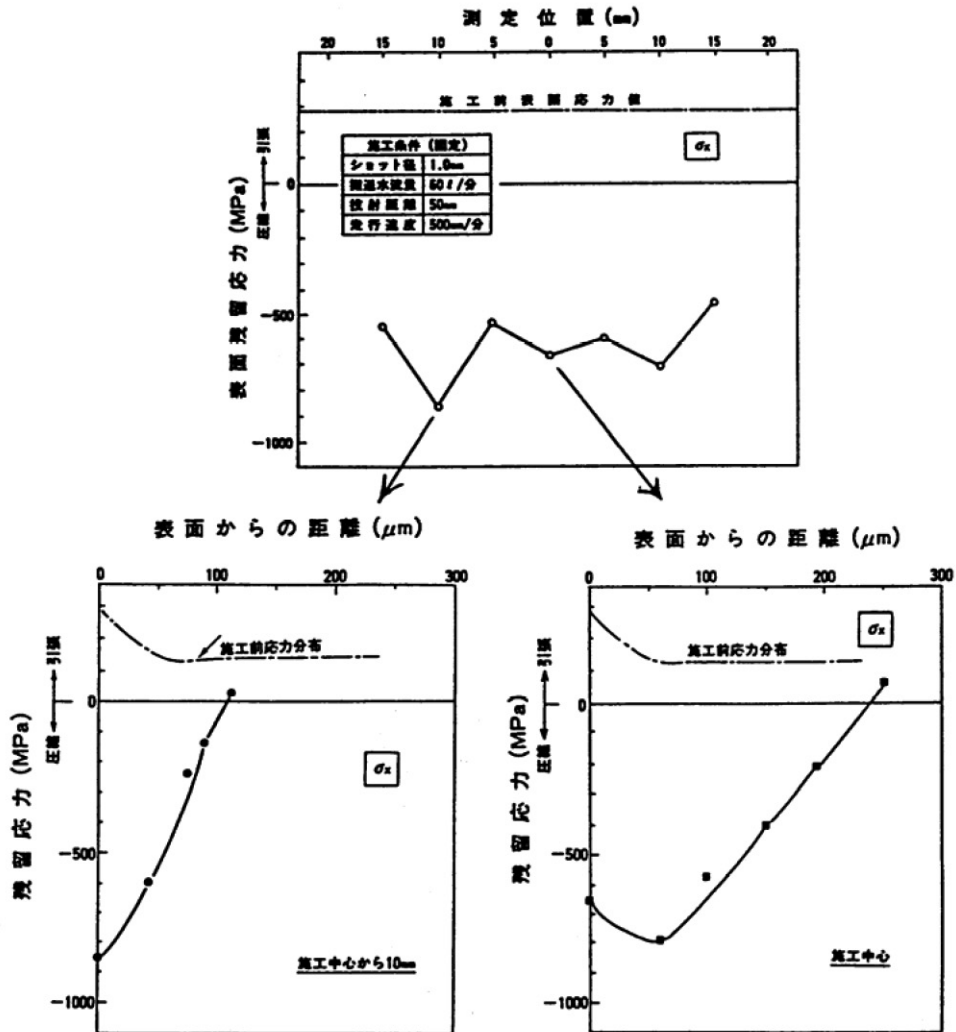
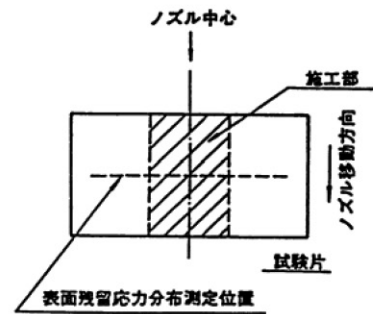
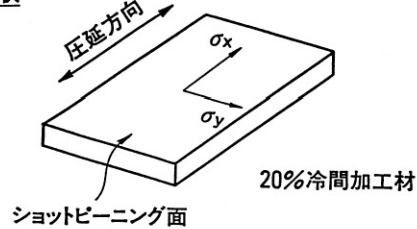
* SCC発生試験片/総試験片数

主要パラメータ

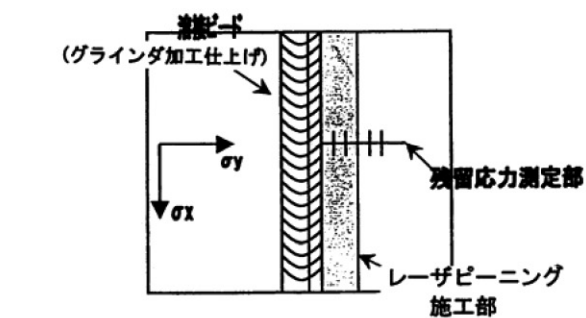
- ・ ショット径 (d) = 1 mm
- ・ 高圧搬送水流量 (Q) = 60 l/分
- ・ 投射距離 (ℓ) = 50 mm
- ・ ノズル走行速度 (u) = 500 mm/分

試験方法

試験片形状

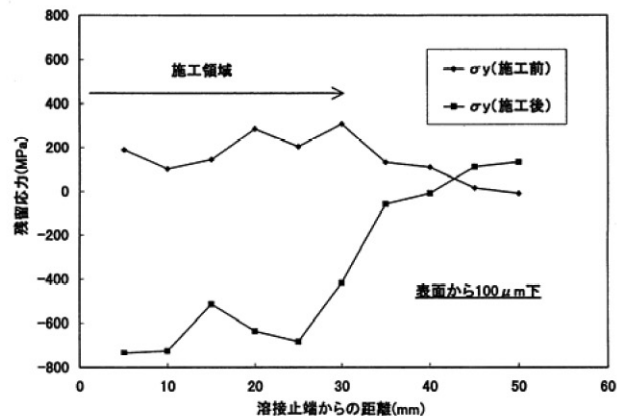
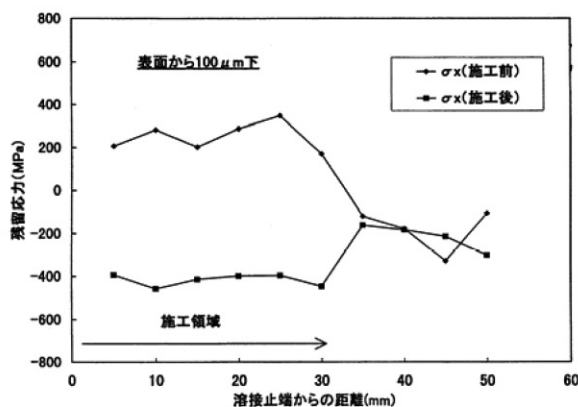
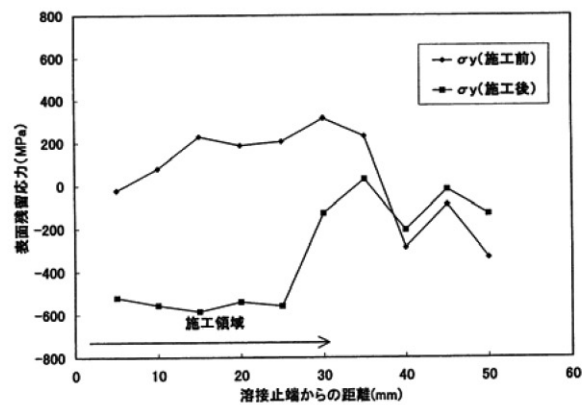
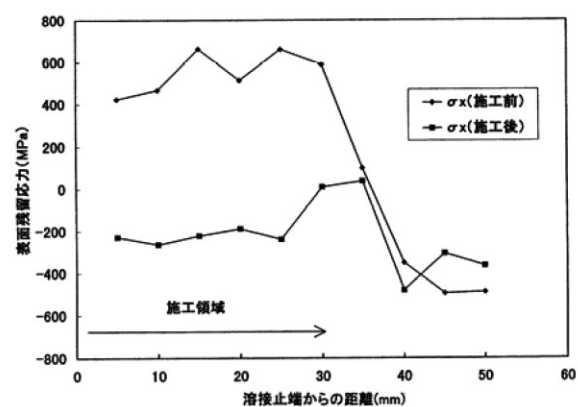


図K-3 SUS304 のショットピーニングによる応力改善効果⁸⁾

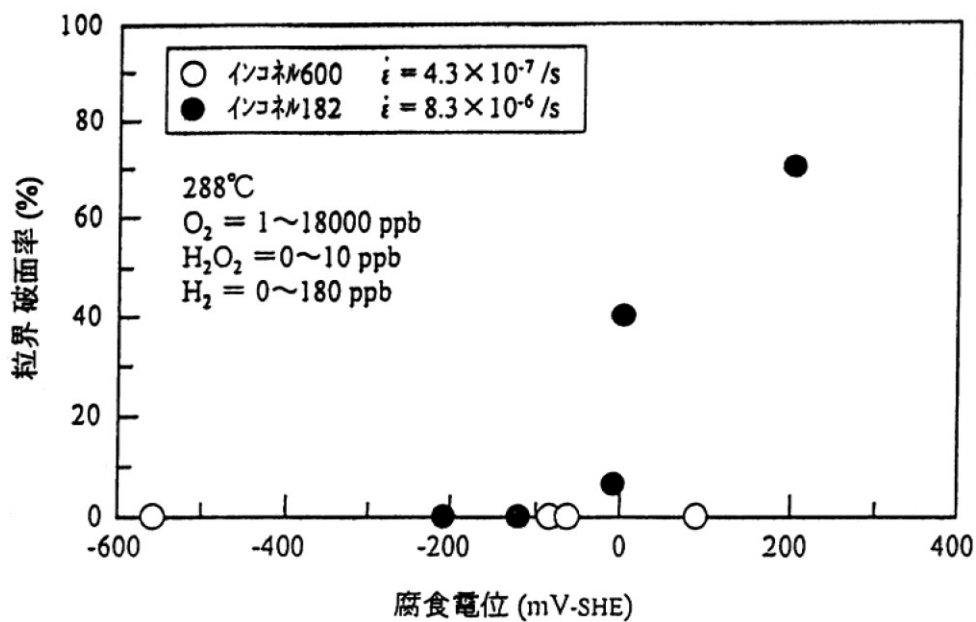
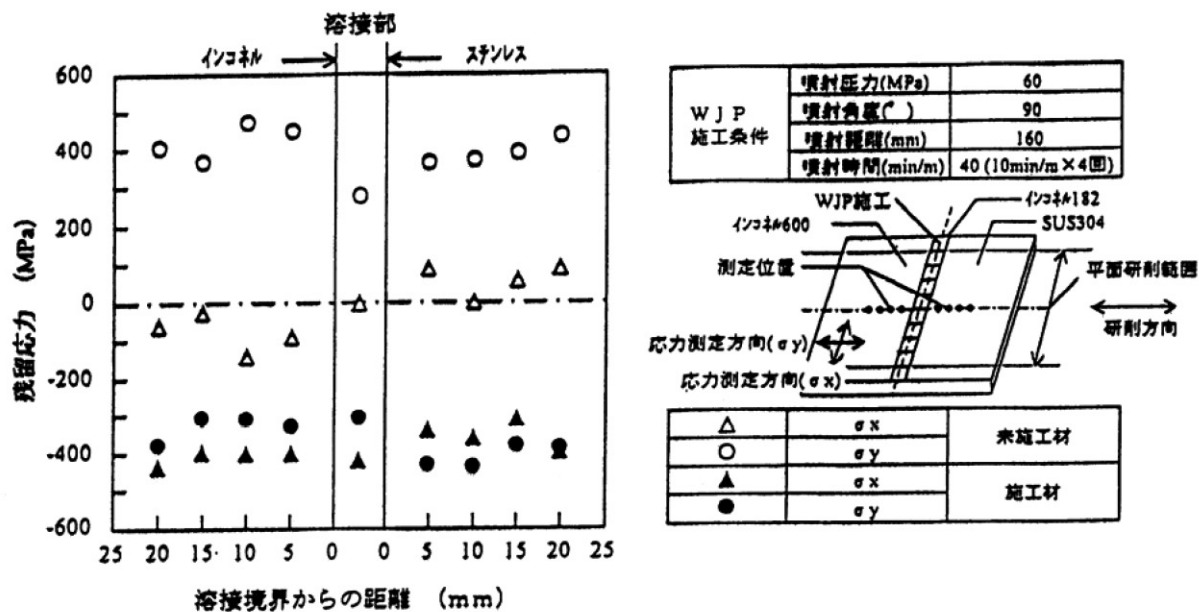


試験体	溶接継手
材質	SUS304 AR 材

施工条件	
スポット径	1.2 mm
パルスエネルギー	200 mJ
照射回数	3600 回/cm ²



図K-4 SUS304 のレーザーピーニングによる応力改善効果 (東芝提供データ)



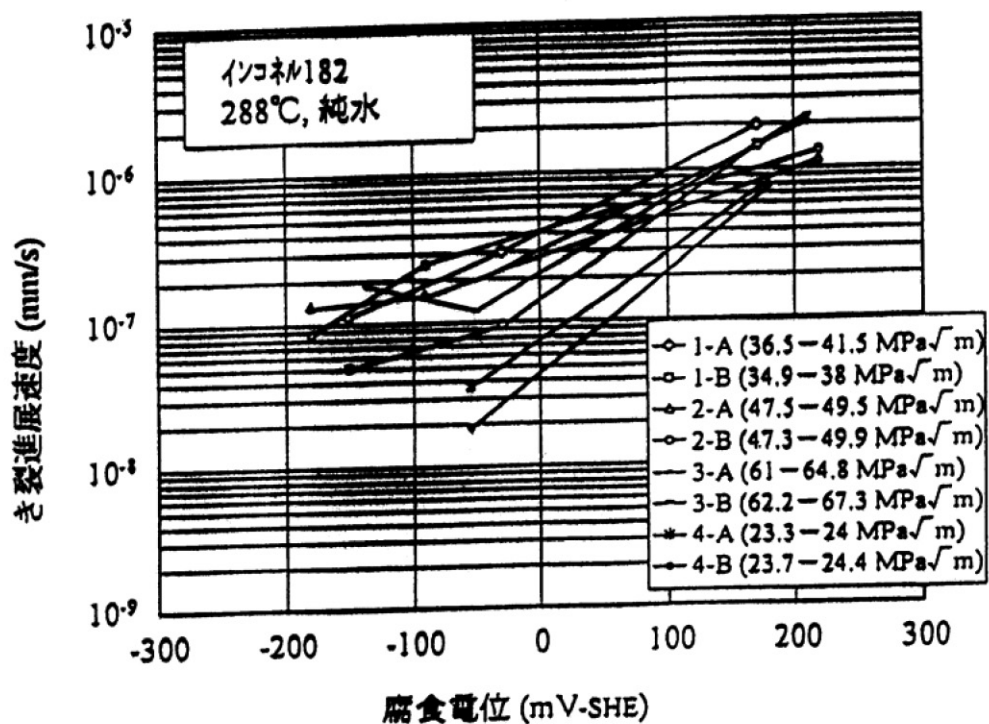


図 K-7 インコネル 182 のき裂進展速度の腐食電位依存性測定結果⁴⁾

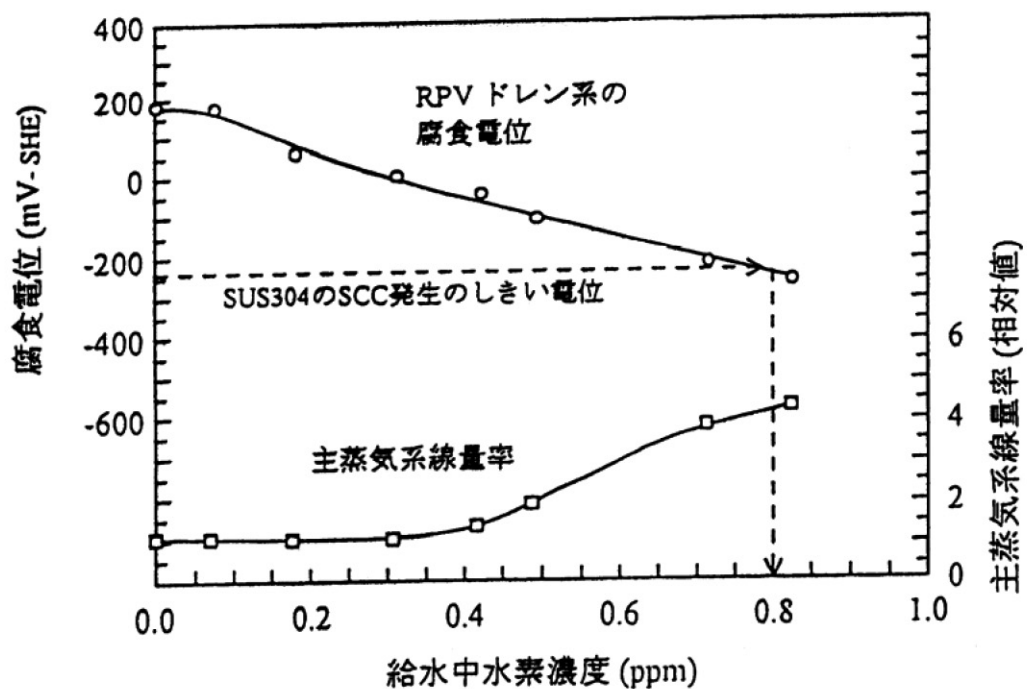


図 K-8 国内BWRプラントのボトムドレン系で測定した腐食電位の水素注入量依存性⁵⁾

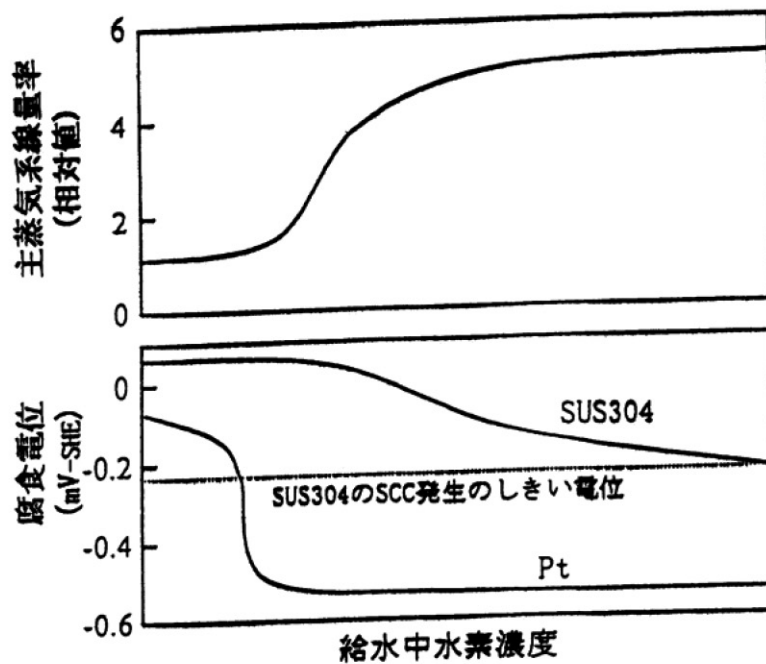


図 K-9 貴金属注入概念図⁶⁾

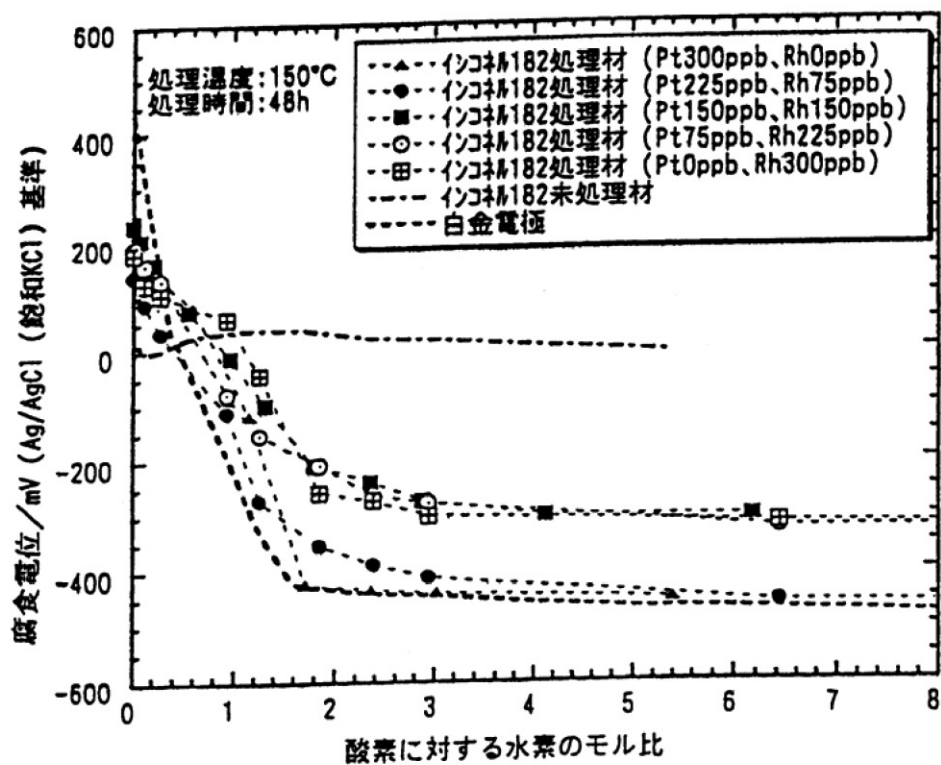


図 K-10 貴金属表面処理したインコネル 182 の腐食電位の水素濃度依存性⁷⁾
[処理温度：150℃、 処理時間：48 時間]

