

第 5 章

# 5

キャニスタ材料の  
健全性

材料科学研究所 機能・機構発現領域 上席研究員 新井 拓  
 地球工学研究所 バックエンド研究センター 上席研究員 小崎 明郎  
 材料科学研究所 機能・機構発現領域 主任研究員 谷 純一