[出典]

- 1) 山内 清 他 : 「安定化パラメータのコントロールによるニッケル基溶接金属の耐粒界腐食性並びに耐粒界型応力腐食割れ性の向上」、防食技術、35(1986)605.
- 2) 共同研究報告書「CRDスタブチューブの予防保全に関する研究」最終報告書
(平成9年3月)
- 3) 斎藤 宣久 他 : 「BWR構造材料のSCC発生特性に及ぼす水の放射線分解生成物の影響」、第40回腐食防食討論会講演集、(1993)171.
- 4) M. Itow et al. "The Effect of Corrosion Potential on Alloy 182 Crack Growth Rate in High Temperature Water", Proc. 8th Int. Symp. on Environmental Degradation of Mater. in Nuclear Power Systems- Water Reactors, NACE, (1977) 712.
- 5) K. Takagi et al. "Long Term Verification Program on Hydrogen Water Chemistry at Kapanese BWR", Water Chemistry of Nuclear Reactor Systems 7, BNES (1996)
- 6) S. Hettiarachchi et al. "The concept of Noble Metal Chemical Addition Technology for IGSCC Mitigation of Structural Materials", Proc. 7th Int. Symp. on Environmental Degradation of Mater. in Nuclear Power Systems- Water Reactors, NACE, (1995)735.
- 7) 共同研究報告書「原子炉貴金属注入による腐食環境改善技術評価研究(Phase-1)経過報告書(平成11年9月)
- 8) 共同研究報告書「シュラウドの健全性に関する研究」平成8年度上半期(最終報告書)、平成8年9月

付録L シュラウドの補修技術について

万一シュラウド溶接部にき裂が検出され、補修が必要と判断された場合、実機適用実績のある補修技術又は将来適用可能と想定される補修技術の例を以下に示す。

1. 機械的な補修技術

(1) ブラケット工法

①構造・機能（図L-1）

- ・ブラケット工法は、シュラウドの周溶接部を対象とする補修工法で、シュラウド周溶接部をはさむ上下の胴部をブラケットを介してボルト締結する工法である。
- ・周溶接部のき裂発生部位に対してブラケットを設置することで、当該溶接部が全周貫通き裂であったとしてもブラケットにより強度を確保する機能確保が可能である。

②適用実績

海外の2プラントで適用実績がある。また、国内においても1F-2号機で1994年にH3溶接部にき裂が発見され、ブラケット工法による補修を適用した。

(2) 支持ロッド工法

①構造・機能（図L-2）

- ・支持ロッドは、炉心シュラウドの外側に設置され、主に炉心シュラウド上部とシュラウドサポートプレートとを連結する棒状のタイロッドと、炉心シュラウドから原子炉圧力容器への水平方向の荷重伝達経路を形成する水平レストレント（スタビライザ）により構成される。これにより、プラント運転中のシュラウドヘッド上下差圧による炉心シュラウドの浮き上がり防止と、地震時の炉心シュラウドの転倒防止及び水平荷重を支持する機能を有している。
- ・上記の機能により、支持ロッドは、炉心シュラウドの周方向溶接部の構造強度に関係なく炉心シュラウドの構造及び機能を維持させることができる。従って、構造強度を期待していない炉心シュラウドの周方向溶接部の点検は不要である。

②適用実績

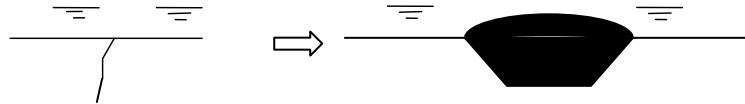
支持ロッド工法は補修対策若しくは予防保全対策として海外プラントで多くの適用実績がある。また、国内においても、2007年4月時点で5プラントの適用実績がある。

2. 補修溶接技術

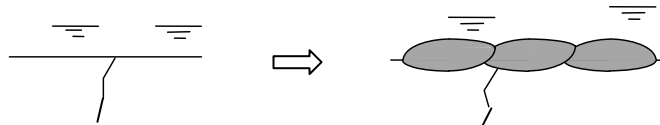
万一シュラウドにき裂が検出された場合の補修技術として、水中溶接による補修工法の開発を現在進めている。

(1) 溶接補修方法は、基本的には次の二通りが考えられる。

① き裂を完全に除去した後に、除去部を溶接により肉盛補修を行う方法で、元通りの強度を確保できる。



② き裂を残したままき裂の封止溶接を行う方法で、欠陥裕度評価に基づきき裂の除去は行わずに、き裂を封水溶接することでS C Cき裂の進展を防止することを目的とするものである。



(2) 水中補修溶接技術としては、下記の技術が候補として考えられている。

- ① 水中レーザ溶接 (図L-3)
- ② 水中T I G溶接 (図L-4)
- ③ 水中プラズマ溶接
- ④ 水中回転摩擦圧接

ブラケット補修工法

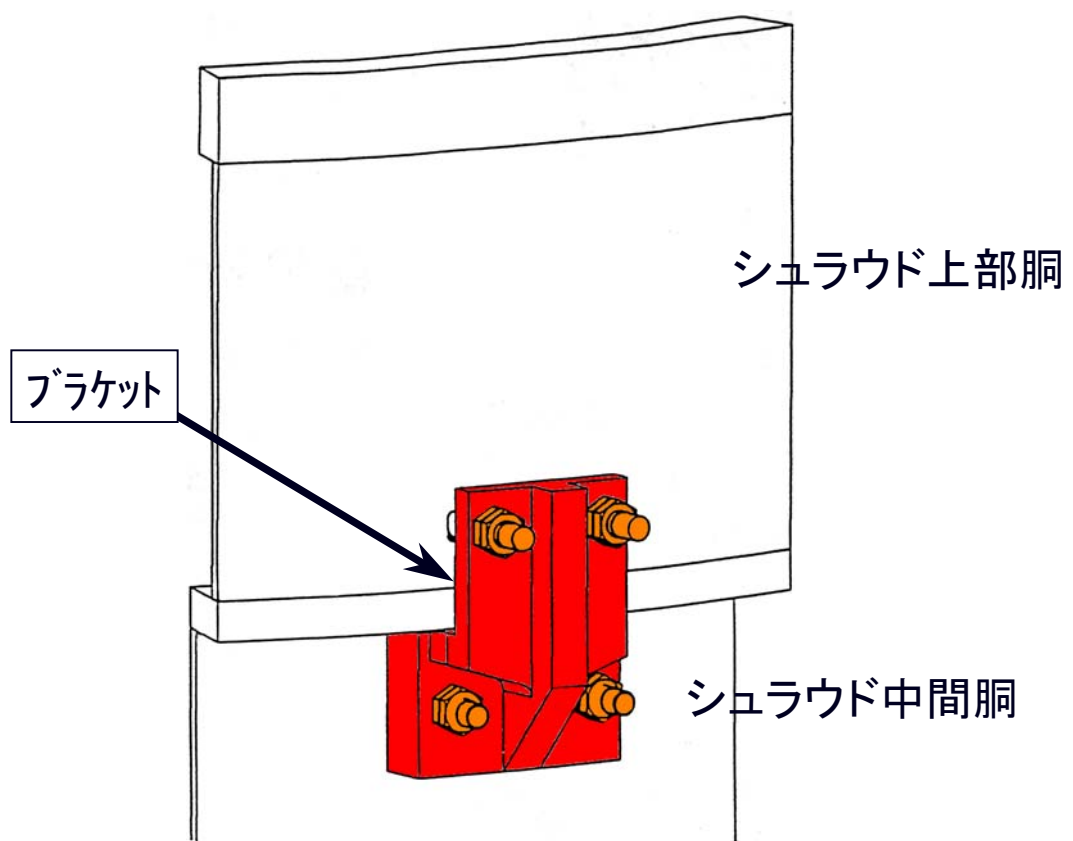
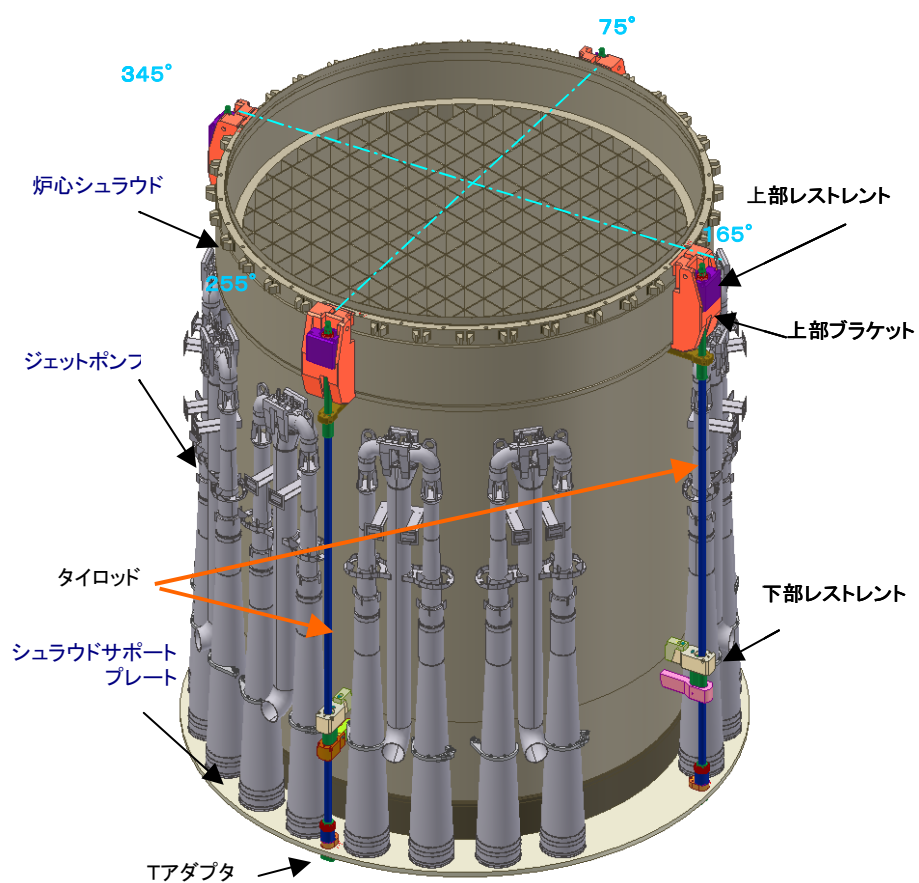


図 L - 1

炉心シュラウド支持ロッド工法

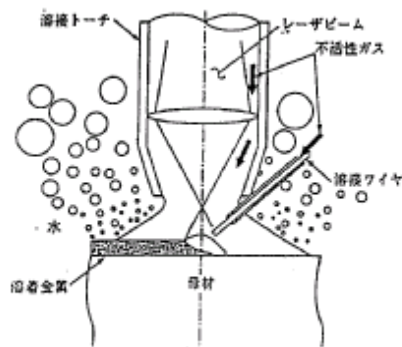


図L-2 支持ロッド

水中レーザ溶接技術

水中レーザ溶接の特徴は以下のとおりである。

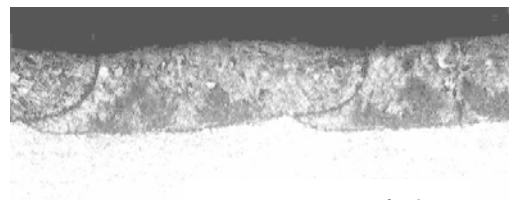
- ・ トーチ先端の局部ガスシールドによる水中施工が可能でアークの安定性が高い。
- ・ 入熱を低く抑えることができ、変形・熱影響の低減及び照射材への適用性に優れている。
- ・ 光ファイバーによる熱源の伝送により装置の小型化が図れる



ビード外観（水中）

母材：SUS304

ワイヤ：SUS316L



断面マクロ（水中）

母材：SUS304

ワイヤ：SUS316L

図 L - 3

水中TIG溶接技術

- ・局部気相空間形成により水中で高品質な溶接が可能
- ・施工条件範囲を比較的広く設定可能

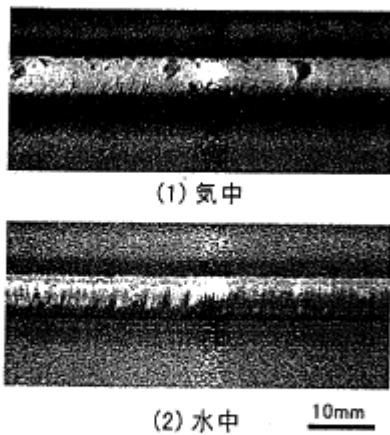
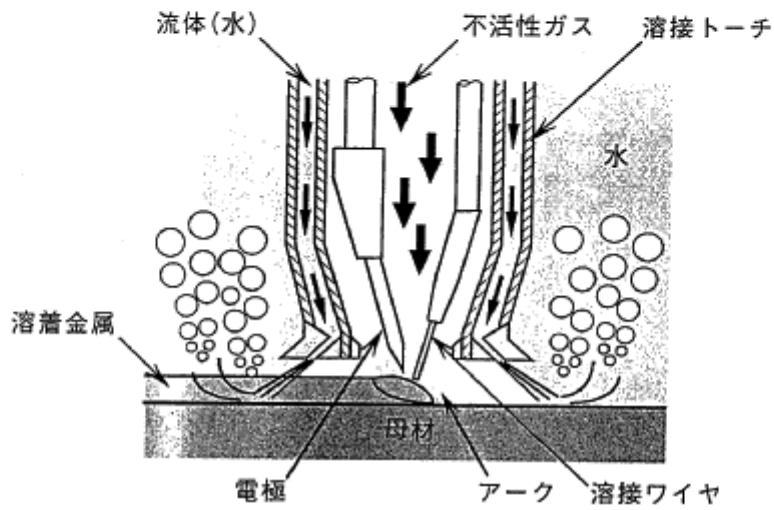


図 ビード外観(横向き姿勢)
母材: インコネル800
ワイヤ: インコネル82

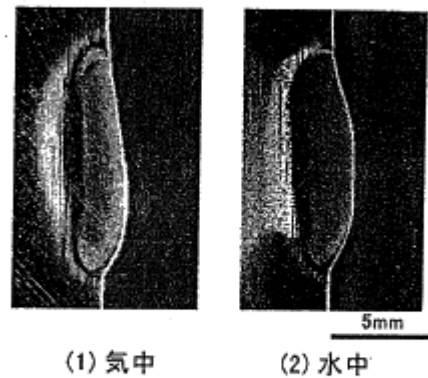


図 ビード断面(横向き姿勢)
母材: インコネル800
ワイヤ: インコネル82

図 L-4

付録M 炉心シュラウド支持ロッドの構造と機能について

炉心シュラウド支持ロッド（以下支持ロッドと略す）は、炉心シュラウドの周方向溶接線の構造強度に関係なく炉心シュラウドの機能を維持することを目的として設置する構造物である。

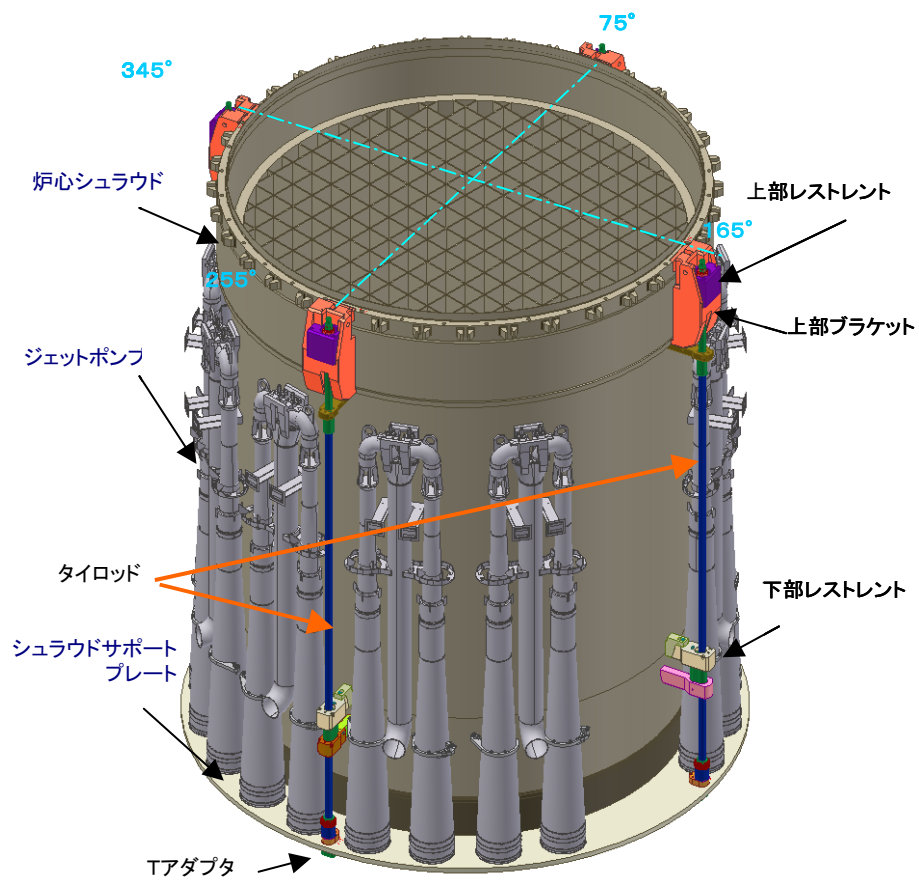
支持ロッドは、炉心シュラウドの外側に設置され、主に炉心シュラウド上部とシュラウドサポートプレートとを連結する棒状のタイロッドと、炉心シュラウドから原子炉圧力容器への水平方向の荷重伝達経路を形成する水平レストレント（スタビライザ）により構成される。これにより、プラント運転中のシュラウドヘッド上下差圧による炉心シュラウドの浮き上がり防止と、地震時の炉心シュラウドの転倒防止及び水平荷重の支持をする機能を有している。

日本国内に設置された支持ロッドは、構造の違いにより3つの形式に分類される。3つの形式の構造比較を表M-1に、それぞれのタイプの構造概要を図M-1～3に示す。

表M-1 炉心シュラウド支持ロッドの構造比較（日本国内用）

		タイプ-A	タイプ-B	タイプ-C
タイロッド本数		4	4	4
設置方位		75°, 165°, 255°, 345°	45°, 135°, 225°, 315°	75°, 255° (タイプ 1), 165°, 345° (タイプ 2)
主 要 寸 法	タイロッド径	約 80mm	約 70mm	約 60mm (タイプ 1 上部) 約 80mm (タイプ 1 下部) 約 110mm (タイプ 2 上部) 約 120mm (タイプ 2 下部)
材 料	上部ブラケット ／上部サポート	SUSF316L	GXM1 相当 (XM-19)	NCF750 相当 (X-750)
	上部レストレント ／上部ウェッジ	SUSF316L	GXM1 相当 (XM-19)	GXM1 相当 (XM-19)
	タイロッド	GXM1 相当 (XM-19)	NCF750 相当 (X-750)	GXM1 相当 (XM-19) (上部タイロッド) NCF750 相当 (X-750) (下部タイロッド)
	下部レストレント ／下部スタビライザ	SUSF316L	SUSF316 相当 (F316)	GXM1 相当 (XM-19)
	Tアダプタ／トグル	GXM1 相当 (XM-19)	NCF750 相当 (X-750)	NCF750 相当 (X-750)
構 造	上部ブラケット ／上部サポート	ブロックタイプ	プレートタイプ (クロスビームで 結合)	プレートタイプ
	Tアダプタ／トグル	Tバータイプ	トグルタイプ	トグルタイプ

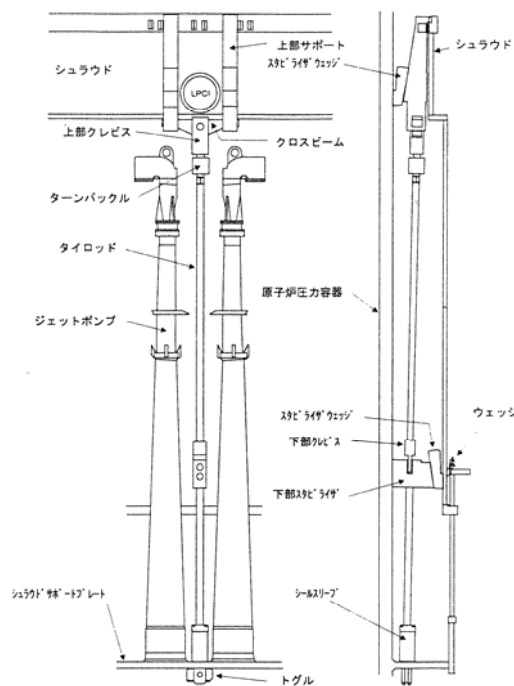
<タイプ-A>



図M-1 支持ロッド (タイプ-A) ¹⁾

<タイプ-B>

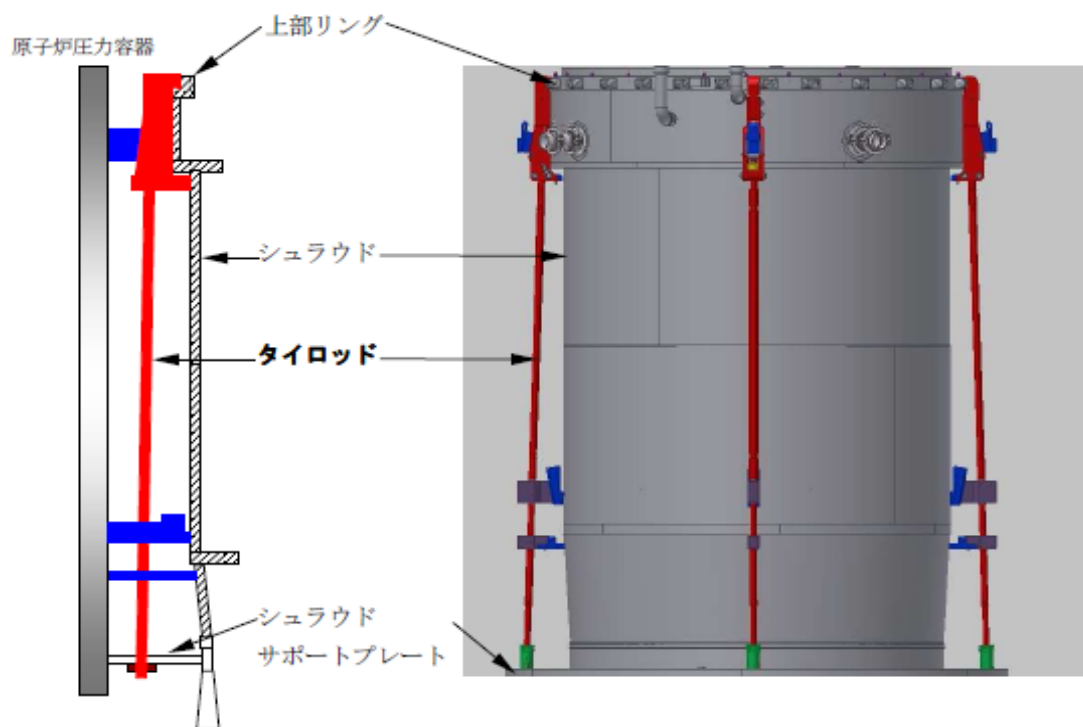
〔シュラウド方位 45°、135°、225°、315° の4箇所を設置〕



材質 : X-750, XM-19, F316(米国機械学会規格)
全長 : 約7.4m
タイロッド径: 72.4mm

図M-2 支持ロッド
(タイプ-B) ²⁾

<タイプ-C>



図M-3 支持ロッド (タイプ-C) ³⁾

(参考文献)

- 1) 東芝型シュラウドタイロッドによる炉心シュラウド修理工事について（松永他、平成 17 年度 火力原子力発電大会研究発表要旨集、平成 17 年 10 月）
- 2) 平成 14 年版（平成 13 年度実績）原子力発電所運転管理年報（（社）火力原子力発電技術協会）
- 3) 東北電力ホームページ 女川原子力発電所第 2 号機第 7 回定期検査報告書の公開について（平成 17 年 7 月 13 日）

付録N 支持ロッドの点検箇所为例

支持ロッドの機能維持を確認するための点検箇所の例を図N－1に示す。(特記以外はVT-3)

- 上部ブラケット(上部サポート)取付け部付け根(MVT-1)
- 全体の外観状況及び脱落の確認
- タイロッド締付け箇所の廻り止め機能の確認
- 上部ブラケット(上部サポート)と炉心シュラウド上部リングとの取合い状態の確認
- Tアダプタ(トグルバー)とシュラウドサポートプレートとの取合い状態の確認
- 上部ブラケット(上部サポート)と炉心シュラウドとの取合い位置の確認
- 下部レストレント(下部スタビライザ)と炉心シュラウドとの取合い位置の確認
- Tアダプタ(トグル)取付け部(Tアダプタ取付け部付け根またはトグルクレビス)(MVT-1)

(シュラウドサポートプレート下側を点検)

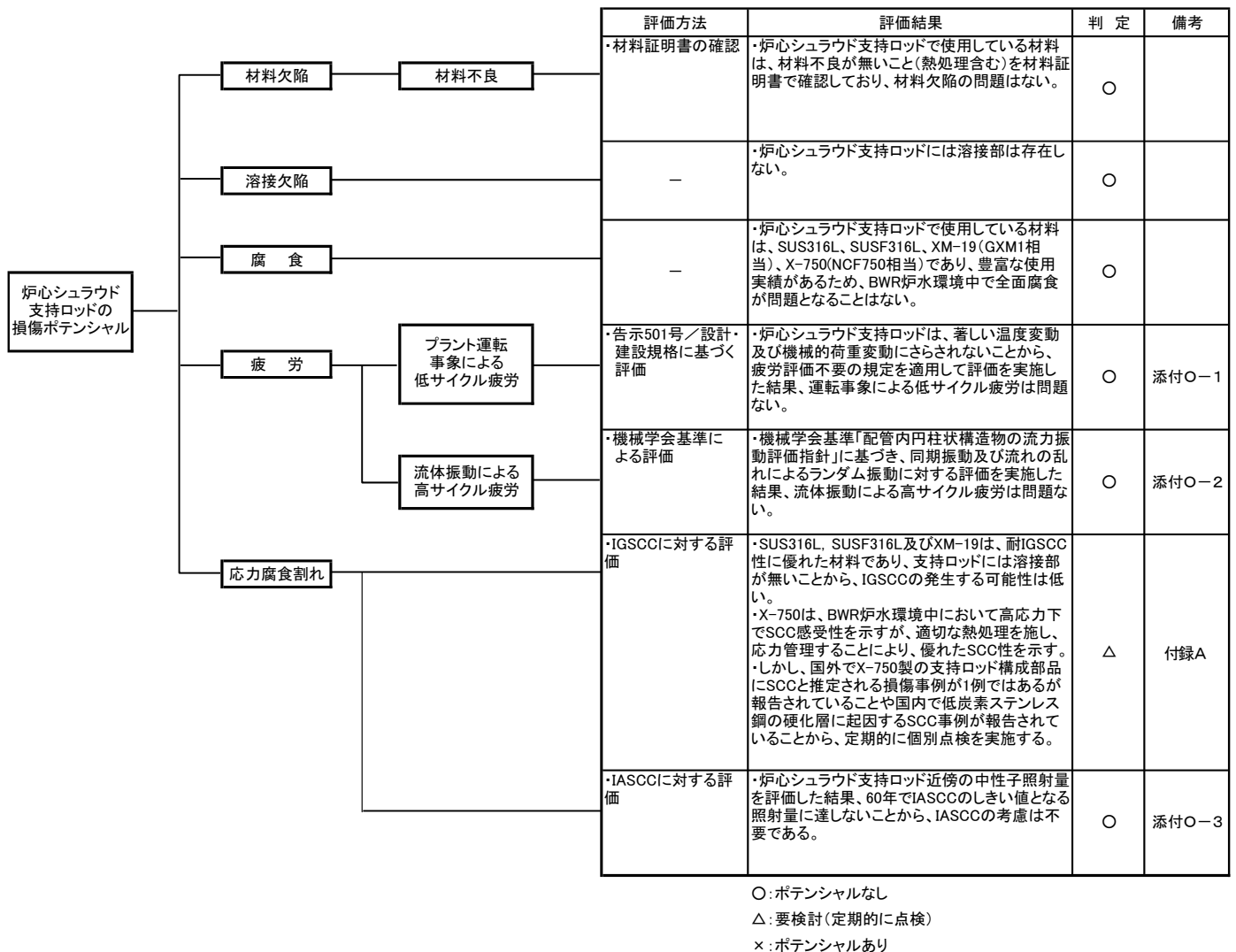
図N－1 支持ロッド点検箇所の例

付録O 支持ロッドの損傷ポテンシャル

支持ロッドの損傷ポテンシャル分析結果を図O－1に示す。

支持ロッドは、溶接部の存在しない構造を採用しており、図O－1に示すように、想定される損傷要因に対する評価を実施して、損傷ポテンシャルは十分低いと評価される。

しかしながら、国外においてインコネル X-750 製の支持ロッド構成部品に SCC と推定される損傷事例が 1 例ではあるが報告されていることや、国内炉心シュラウドにおける低炭素ステンレス鋼の硬化層に起因する SCC 事例が報告されていることに鑑み、定期的に個別点検を実施する。



図O－1 支持ロッド損傷ポテンシャル分析表

支持ロッドのプラント運転事象による低サイクル疲労評価

支持ロッドの設計においては、日本機械学会 設計・建設規格等に基づき、プラント運転事象による低サイクル疲労に対する評価を実施する。以下に、国内 1100MWe 級プラントに設置された支持ロッドにおけるプラント運転事象による低サイクル疲労に対する評価例を示す。

支持ロッドは炉心シュラウド外周部の同一の温度領域内に設置されていることから、構成部品内に生じる温度勾配は小さく、温度差による発生応力は無視しうる程度に小さいため、支持ロッドのプラント運転事象による低サイクル疲労評価においては、機械的荷重変動による評価を実施する。

当該プラントの支持ロッド構成部品に対応する疲労限である 93.7MPa(設計疲労線図*の 10^{11} 回に対応するピーク応力強さ)を越える機械的荷重変動の設計上の想定回数は、起動－停止及びスクラムを合わせた 310 回であり、これに対応する許容変動応力は設計疲労線図より 1190MPa となる。一方、支持ロッドに発生する機械的荷重変動による応力は 120MPa 程度であり、上記 1190MPa より小さい。

以上より、支持ロッドがプラント運転事象による低サイクル疲労で破損することは無いと評価されている。

注記 *：設計段階の評価であるため、設計疲労線図を用いる。

支持ロッドの流体振動による高サイクル疲労

支持ロッドに原子炉压力容器と炉心シュラウド間のアニュラス部の流れにより励起される振動が発生しないことを確認するために、国内 1100MWe 級プラントを例に、日本機械学会基準「配管内円柱状構造物の流力振動評価指針」に基づいて同期振動の可能性と流れの乱れによるランダム振動に対する評価を実施した結果を以下に示す。また、国内外におけるジェットポンプセンシングラインの損傷事象の原因と推定されている P L R ポンプ羽切り脈動との共振による疲労破損に対する検討した結果も合わせて示す。

１．同期振動の可能性

対称渦を伴う自励振動および交互渦（カルマン渦）によるロックイン振動の発生の有無を評価する。すなわち、タイロッドの１次固有振動数 f_d は約 7Hz でありタイロッドが設置されるアニュラス部の平均流速 $\bar{V}$ は 0.5m/sec 以下であると想定されるため、換算流速 V_r は、タイロッドの直径 d_0 約 80mm から下記のように 1 以下となり、同期振動は発生しない。

$$V_r = \frac{\bar{V}}{f_0 \cdot d_0} = 0.9 < 1$$

２．流れの乱れによるランダム振動による応力

機械学会基準に従い、流れの乱れによるランダム振動による応力を算出すると、約 2 MPa であり、タイロッドの疲労限（147 MPa 程度）に比較して十分小さくランダム振動によってタイロッドが破損することはない。

３．圧力脈動との共振による疲労

タイロッドの固有振動数と原子炉再循環ポンプの羽切り圧力脈動の周波数とを比較して、共振の可能性を検討した。

定格運転範囲の圧力脈動周波数は約 100～約 140Hz であることから、下表に示すようにタイロッドは一般的に発生応力の高くなる低次モードにおいて、通常運転中に原子炉再循環ポンプの圧力脈動と共振することはない。

	１次	２次	３次	４次
タイロッドの固有振動数 [Hz]	約 7	約 20	約 45	約 73

以上より、支持ロッドが流体振動による高サイクル疲労で破損することはないと考えられる。

支持ロッドの IASCC の可能性について

支持ロッドの IASCC の可能性について付録 B に従って検討した結果を以下に示す。

国内 1100MWe 級プラントを対象に、2次元輸送計算コード (DOT 3.5) により、炉内近傍の高速中性子束分布 ($E>1\text{MeV}$) を評価した。評価結果を表 添付 O-3-1 に示す。

供用期間を 60 年と仮定した場合の支持ロッド各部の中性子照射量は、IASCC 発生のしきい値とされる $5\times 10^{24}(\text{n/m}^2)$ に比べて十分に小さいことから、IASCC の考慮は不要である。

表 添付 O-3-1 支持ロッドの IASCC 評価

部 位	中性子束 ($\text{n/m}^2\cdot\text{s}$)	中性子照射量 $5\times 10^{24}(\text{n/m}^2)$ となる年数*	供用 60 年*の 照射量(n/m^2)	IASCC 考慮 必要性の有無
支持ロッド上部 (H2 溶接部近傍)	約 3×10^{14}	約 7×10^2	約 5×10^{23}	無
支持ロッド中央部 (炉心中央高さ)	約 4×10^{14}	約 5×10^2	約 6×10^{23}	無
支持ロッド下部 (H6a 溶接部近傍)	約 3×10^{13}	約 7×10^3	約 5×10^{22}	無

注記 * : プラント稼働率 80% と仮定

付録 P 炉心シュラウド縦方向溶接部の割れに関するき裂進展評価

炉心シュラウド縦方向溶接部に初期き裂を想定し、いくつかの前提条件を仮定してき裂進展評価を行った。

1. 評価方法

1. 1 評価モデル

炉心シュラウド縦方向溶接部の代表例として、1100MWe プラントの V2 溶接部を、板厚 50.8 mm の平板にモデル化した。(図 P-1)

1. 2 想定初期き裂

平板の外表面に 1mm 深さの半楕円き裂（き裂アスペクト比 $a/l=0.1$ ）を想定した。(図 P-1)

1. 3 応力条件

当該部には、溶接残留応力及び運転応力が作用している。

残留応力は、添付 P-1 に示す炉心シュラウド V2 継手の残留応力解析結果を用いた。運転応力は、実機計算値から内面 -30MPa、外面 45MPa とし、残留応力に加算した。

V2 継手の応力（残留応力+運転応力）分布を図 P-2 に示す。V2 継手の残留応力は内外表面で引張りとなっているので、内表面及び外表面の両方からの SCC 進展を考慮する。

1. 4 応力拡大係数

応力拡大係数（K）の表示式として、非線形応力分布に対する平板の表面き裂の式である、日本機械学会 維持規格¹⁾ 添付 E-5 の 5.3(1)項に記載の下式を用いた。

$$K = \left[(A_0 + A_p)G_0 + A_1G_1 + A_2G_2 + A_3G_3 \right] (\pi a/Q)^{1/2} \quad (1)$$

ただし、(1)式において、

A_0, A_1, A_2, A_3, A_p : き裂深さ ($0 \leq x/a \leq 1$, x はき裂の存在する表面からの距離) にわたる応力分布を表現する(2)式より計算される応力に関する係数。
き裂深さの関数として K を計算する場合、各き裂深さに対して係数 A_0 から A_3 までを決定しなければならない。また、 A_p は、内圧が容器内表面のき裂に働く場合 $A_p = p$ 、それ以外は $A_p = 0$ とする。

$$\sigma = A_0 + A_1(x/a) + A_2(x/a)^2 + A_3(x/a)^3 \quad (2)$$

G_0, G_1, G_2, G_3 : き裂深さおよびアスペクト比から決定される補正係数。(維持規格表添付E-5-1 及び表添付E-5-2 参照)

$$Q = 1 + 4.593 (a/\ell)^{1.65} \quad (3)$$

1. 5 SCC 進展速度

炉心シュラウドのステンレス鋼の SCC 進展評価の速度式として、付録Dで検討した低炭素ステンレス鋼のき裂進展速度線図である下記に示す進展速度式を適用した。

(図 P - 3 及び P - 4 参照)

(1) 通常炉内水質環境中 (導電率 $< 0.2 \mu \text{ S/cm}$, $\text{ECP} \geq 150 \text{ mVSHE}$)

低炭素ステンレス鋼

$$da/dt = 3.33 \times 10^{-11} K^{2.161} \quad (6.7 \leq K \leq 57.9) \quad (4)$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 6.7) \quad (5)$$

$$da/dt = 2.1 \times 10^{-7} \quad (K > 57.9) \quad (6)$$

(単位 : da/dt (mm/s) , K ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$))

(2) 水素注入環境中 (導電率 $< 0.2 \mu \text{ S/cm}$, $\text{ECP} \leq -200 \text{ mVSHE}$)

低炭素ステンレス鋼

$$da/dt = 3.33 \times 10^{-12} K^{2.161} \quad (19.3 \leq K \leq 57.9) \quad (7)$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 19.3) \quad (8)$$

$$da/dt = 2.1 \times 10^{-8} \quad (K > 57.9) \quad (9)$$

(単位 : da/dt (mm/s) , K ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$))

2. K 値分布の評価

(1) 通常炉内水質環境中

通常水質環境中における V2 溶接部の外表面側から内表面側への最深点の K 値分布は、外表面から 7mm 程度の位置で最大 $33 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 程度となり、さらに深くなるにつれ徐々に低下するが、内表面付近で再び増加する分布を示している。(図 P - 5 (1))

通常水質環境中における V2 溶接部の内表面側から外表面側への最深点の K 値分布は、内表面から 6mm 程度の位置で最大 $26 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 程度となり、さらに深くなるにつれ徐々に低下し、内表面から 24mm 程度の位置で 0 になる分布を示している。(図 P - 5 (2))

(2) 水素注入環境中

水素注入環境中における V2 溶接部の外表面側から内表面側への最深点の K 値分布は、外表面から 11mm 程度の位置で最大 $38\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 程度となり、さらに深くなるにつれ徐々に低下するが、内表面付近で再び増加する分布を示している。(図 P-6 (1))

水素注入環境中における V2 溶接部の内表面側から外表面側への最深点の K 値分布は、内表面から 7mm 程度の位置で最大 $27\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 程度となり、さらに深くなるにつれ徐々に低下、内表面から 24mm 程度の位置で 0 になる分布を示している。(図 P-6 (2))

3. SCC き裂進展量の時間依存性の評価

計算は、初期き裂が外表面から板厚方向へ進展した場合で行った。SCC 進展速度式は、1.5 項の式を用いる。

V2 溶接部では、外表面からき裂が板厚方向に進展を開始した場合、通常炉内水質環境中 (NWC) では、50 年程度で板厚の 80% (約 40mm) まで進展することが示された。また、水素注入 (HWC) により大幅に進展が抑制されることが示された。(図 P-7 (1))

内表面からき裂が板厚方向に進展を開始した場合、通常炉内水質環境中 (NWC) では、60 年で板厚の 40% (約 20mm) 程度まで進展することが示された。また、水素注入 (HWC) により進展が抑制されることが示された。(図 P-7 (2))

さらに、内表面及び外表面の同じ位置に同時にき裂が発生したと仮定した場合でも、板厚の 80% (約 40mm) に達するのは 20 年程度以上であることが示された。

4. まとめ

V2 溶接部に全長にわたり一様深さのき裂があると仮定した場合の許容き裂深さは、添付 P-2 に示すとおり 47mm 程度であり、板厚の 80% より大きい。

板厚の 80% に達するのは、内表面及び外表面から進展を考慮しても、実運転時間で 20 年程度以上であるため、点検周期を 10 年以内とすれば、縦方向溶接部の構造健全性は確保できると考えられる。

(参考文献)

- 1) 日本機械学会 発電用原子力設備規格 維持規格 (2004 年版) JSME S NA1-2004

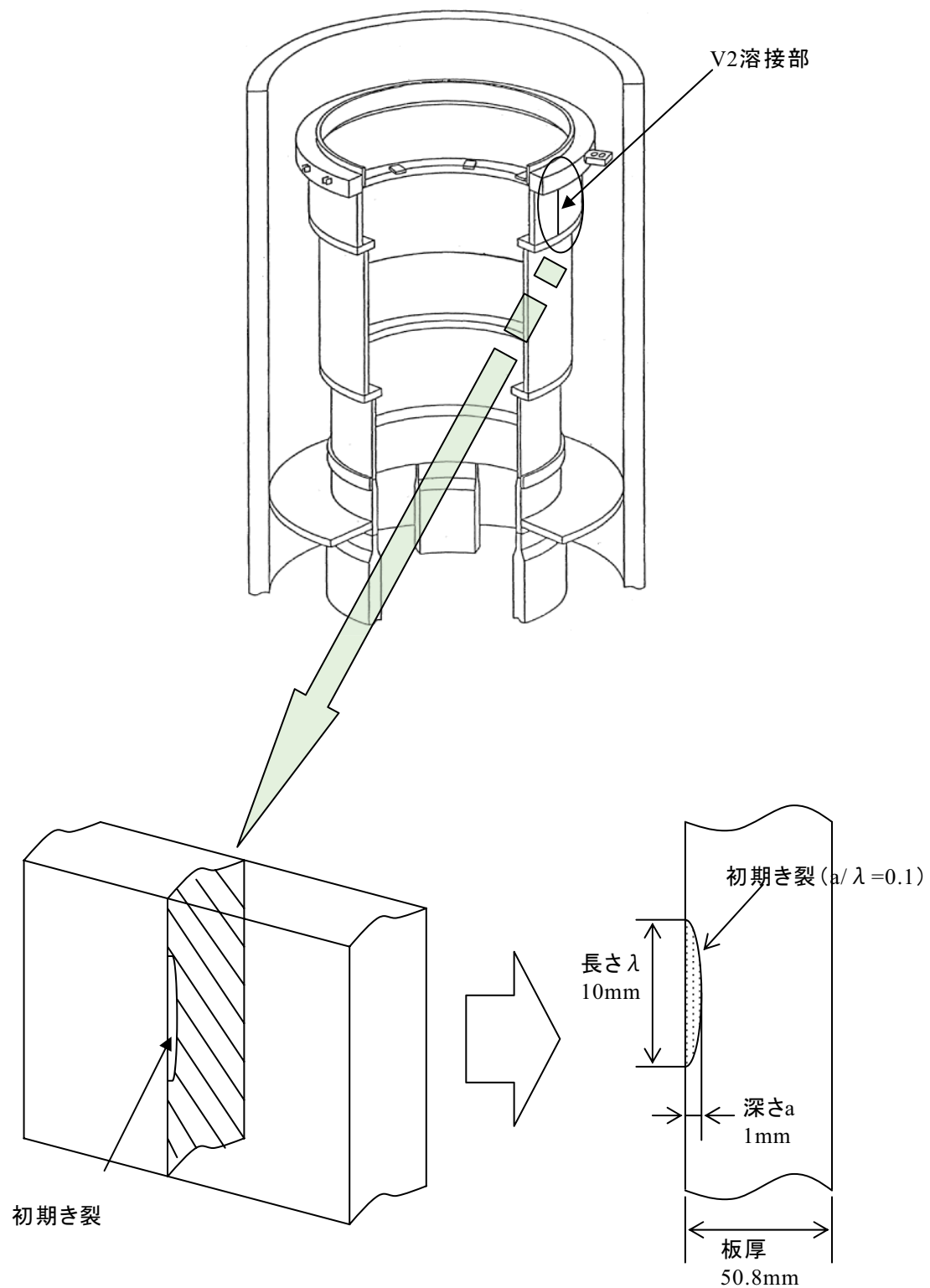


図 P - 1 き裂のモデル化
(平板の表面き裂モデル)

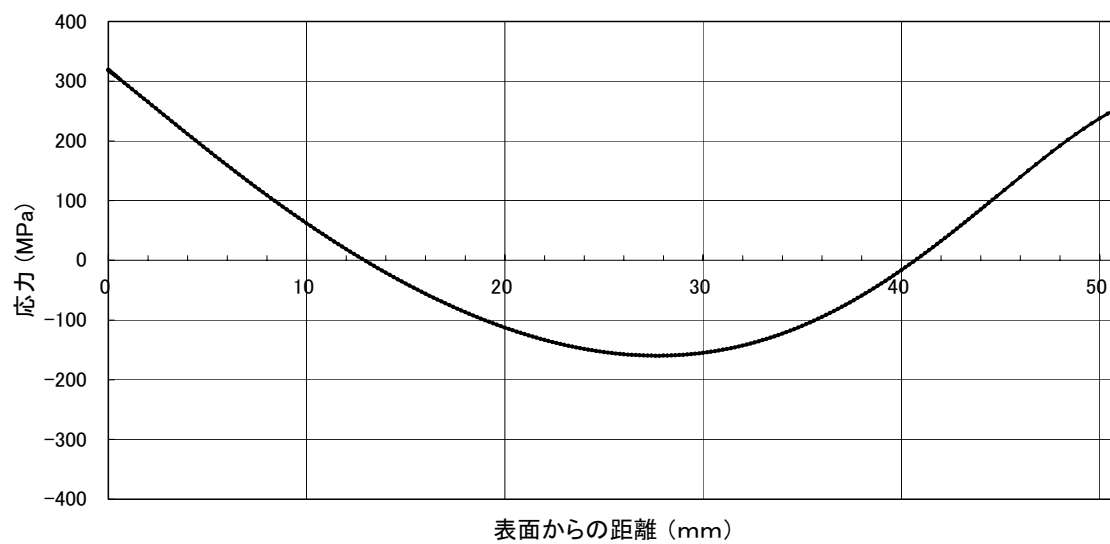


図 P - 2 V2 溶接部の板厚方向残留応力+運転応力分布

通常炉内水質環境中(導電率 $<0.2\mu\text{S}/\text{cm}$ 、 $\text{ECP}\geq 150\text{mVSHE}$)の
SCC進展評価線図

(1) 鋭敏化SUS304

$$da/dt = 1.43 \times 10^{-10} K^{2.161} \quad (3.4 \leq K \leq 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 3.4 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 9.2 \times 10^{-7} \quad (K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

(2) 低炭素ステンレス鋼

$$da/dt = 3.33 \times 10^{-11} K^{2.161} \quad (6.7 \leq K \leq 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 6.7 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.1 \times 10^{-7} \quad (K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

単位: $da/dt(\text{mm}/\text{s})$ 、 $K(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})$

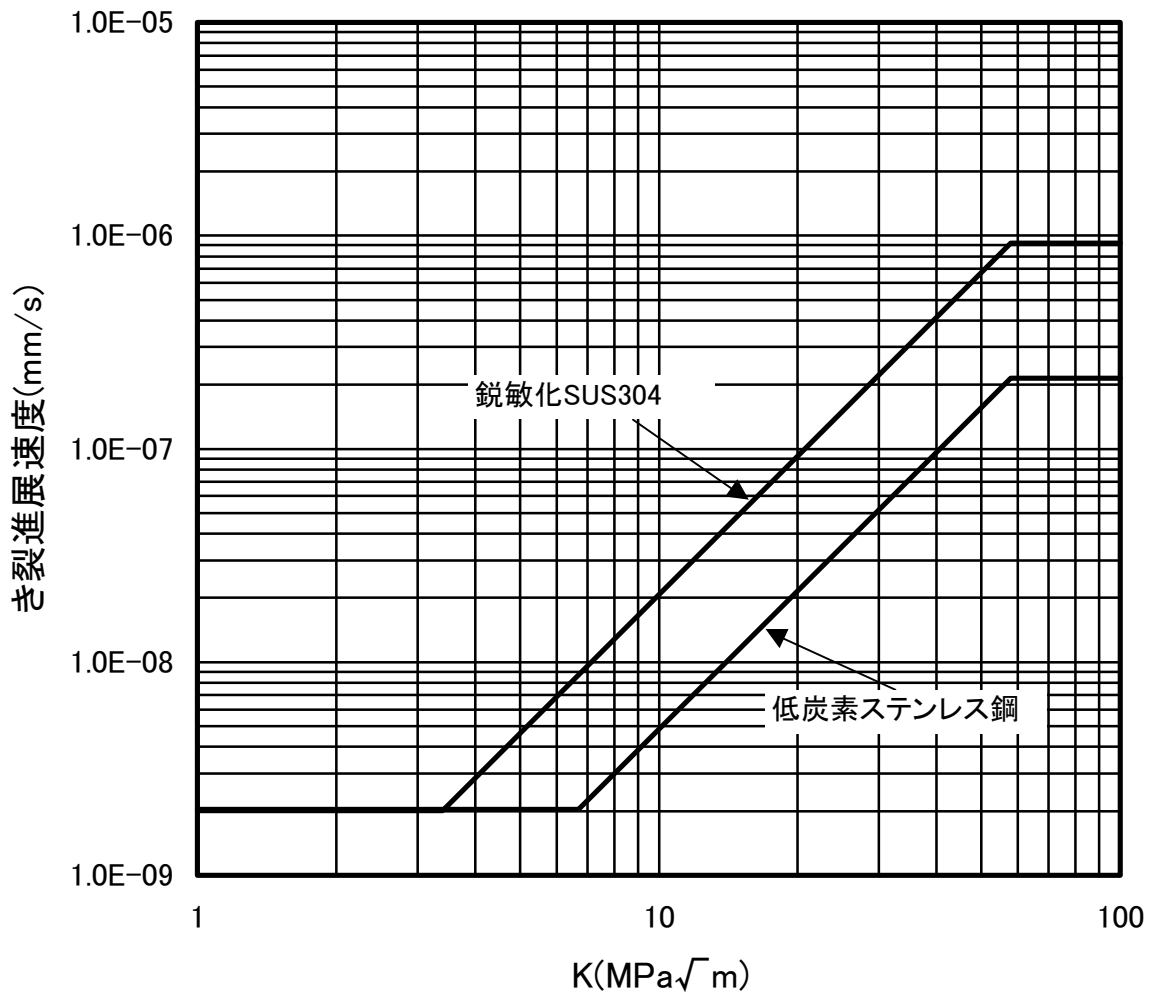


図 P-3 オーステナイト系ステンレス鋼の通常炉内水質環境中の
SCC 進展評価線図

水素注入環境中(導電率 $<0.2\ \mu\text{S}/\text{cm}$ 、 $\text{ECP}\leq-200\text{mVSHE}$)の
SCC進展評価線図

(1) 鋭敏化SUS304

$$da/dt = 7.94 \times 10^{-12} K^{2.161} \quad (12.9 \leq K \leq 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 12.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 5.1 \times 10^{-8} \quad (K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

(2) 低炭素ステンレス鋼

$$da/dt = 3.33 \times 10^{-12} K^{2.161} \quad (19.3 \leq K \leq 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 19.3 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

$$da/dt = 2.1 \times 10^{-8} \quad (K > 57.9 \text{MPa}\sqrt{\text{m}})$$

単位: da/dt (mm/s)、 K ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)

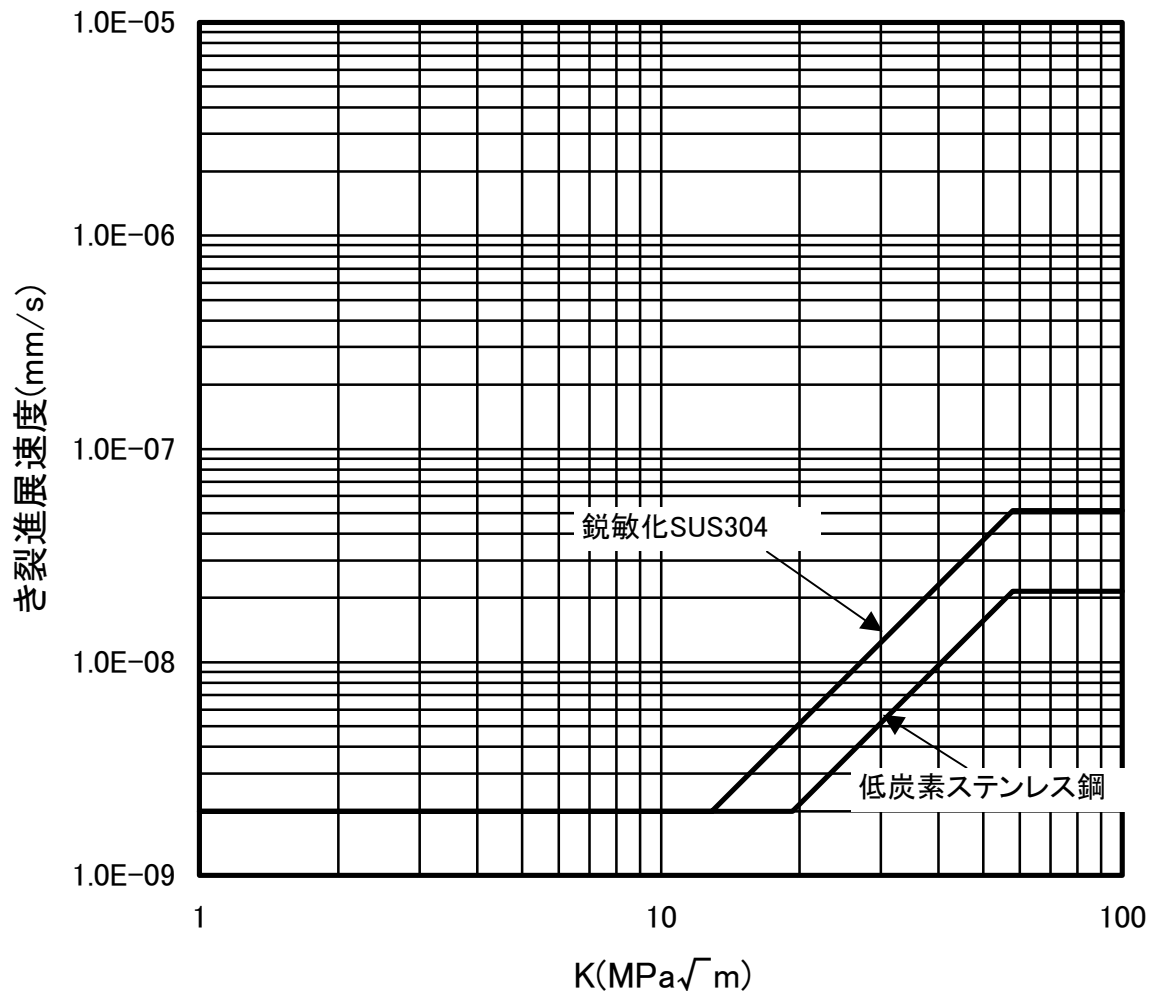


図 P - 4 オーステナイト系ステンレス鋼の水素注入環境中の
SCC 進展評価線図

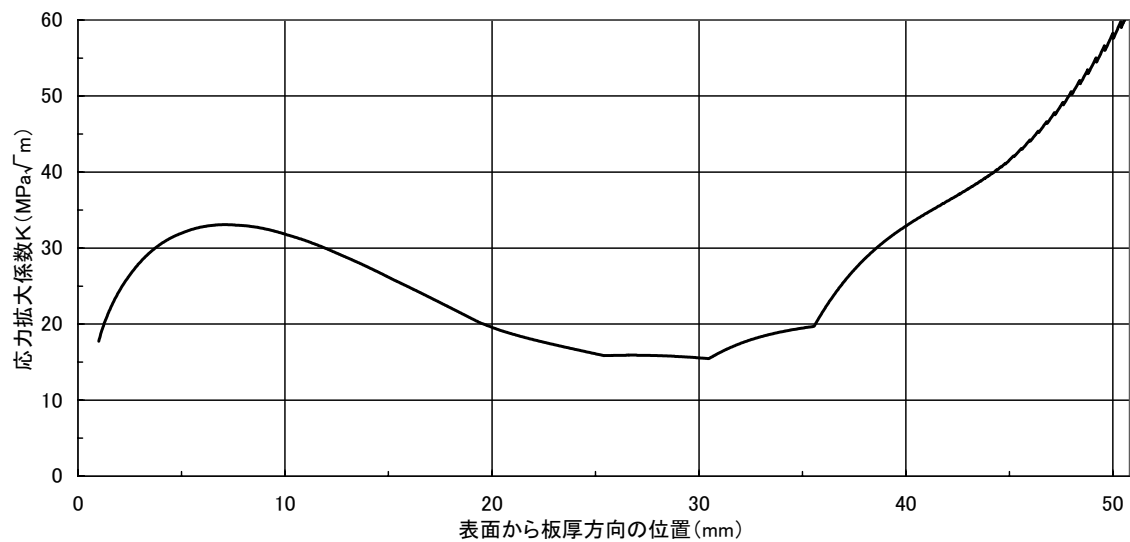


図 P－5 (1) 応力拡大係数分布 (V2 溶接部, NWC 条件)
(外表面から板厚方向への進展)

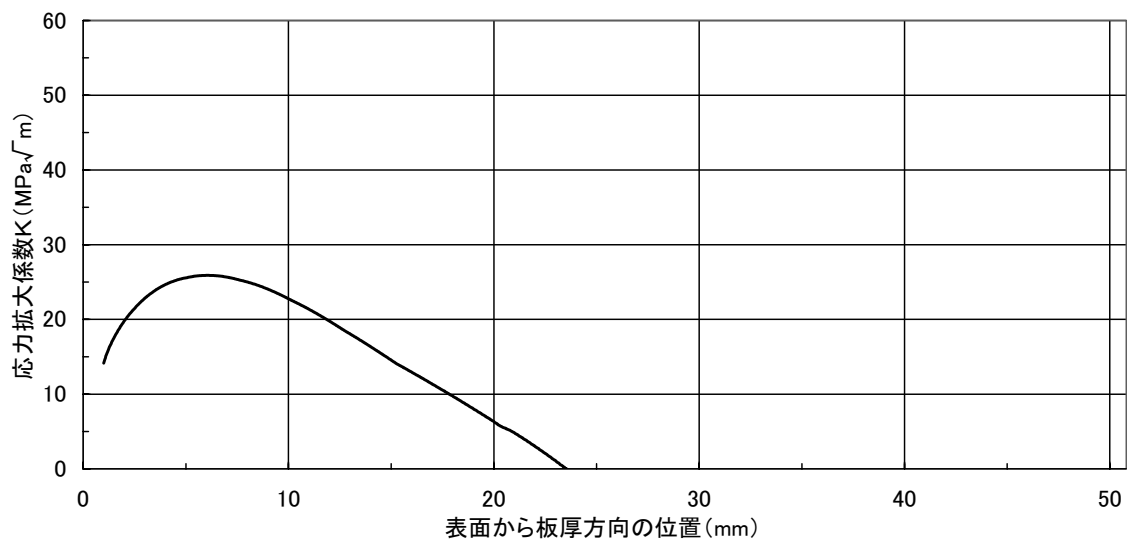


図 P－5 (2) 応力拡大係数分布 (V2 溶接部, NWC 条件)
(内表面から板厚方向への進展)

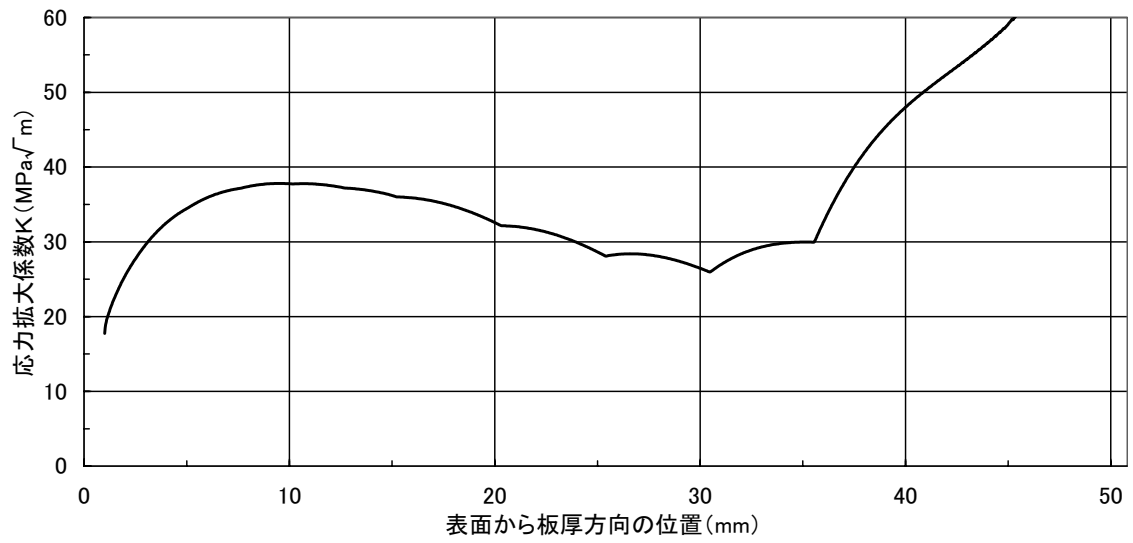


図 P－6 (2) 応力拡大係数分布 (V2 溶接部, HWC 条件)
(外表面から板厚方向への進展)

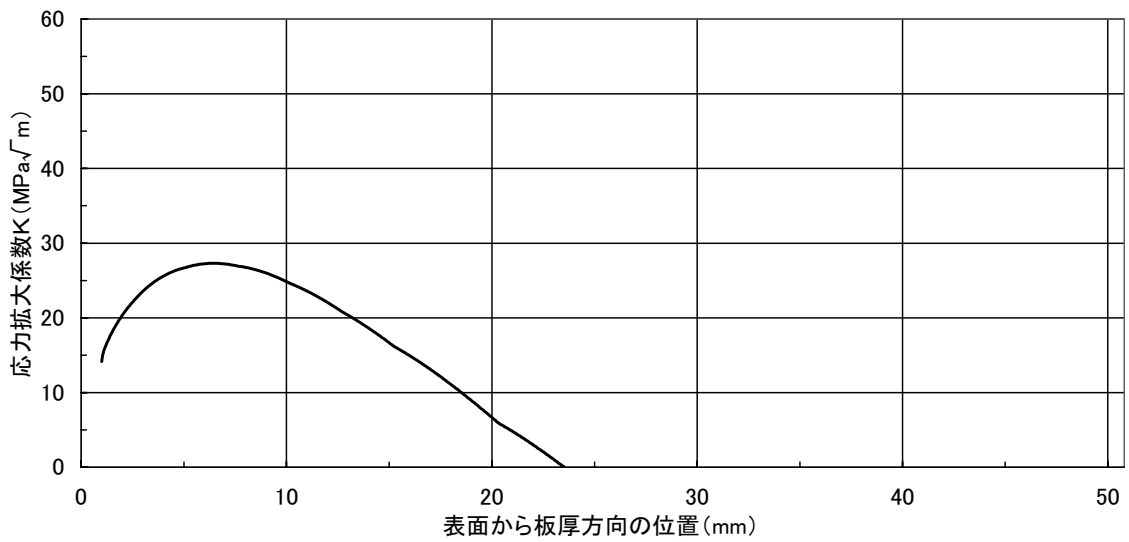


図 P－6 (2) 応力拡大係数分布 (V2 溶接部, HWC 条件)
(内表面から板厚方向への進展)

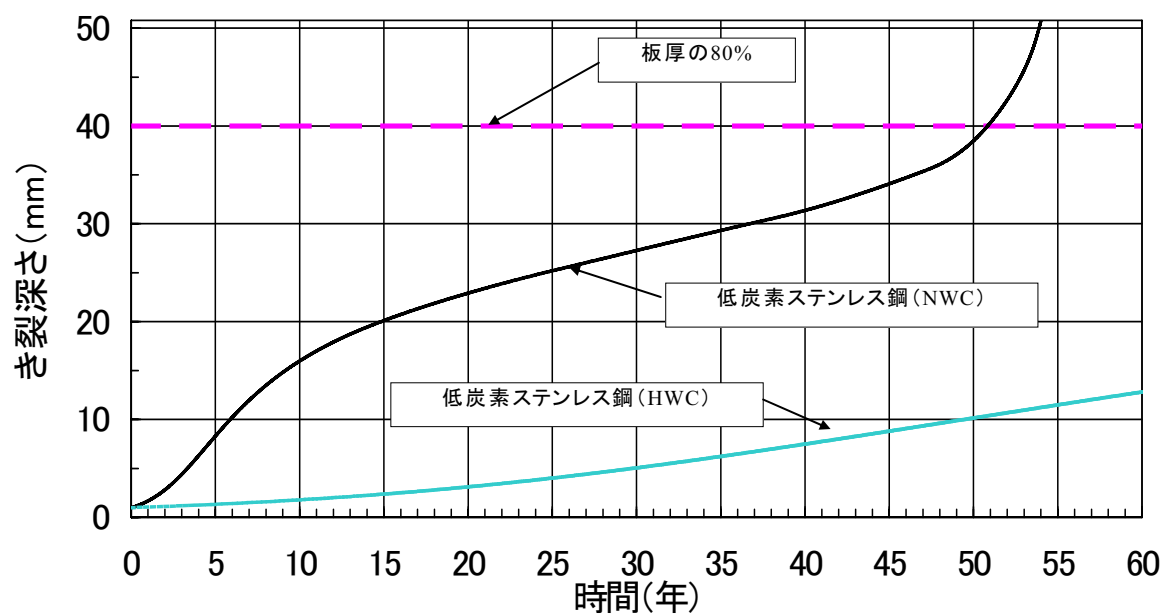


図 P - 7 (1) き裂深さと時間の関係(V2 溶接部)
(外表面から板厚方向への進展)

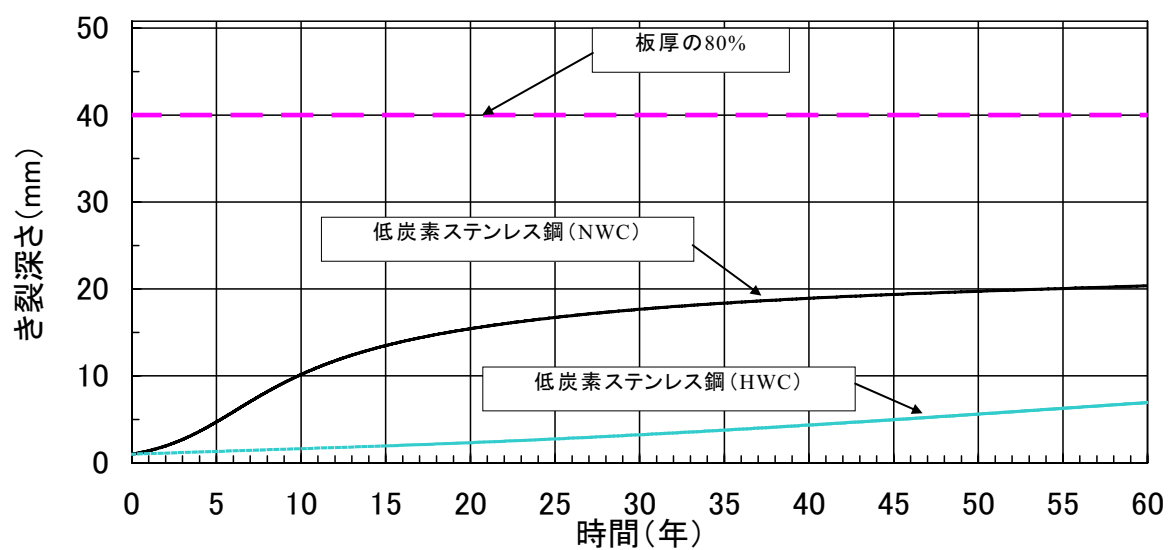


図 P - 7 (2) き裂深さと時間の関係(V2 溶接部)
(内表面から板厚方向への進展)

炉心シュラウド V2 溶接部の残留応力の推定

1. はじめに

付録 C と同様な手法を用いて、V2 溶接部のき裂進展評価を実施するために必要な溶接部の残留応力評価を実施する。

2. 評価内容

(1) 解析モデル

1100MWe 級 BWR の炉心シュラウドの V2 溶接部の形状と解析モデルを図 添 P 1 - 1 に示す。この炉心シュラウド上部胴縦方向溶接部 (V2) について解析を実施する。V2 溶接部は平面 2 次元モデルとしてモデル化する。

(2) 解析手順

解析手順を図 添 P 1 - 2 に示す。すなわち、溶接金属を実際の溶接施工手順通りに母材に成層し、そのときの非定常温度分布変化を各溶接パス毎に求める。次に、各パス毎の溶接金属モデルに当該温度分布の時刻歴変化を与えて大変形弾塑性解析を実施することにより、溶接施工過程での発生応力を算出する。このようにして最終溶接が終了した状態での応力状態が、残留応力となる。溶接パスについては、実際の溶接パスを同一施工条件ごとにグルーピングして解析する。

(3) 物性値

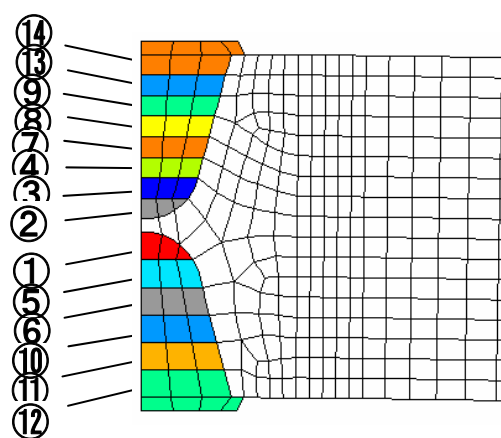
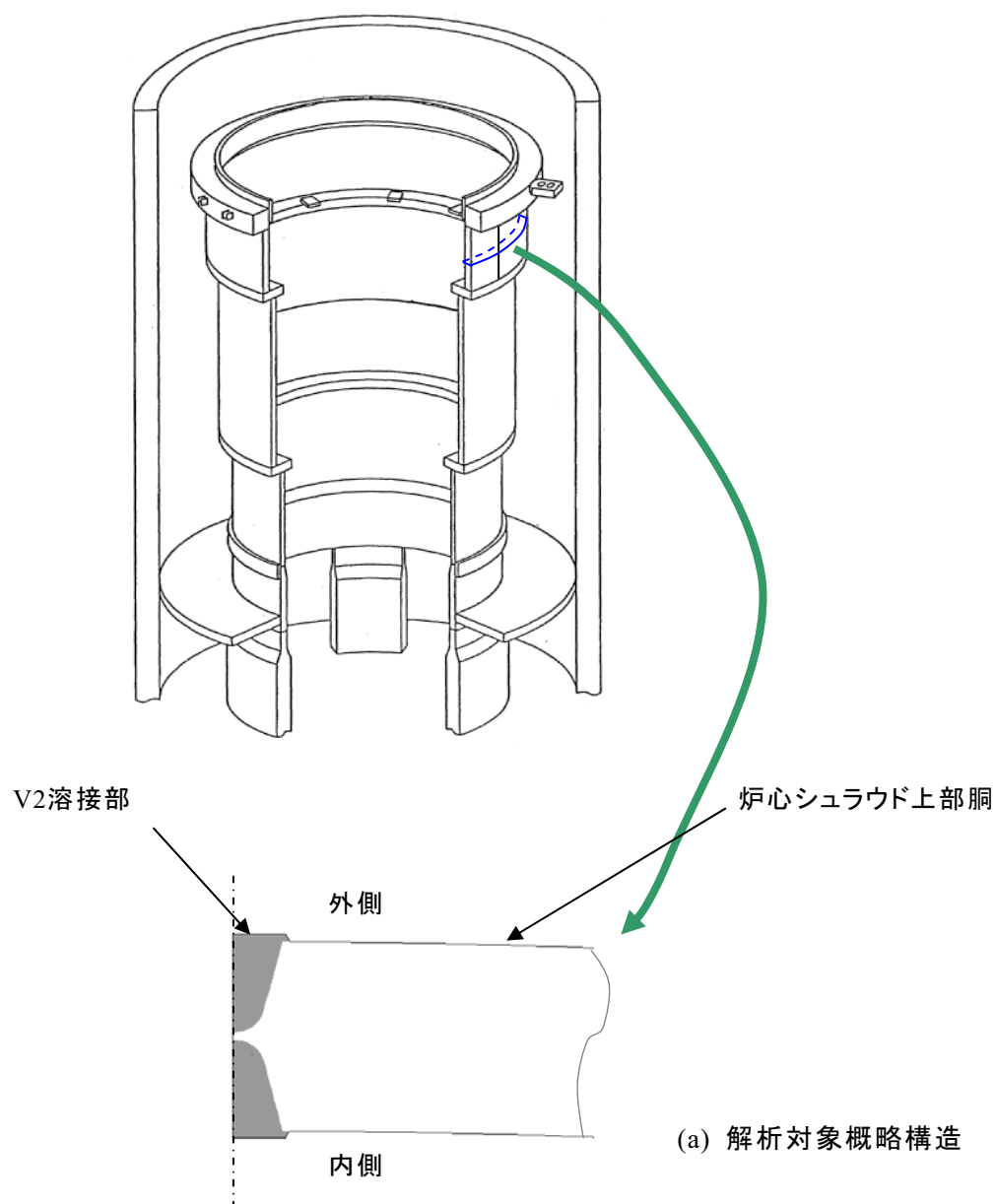
伝熱解析には付録 C の表 C - 1 に示す材料物性値を用い、温度分布解析では溶接金属と母材の材料特性を同一とする。

(4) 入熱の想定

単位時間当たりの入熱の想定を、図 添 P 1 - 3 に示す。入熱の時間変化としては、この図に示すように、入熱が増加する時間（トーチが近づく時間） t_1 、溶接中の時間 t_2 、入熱が減少する時間（トーチが離れて行く時間） t_3 の比率を実測値をベースに想定し、ビードの最高温度が $1100 \pm 50^\circ\text{C}$ となるよう時間を決定した。除熱は、母材及びビードの雰囲気と接する面から対流伝熱により生じるものとし、熱伝達率を $11.6\text{J}/\text{m}^2\text{sec}$ とする。

(5) 残留応力解析結果

V2 溶接部に対する解析結果を図 添 P 1 - 4 に示す。ステンレス鋼溶接部で S C C が課題となる溶接熱影響部付近の周方向の残留応力分布を示している。



(b) 解析モデルと溶接順序

図 添 P 1 - 1 V2 溶接部の形状と解析モデル

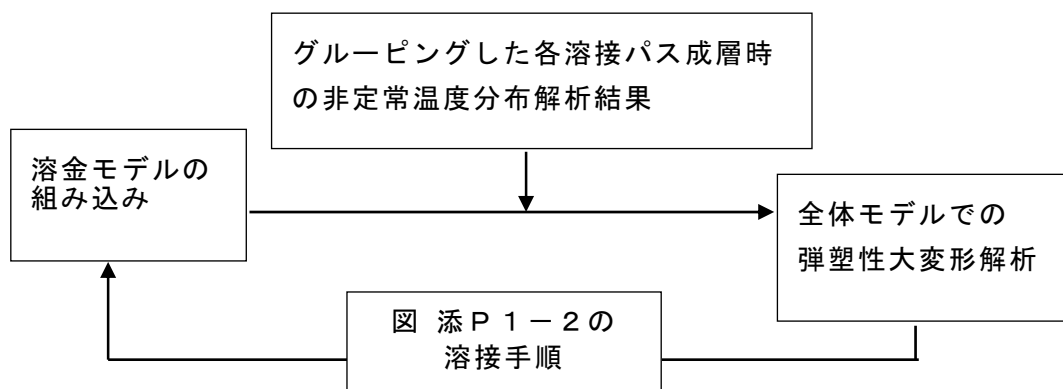


図 添 P 1-2 解析手順

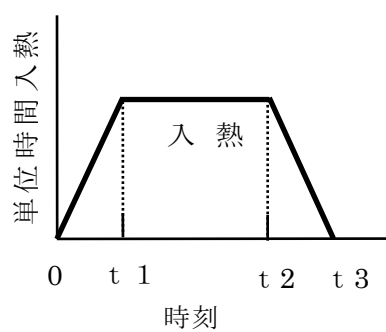
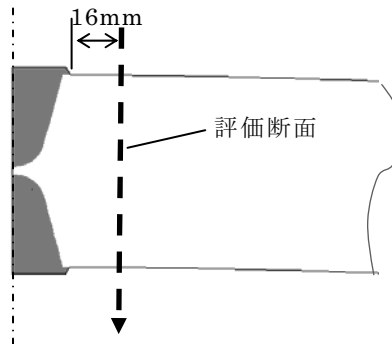


図 添 P 1-3 入熱の想定



評価断面：溶接止端部より 16mm 離れた位置

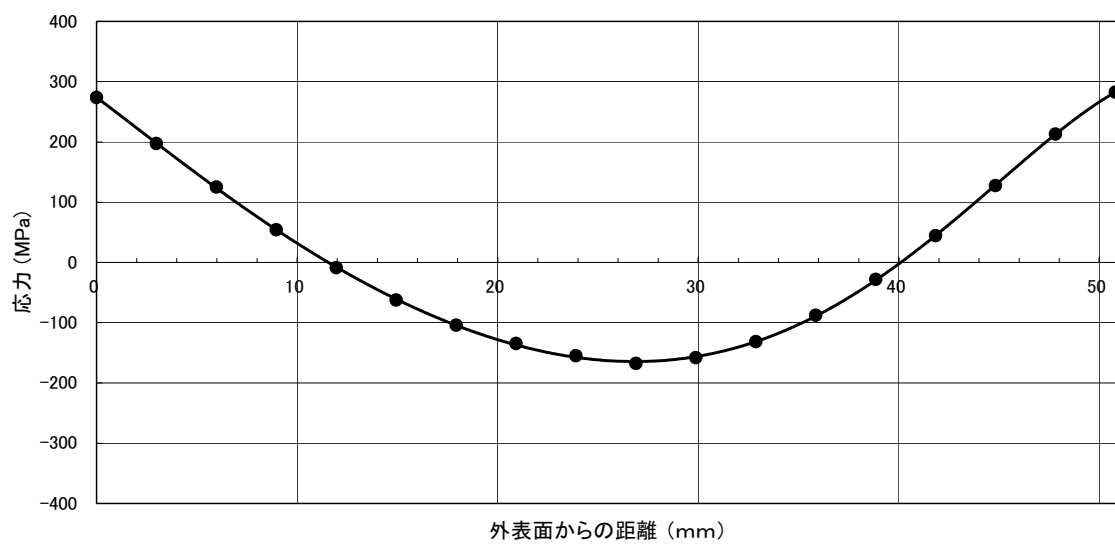


図 添 P 1 - 4 V2 溶接部残留応力分布（周方向応力，板厚方向分布）

炉心シュラウド V2 溶接部及び V7 溶接部の許容き裂評価

1. はじめに

V2 溶接部に想定したき裂の許容深さを、極限荷重評価法の考え方に基づき、き裂が生じたときの当該部の許容応力と発生応力との比較により求めた。また、炉心シュラウド内外差圧が厳しくなる V7 溶接部についても同様に算出した。

2. 評価手法

(1) 評価手法概要

炉心シュラウド外表面からき裂が進展した場合のリガメント部に発生する周方向応力が許容応力に達したときのき裂深さを許容き裂深さとして算出する。

(2) 荷重条件

炉心シュラウドに周方向応力を発生させる荷重として、炉心シュラウド内外差圧を考慮する。各供用状態における炉心シュラウドの内外差圧を表 添 P 2 - 1 に示す。

表 添 P 2 - 1 炉心シュラウド内外差圧

供用状態	差圧 [MPa]	
	上部胴 (V2)	下部胴 (V7)
供用状態 A, B	0.1	0.25
供用状態 C	0.12	0.27
供用状態 D	0.22	0.39

(3) 許容応力

許容応力は日本機械学会 維持規格に記載された流動応力 (σ_f) とする。流動応力として、維持規格に従い $2.7S_m$ を用いる。ここで、 S_m は日本機械学会 設計・建設規格に規定された設計応力強さのことである。

また、維持規格の考え方に基づき、安全率 SF を次のように考慮する。

供用状態 A, B : $SF = 3.0$

供用状態 C, D : $SF = 1.5$

(4) 評価モデル

V2 及び V7 溶接部全長にわたって均一深さのき裂があるものと想定した。評価モデ

ルを図 添 P 2－1 に示す。

(5) 計算方法

差圧による周方向応力は次式で求める。

$$\sigma_t = \frac{\Delta P}{Y-1}$$

ここで、

ΔP : 炉心シュラウド内外差圧

Y : 外径内径比 ($=Ro/Ri$)

Ro : 外半径

Ri : 内半径

き裂深さを a とすると、き裂部では外半径が $Ro-a$ となる。

$$\sigma_t = \frac{\Delta P}{Y-1} = \frac{\Delta P}{\frac{Ro-a}{Ri}-1} \leq \frac{\sigma_f}{SF}$$

$$a \leq Ro - Ri - \frac{\Delta P}{\sigma_f} \cdot SF \cdot Ri$$

従って、許容き裂深さ a_c は次式で求まる。

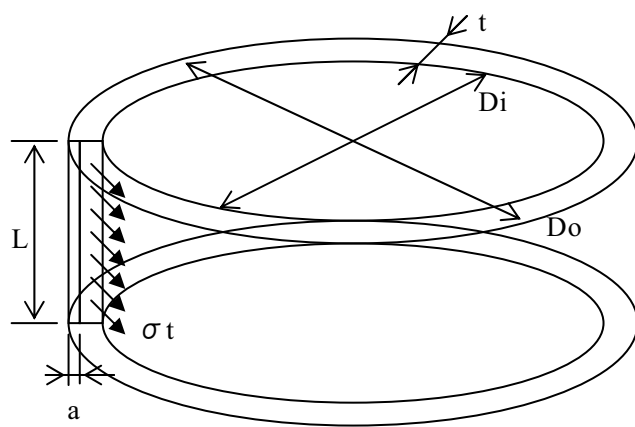
$$a_c = Ro - Ri - \frac{\Delta P}{\sigma_f} \cdot SF \cdot Ri$$

3. 評価結果

各供用状態における許容き裂深さを計算した結果を表 添 P 2－2 に示す。いずれの場合も、炉心シュラウドの板厚の 80% (約 40mm) を越える結果となり、V2 溶接部及び V7 溶接部は板厚の 80% までき裂があっても構造健全性を確保できると評価された。

表 添 P 2－2 許容き裂深さ

供用状態	許容き裂深さ [mm]	
	上部胴 (V2)	下部胴 (V7)
供用状態 A, B	47	43
供用状態 C	48	46
供用状態 D	47	45



L : 上部胴長さ

t : 上部胴厚さ

D_o : 上部胴外径

D_i : 上部胴内径

a : き裂深さ

σ_t : 周方向応力

図 添 P 2 - 1 評価モデル

付録 Q 未点検範囲の欠陥想定法

1. 概要

点検を実施しない範囲（未点検範囲）を残存断面積に含めない、すなわち未点検範囲は欠陥と同等に扱って構造健全性評価を行うことは、最も保守的な取り扱いとなるが、工学的には未点検範囲には点検範囲での欠陥比率を想定するのが合理的であることから、適切な保守性を有した未点検範囲の欠陥想定法を検討した。

2. 未点検範囲の欠陥想定法の検討

2.1 未点検範囲の欠陥想定の方

構造健全性評価における未点検範囲の取り扱いの考え方としては、以下の案を検討した。

ケース A；点検未実施範囲は、全て欠陥とみなす。

ケース B：点検実施範囲での欠陥割合と同じ割合で、未点検範囲に欠陥を想定する。

ケース C：未点検範囲のうち健全な部位の割合は、点検実施範囲での健全な部位の全範囲に対する割合に等しい。

ケース D：点検実施範囲での欠陥割合から、全体の欠陥割合を確率計算による信頼上限とにおいて設定する。

ケース A～C の具体的計算方法を図 1 に示す。

ケース D の具体的計算方法を図 2 に示す。

図 2 において、

$$\begin{aligned}\text{シュラウドの点検割合} &= [\text{シュラウドの点検長さ}] / [\text{シュラウド全周}] \\ &= N / M\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\text{点検範囲の欠陥割合} &= [\text{点検範囲の欠陥長さの合計}] / [\text{シュラウド点検長さ}] \\ &= m / N\end{aligned}$$

と表されるが、 N/M 及び m/N が一定であっても、 M の値、即ち母数の大きさの取り方によって、シュラウド全周の欠陥割合の信頼上限 $m/N + \angle p$ の値は異なる。 $M=100, 1000, 10000$ の場合の信頼上限の比較を図 3 に示す。図 3 から、 M の値が小さい程、信頼上限は高くなり、点検範囲が狭い程、その差が顕著となることが判る。

M の値は、シュラウド周溶接の点検最小単位をどのように考えるかによって決められる。炉心シュラウドの目視点検実績で、数 mm ～ 十数 mm のひびが数多く確認されていることから、炉心シュラウドのガイドラインで、目視点検によって検知可能な SCC によるひび割れを、長さ 10 mm（深さ 1 mm）としていることは保守側の適切

な設定と考えられる。このことから、ケース D において、周溶接線の点検最小単位を 10mm とし、シュラウド周溶接線の全周がおおよそ 10～15m (=10000～15000mm) であることから、シュラウド全周の母数 M を、(10000～15000mm) / 10mm $\div$ 1000 とすることとした。

M=1000 とし、点検範囲での欠陥割合と全周の欠陥割合の信頼上限の関係を、点検割合をパラメータにして、図 4 に示す。図 4 から、点検割合が 0.1 (=10%) 程度以上であれば、信頼上限は、点検範囲での欠陥割合に近い、即ちケース B に近いことが判る。

2.2 欠陥想定ケースの比較、検討

点検実施範囲の欠陥割合毎にケース A～D の 周溶接全体 の想定欠陥割合の比較を図 5 に示す。

図 5 から以下のことが判る。

- ① 周溶接全体 の想定欠陥割合 (P) の大きさは、点検実施範囲の欠陥割合 (Y) に
よらず、

$$\text{ケース A} > \text{ケース C} > \text{ケース D} > \text{ケース B}$$

となっており、工学的に妥当と考えられるケース D に比べて、現状のガイドラインの欠陥想定法 (ケース A) は、非常に保守側である。

- ② ケース B は、点検欠陥比率 (Y) に依らず、点検割合 (X) が 0.1 (=10%) 以上の範囲では、ケース D を若干下回る程度でその差は大きくない。例えば、点検範囲 0.5 (=50%) において、ケース B とケース D の周溶接全体の想定欠陥割合 (P) の差は、最大でも 0.041 (=4.1%、Y=0.5 のとき) である。

但し、点検割合 (X) が 0.1 (=10%) 以下の範囲では、ケース B の周溶接全体の想定欠陥割合 (P) はケース D の値に比べ有意に小さくなっており、保守側の補正が望ましい。

3. 未点検範囲の欠陥想定方法

2.2 項の①、②の状況から、未点検範囲の欠陥想定方法として周溶接全体の想定欠陥割合を以下のとおり設定した。本欠陥想定方法で算定される周溶接全体の想定欠陥割合の例を図 6 に示す。

- (1) 点検割合 (X) 50%以上 :

点検実施範囲での点検欠陥比率 Y を周溶接全体の想定欠陥割合 (p) とする。

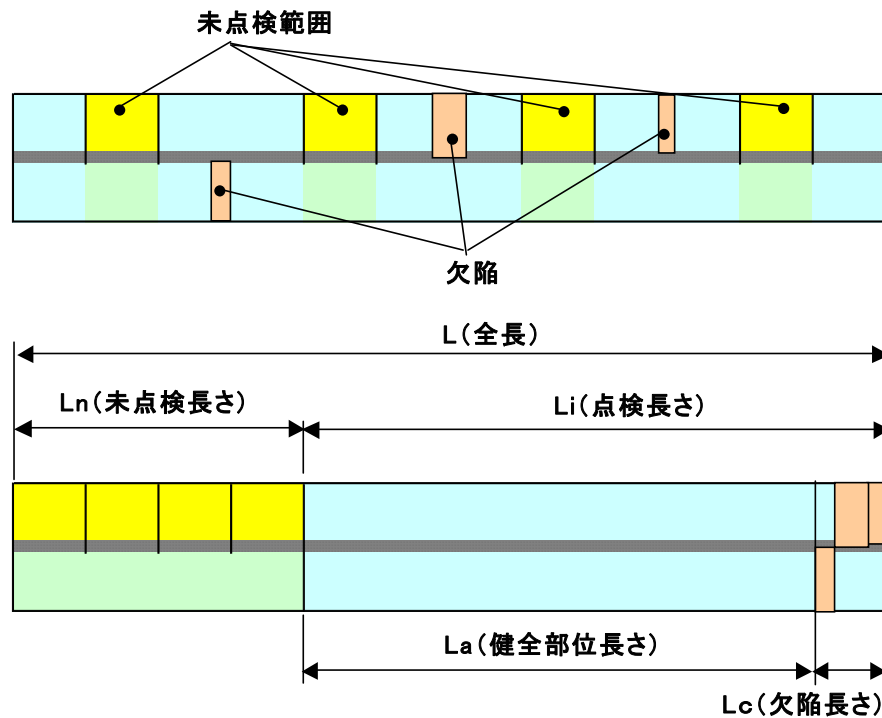
- (2) 点検割合 (X) が 0% から 50% :

点検割合が 0% のとき、周溶接全体の想定欠陥割合 (p) を 100% とする。点検割合が 50% のとき、周溶接全体の点検欠陥割合 (p) は 1) で定める通り Y とする。両者を直線で結び、点検割合 (X) での周溶接全体の想定欠陥割合 (p) とする。

4. 未点検範囲の欠陥想定方法の適用条件

3 項に示す未点検範囲の欠陥想定方法は、以下の（１）～（３）を同時に満たす場合に適用可能とする。

- （１） 対象溶接線は周溶接線
- （２） アクセス可能な全域の点検を実施
- （３） 点検実施範囲と未点検範囲とを比較して、ＳＣＣの発生又は進展に影響する要因について工学的な有意差が認められない



想定欠陥割合:P

ケースA $P = (L_c + L_n) / L$

ケースB $P = (L_c + L_n \times (L_n / L_c)) / L$

ケースC $P = (L - (L_a + L_n \times (L_a / L))) / L$

点検割合 = $X = L_i / L$

点検範囲での欠陥割合 = $Y = L_c / L_i$

ケースA $P = (L_c + L_n) / L$
 $= (Y-1) \cdot X + 1$

ケースB $P = (L_c + L_c \times (L_n / L_i)) / L$
 $= Y$

ケースC $P = (L - (L_a + L_n \times (L_a / L))) / L$
 $= (1-Y) \cdot X^2 - 2 \cdot (1-Y) \cdot X + 1$

図 Q-1 欠陥想定方法（ケース A～C）の具体的計算方法

M : 母集団の大きさ
 p : 母集団のうち欠陥のある比率
 1-p : 母集団のうち健全な比率
 N : 標本の大きさ
 m : 標本Nのうち欠陥のあるものの個数

母比率pの $100(1-\alpha)\%$ 信頼区間は、

$$\left(\frac{m}{N}\right) - Z(\alpha/2) \times \text{SQRT}\left(\frac{(M-N)}{(M-1)} \times \left(\frac{m}{N}\right) \times \left(1-\frac{m}{N}\right)/N\right)$$

$$\leq p \leq$$

$$\left(\frac{m}{N}\right) + Z(\alpha/2) \times \text{SQRT}\left(\frac{(M-N)}{(M-1)} \times \left(\frac{m}{N}\right) \times \left(1-\frac{m}{N}\right)/N\right)$$

99%信頼性区間 : $100(1-\alpha)=99$ $\alpha = 0.01$ $Z(\alpha/2)=Z(0.005)=2.58$



シュラウド全周の欠陥割合の99%信頼上限推定

シュラウド点検	
N/M	シュラウド点検割合=X
m/N	点検範囲における欠陥割合=Y
$m/N + \Delta p$	シュラウド全周の欠陥割合の上限
$m/N - \Delta p$	シュラウド全周の欠陥割合の下限
Δp	$Z(\alpha/2) \times \text{SQRT}\left(\frac{(M-N)}{(M-1)} \times \left(\frac{m}{N}\right) \times \left(1-\frac{m}{N}\right)/N\right)$

99%信頼性区間 : $100(1-\alpha)=99$

$Z(\alpha/2)=Z(0.005)=2.58$

図 Q-2 ケース D の計算方法

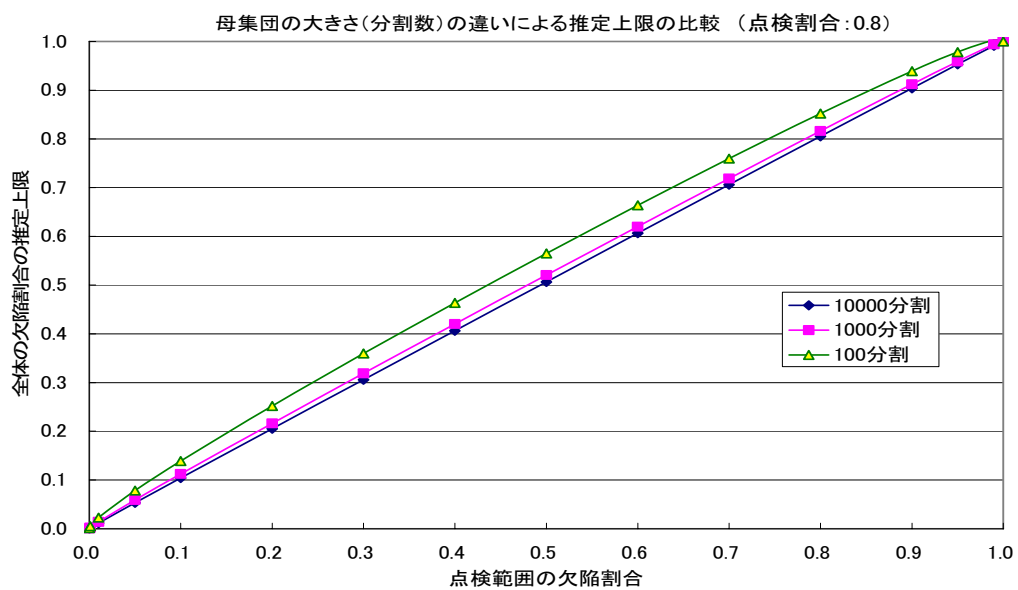
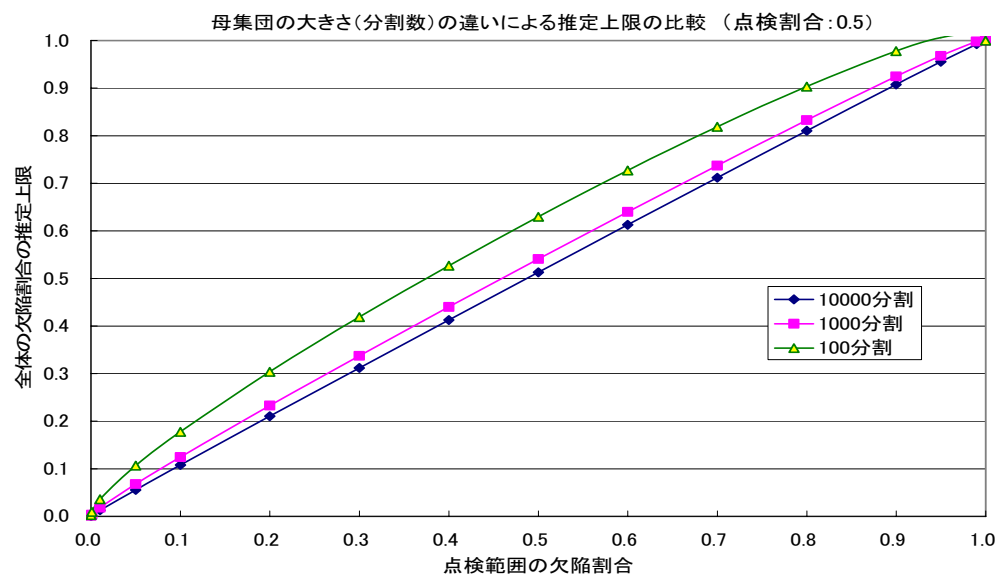
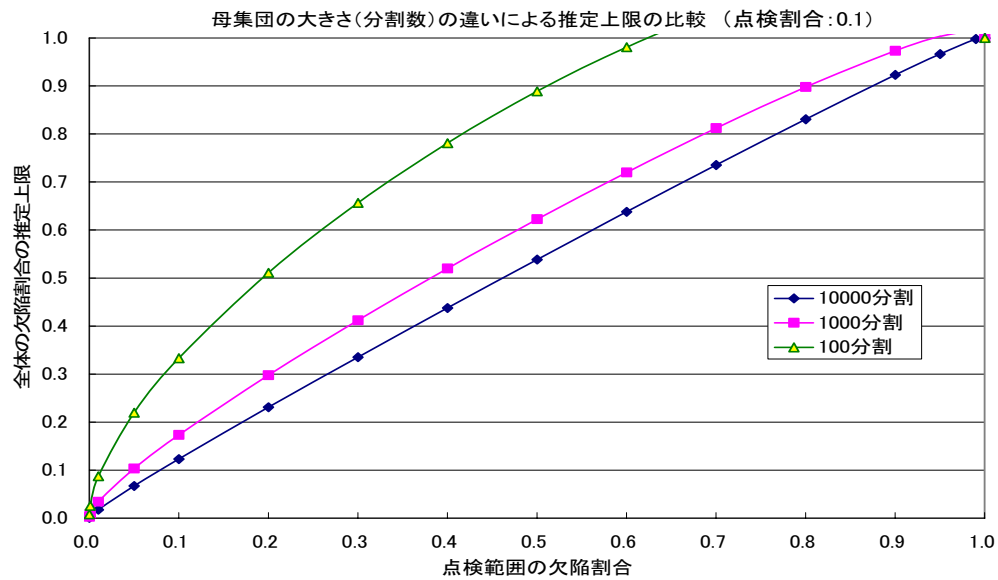


図 Q-3 母数の大きさと信頼上限の比較

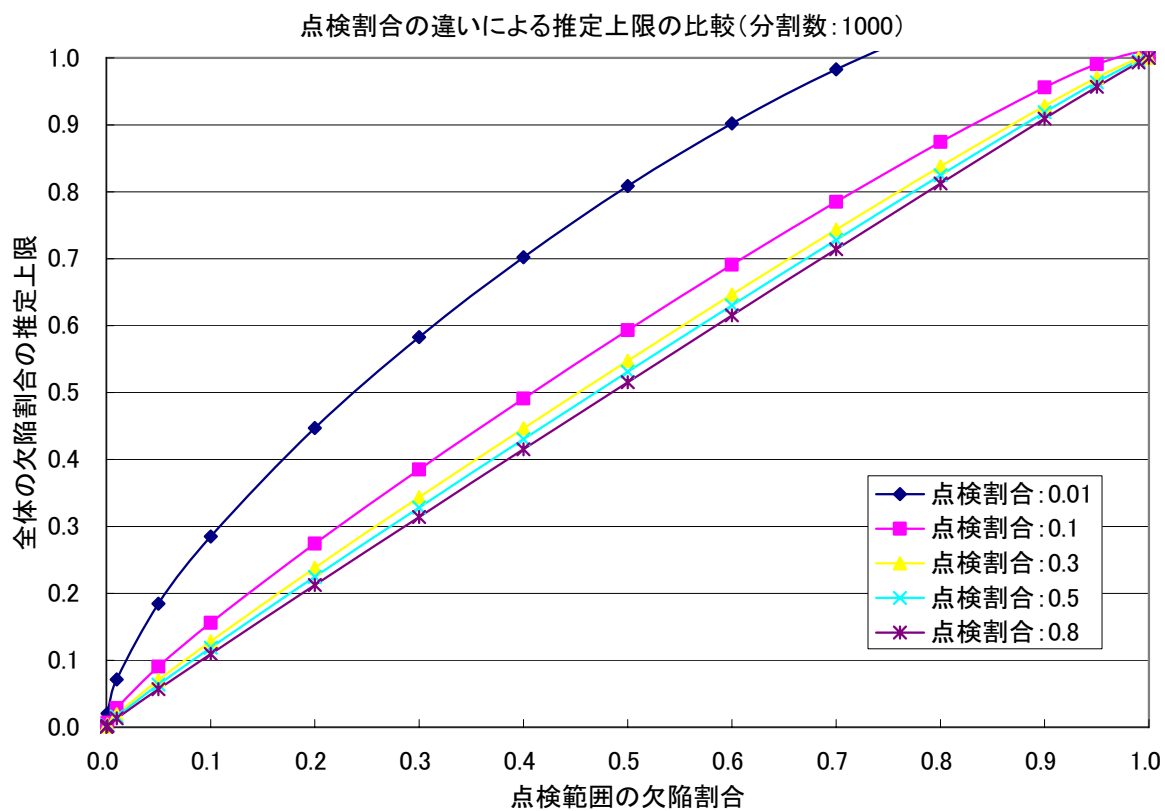


図 Q-4 シュラウド全周を 1000 分割した場合の推定上限

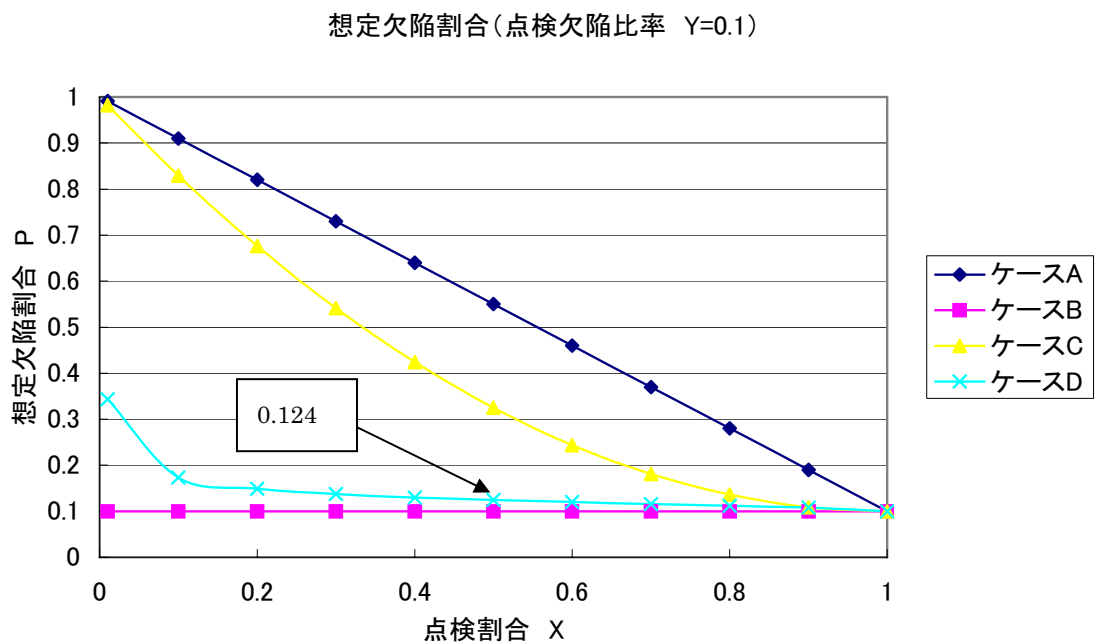


図 Q-5 (1) 周溶接全体の想定欠陥割合の比較 (点検欠陥比率 0.1)

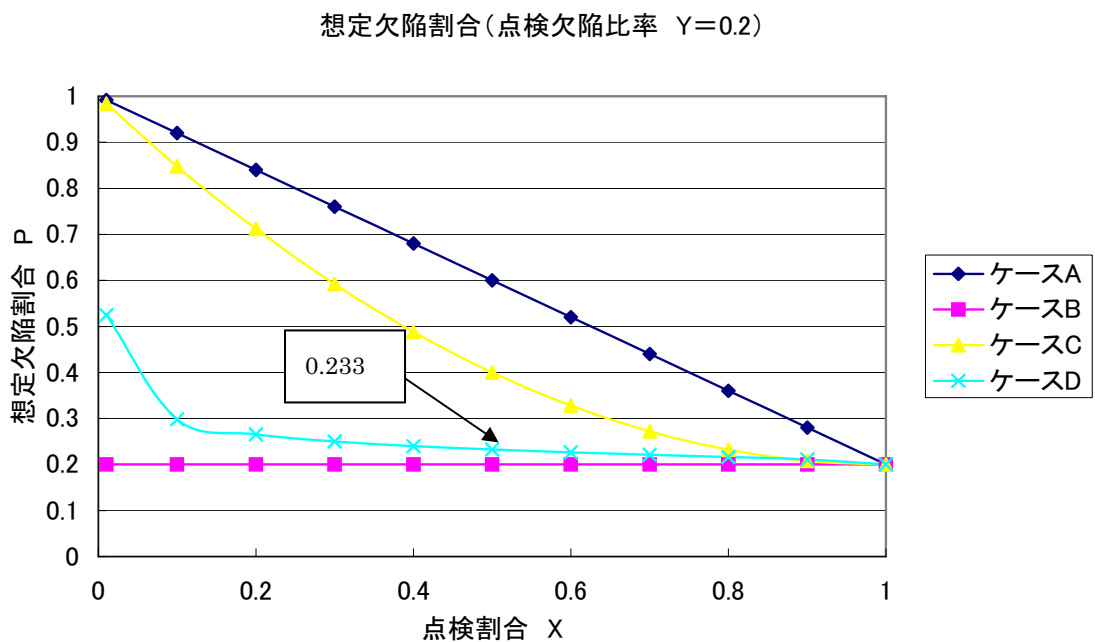


図 Q-5 (2) 周溶接全体の想定欠陥割合の比較 (点検欠陥比率 0.2)

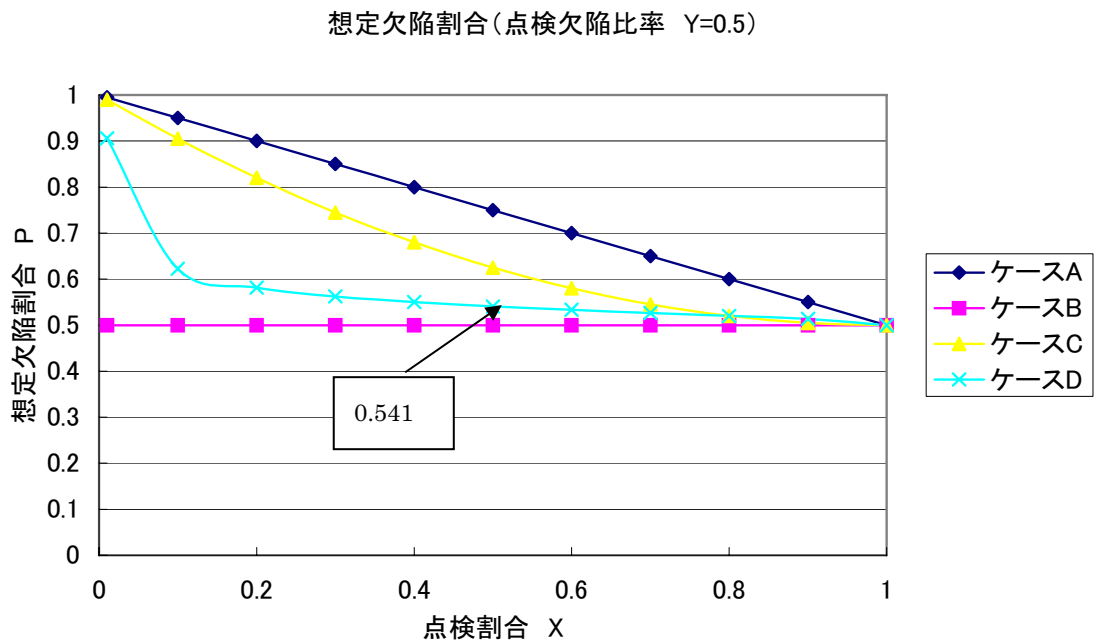


図 Q-5 (3) 周溶接全体の想定欠陥割合の比較 (点検欠陥比率 0.5)

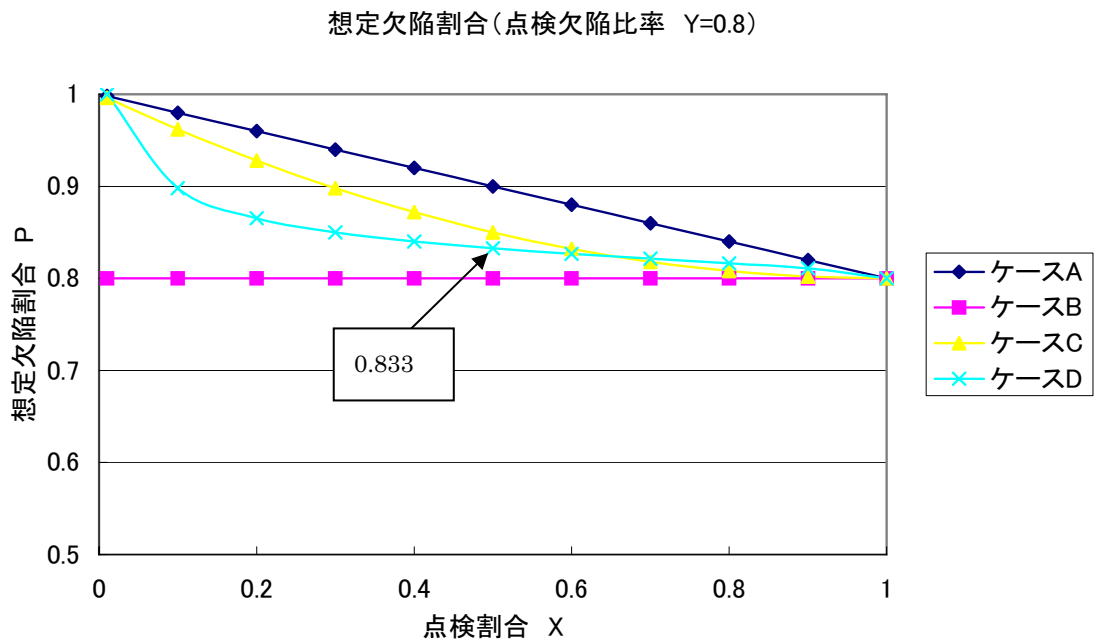


図 Q-5 (4) 周溶接全体の想定欠陥割合の比較 (点検欠陥比率 0.8)

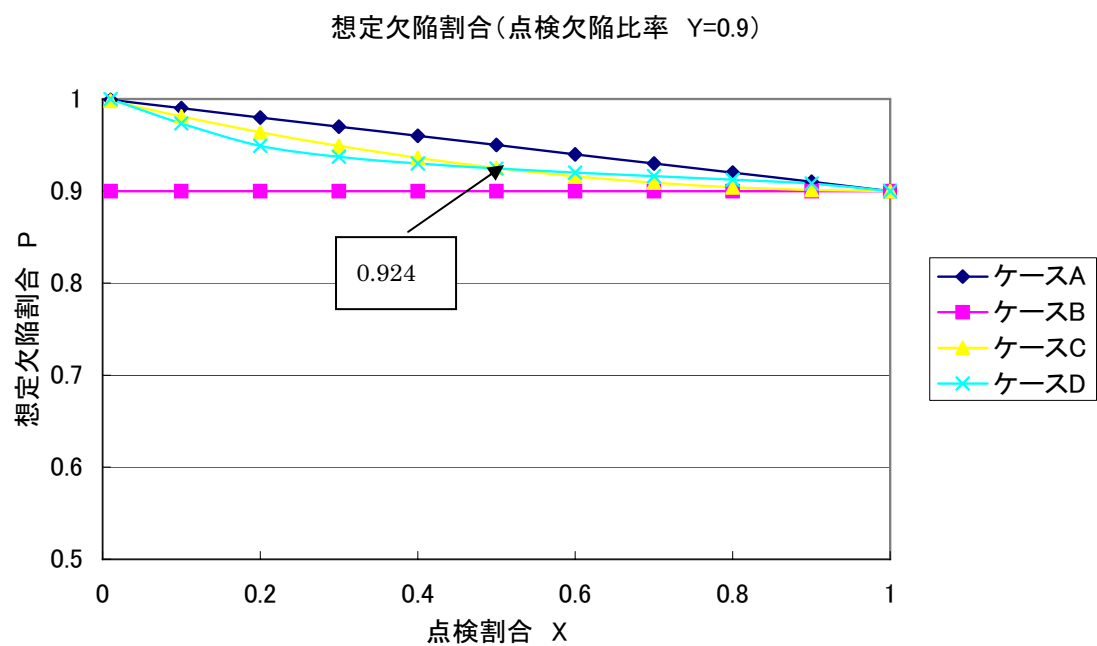


図 Q-5 (5) 周溶接全体の想定欠陥割合の比較 (点検欠陥比率 0.9)

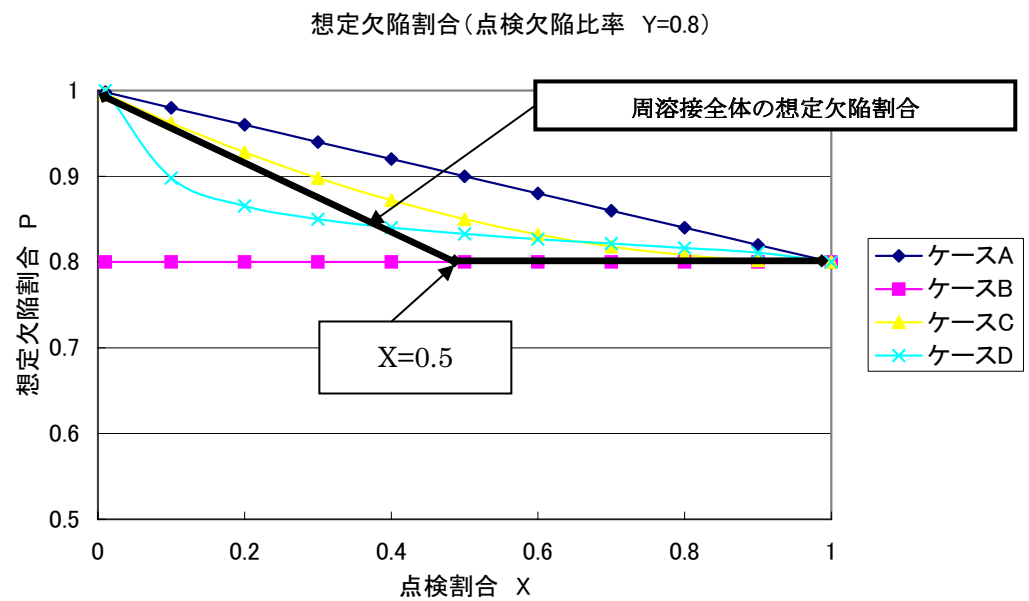
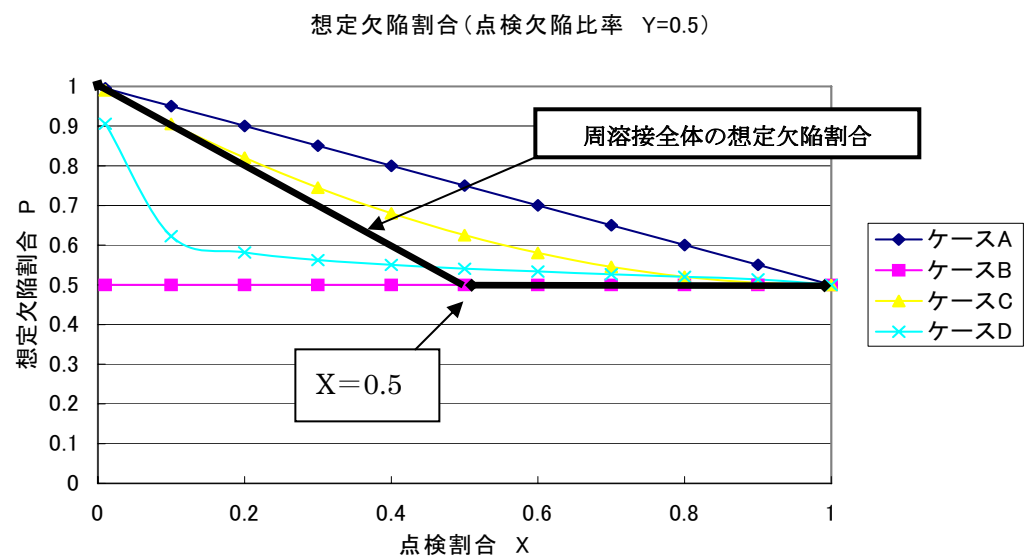
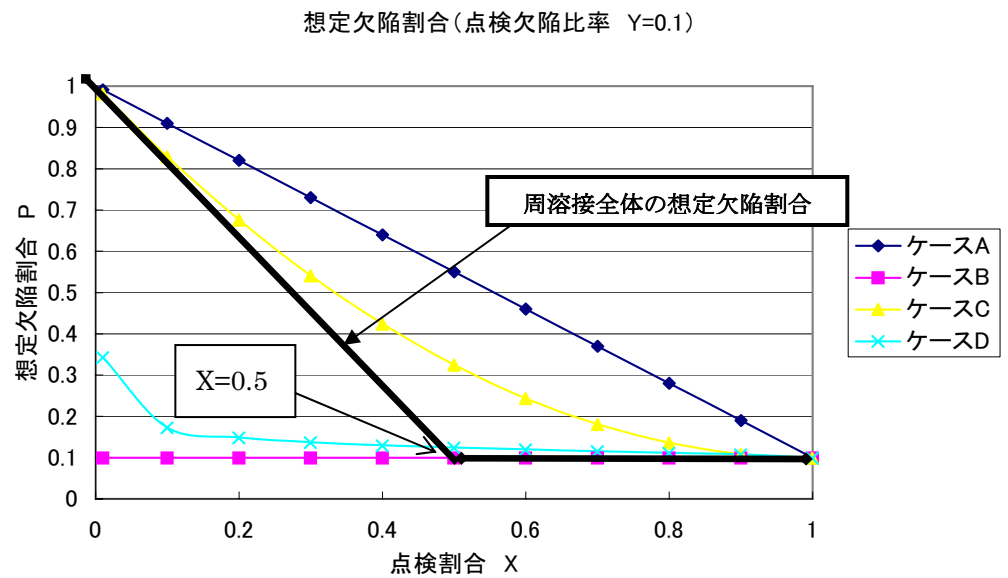


図 Q-6 点検割合に応じた周溶接全体の想定欠陥割合

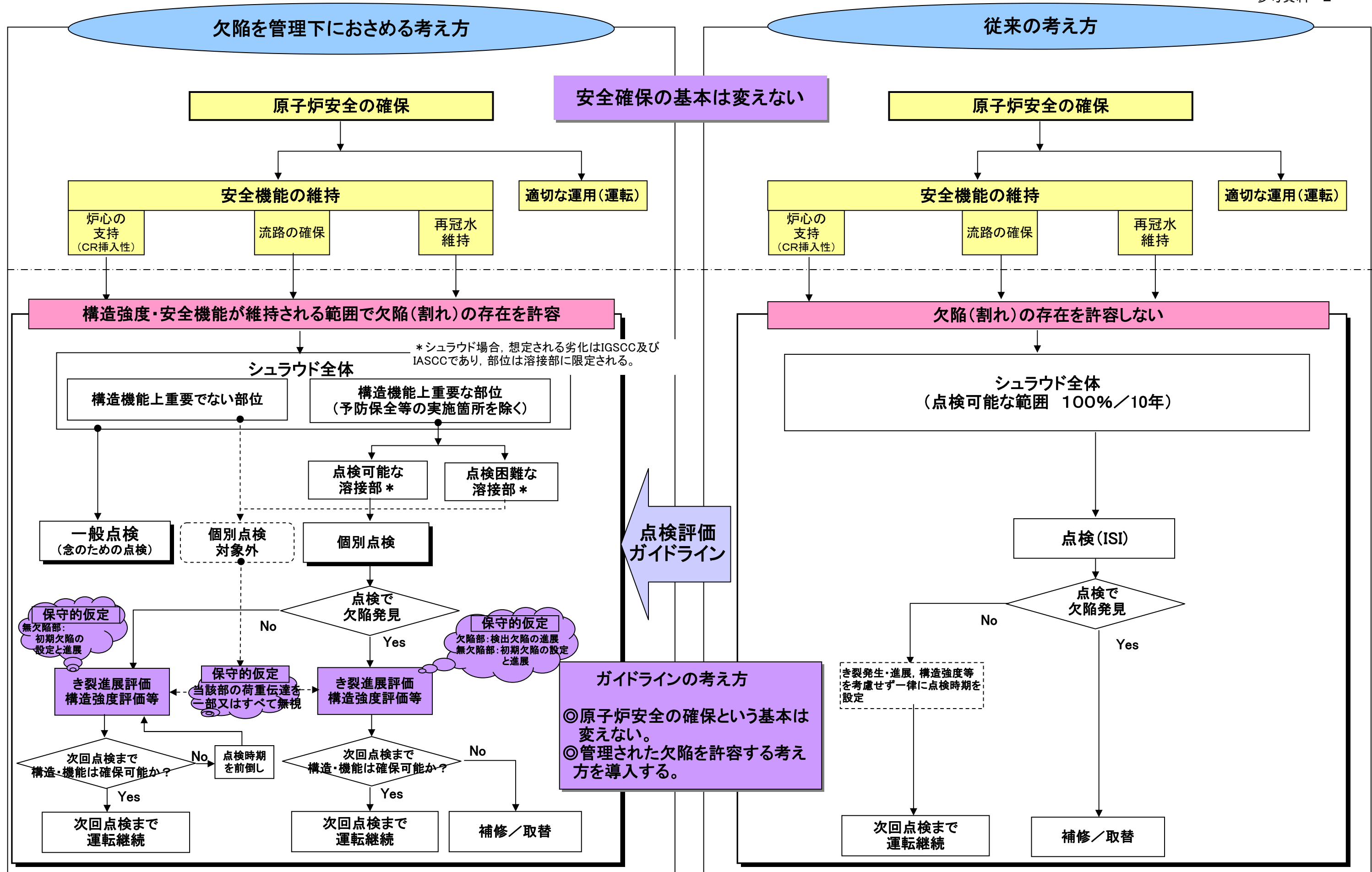
参 考 資 料

用語一覧表

許容残存断面積	炉心シュラウドの構造健全性確保に必要な残存断面積
点検必要範囲	次回の点検時において許容残存断面積以上の残存断面積を確保するための点検範囲
初回点検	点検対象となる炉心シュラウドの接近可能な全ての周溶接線に対して実施する点検であり、再点検において参照する基準の点検記録を保持するために実施する点検
告示501号	発電用原子力設備に関する構造等の技術基準(昭和55年通商産業省告示第501号)
点検周期	初回点検以降の再点検の頻度
崩壊荷重	対象とする部位の断面全体が塑性状態となり、構造物が不安定になる荷重
H1～H7溶接線 V1～V7溶接線	Hは周溶接線、Vは縦溶接線を表し、シュラウド上部の溶接線から番号がつけられ、番号により表示された溶接線位置
ISI	供用期間中検査(In-service Inspection)の略称
JEAG	日本電気協会発行の電気技術指針(Japan Electric Association Guideline)の略称
LOCA	冷却材喪失事故(Loss of Coolant Accident)の略称
SCC	応力腐食割れ(Stress Corrosion Cracking)の略称
S1地震	起こることを予期することが適切と考えられる地震のうち、敷地の基盤に最強の地震動を与える地震で、設計用最強地
S2地震	起こることを可能と考えられる地震のうち、敷地の基盤に最強の地震動を与える地震で、設計用限界地震
VT	目視試験(Visual Test)の略称
ET	渦流探傷試験(Eddy Current Test)の略称
UT	超音波探傷試験(Ultrasonic Test)の略称

BWR炉内構造物点検評価ガイドライン(シュラウド)の考え方

参考資料-2



炉内構造物点検評価ガイドライン [炉心シュラウド] の概要

1. 基本的考え方

- 原子炉安全性の確保を大前提とし、シュラウドに要求される機能を維持できるよう合理的な点検範囲、点検周期を規定する。
 - ①経年変化事象：応力腐食割れ
 - ②シュラウドに要求される安全機能：炉心支持、制御棒挿入製、炉心冷却材流路の確保、事故時炉心再冠水機能
 - ③対象材料：オーステナイトステンレス鋼溶接部
 - ④具体的な点検対象溶接部：構造強度評価、安全機能維持の評価結果から重要な周方向溶接部

なお、個別プラントの具体的な対象選定にあっては、予防保全対策（ピーニング、水素注入及び貴金属コーティング等）についても考慮する。

2. 具体的な点検対象箇所

図 1 及び表 1 に示すシュラウドの点検可能な溶接線のうち周方向溶接線（H 3、H 4、H 6 及びH 7）を対象とする。

3. 点検方法

- 目視試験又は適切な超音波探傷試験、渦流探傷試験にて実施する。
- 目視検査では 1mil（0.025mm）幅のワイヤの識別が可能な条件で実施する。
- 超音波探傷試験は JEAG4207 に準拠するか、同等な手法で実施する。
- 渦流探傷試験は、対象に対する検出感度が確認された手法を用いて実施する。

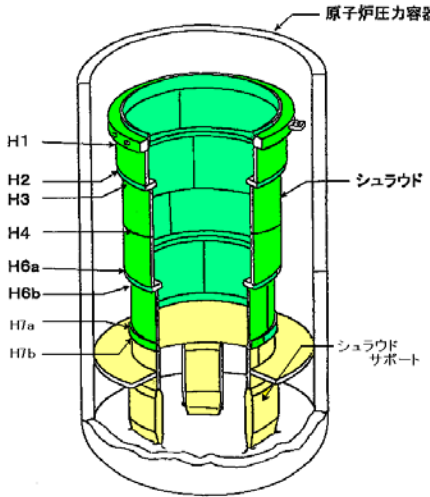


図 1 シュラウドの構造

表－ 1 シュラウドの検査可能範囲（1100MW e BWR）

	VT		UT
	シュラウド外側(%)	シュラウド内側(%)	シュラウド内側/外側(%)
	吊下式/遠隔式	吊下式/遠隔式/マイクロカマ	遠隔式
H 3	100	100	100
H 4	100	100	100
H 6 a	80	100	80
H 6 b	60	90以上	60
H 7 a	30～50	90以上	90以上
H 7 b	30～50	90以上	90以上
V 3	100	100	60
V 4	100	100	100
V 5	100	100	80
V 6	80	100	30
V 7	0	100	100

4. 点検範囲及び点検周期の考え方

- 個別プラントの荷重条件等を考慮し、点検不可範囲については、点検実施範囲とその欠陥割合から所定の範囲の荷重伝達がないものと仮定し、構造強度と安全機能を維持するために必要な溶接部の断面積（許容残存断面積）を算出する。（図－ 2）
- 欠陥がある場合は、その欠陥の進展を、欠陥がない場合についても初期欠陥とその進展を仮定して評価することにより、次回点検時における健全な断面積が許容残存断面積より大きくなるように次回点検時期及び点検（必要）範囲を設定する。（図－ 3）

以上より、次回点検までのき裂進展を想定しても、必ず許容残存断面積以上の健全部が確保されるように点検を行い、確保できない場合には補修等の対策を実施する。（図－ 4）

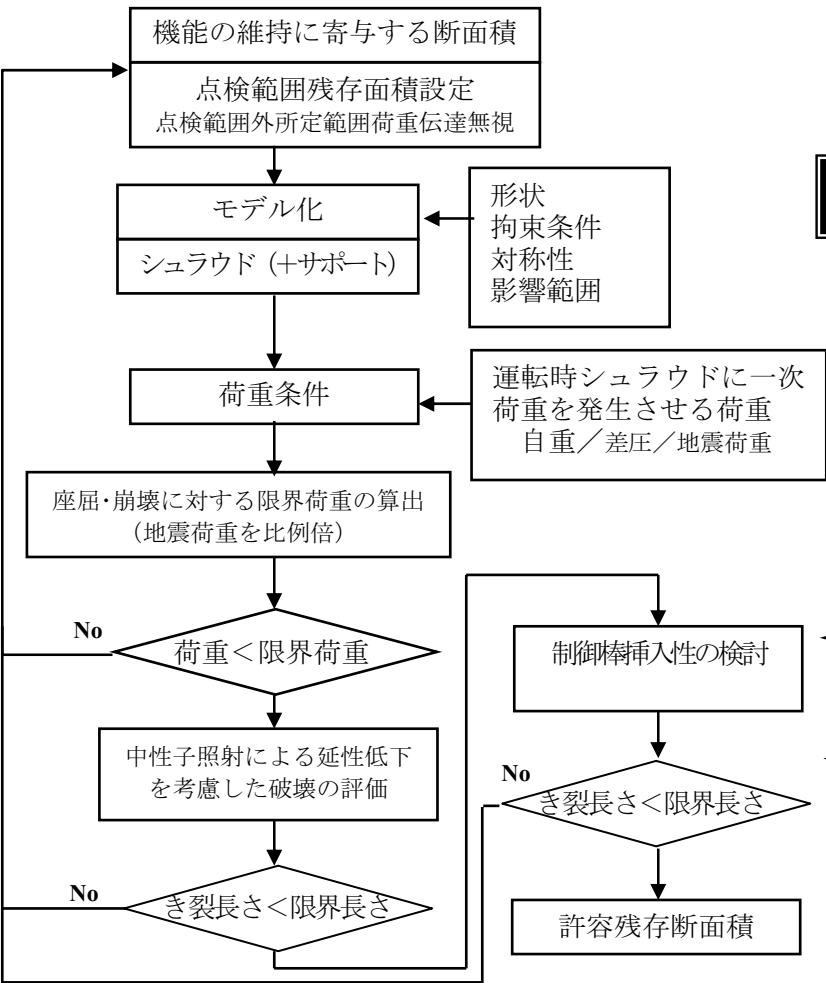


図 2 許容残存断面積の算出フロー

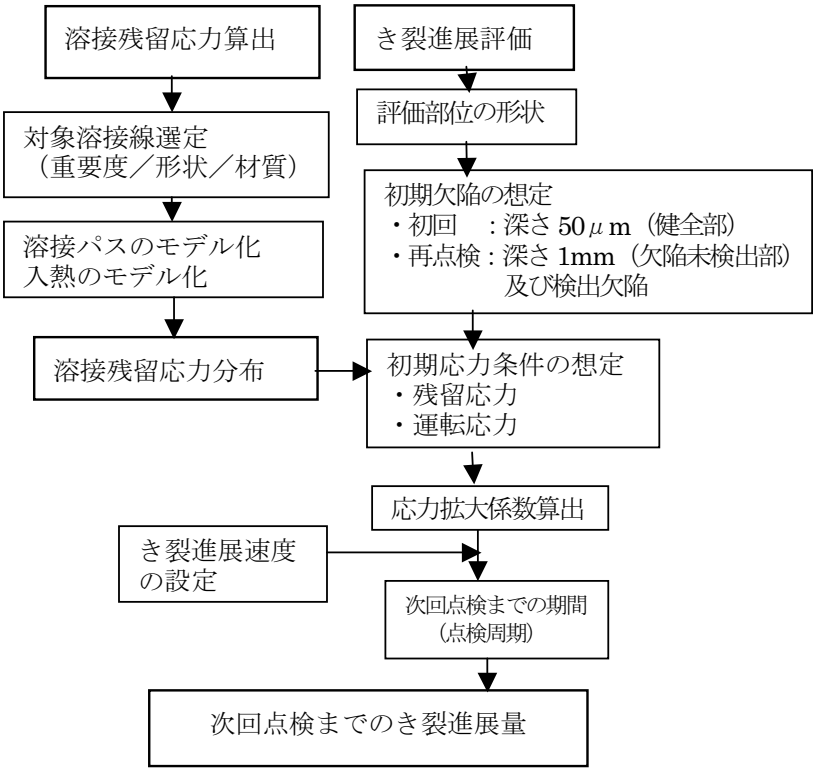


図 3 き裂進展量算定の手順

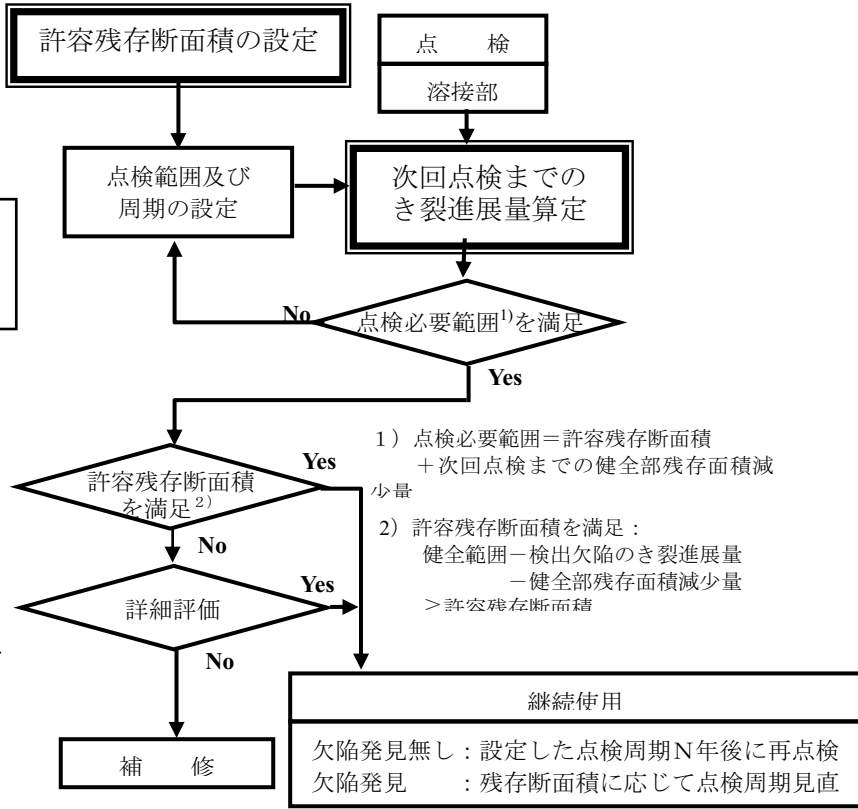


図 4 シュラウドの点検の考え方

改訂経緯

平成 13 年 11 月	初版発行
平成 16 年 9 月	第 2 版発行 点検周期の設定根拠を、炉心シュラウドの形状（リングの有無）毎のき裂進展評価結果を用いることとし、解説 3-2 に記載の根拠を改訂するとともに、図 3-2-2 及び、図 3-5-3 を改訂した。
平成 19 年 4 月	第 3 版発行 炉心シュラウド支持ロッド（支持ロッド）による補修を行った場合の補修後の点検範囲、点検周期及びその設定根拠を追加した。合わせて付録 A に支持ロッド使用材料の SCC 関連データを追加するとともに、最新知見の反映も行った。また、全体を通して表現の適切化の見直しを行った。
平成 20 年 6 月	第 4 版発行 これまでの炉心シュラウド点検状況を踏まえて、未点検範囲の欠陥想定法の検討を加えた結果を付録 Q として追加し、解説 3-3 の未点検範囲の取扱いに関する記述を見直した。解説 3-6 の応力改善対策として磨きを追記。また、全体を通して表現適切化の見直しを行った。

BWR 炉内構造物点検評価ガイドライン
[炉心シュラウド]
(第4版)

編集者 有限責任中間法人 日本原子力技術協会
炉内構造物等点検評価ガイドライン検討会

発行者 有限責任中間法人 日本原子力技術協会
〒108-0014 東京都港区芝4-2-3 NOF芝ビル7階
電 話 03 (5440) 3603 (代)
FAX 03 (5440) 3606

©日本原子力技術協会, 2008

本書に掲載されたすべての記事内容は、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。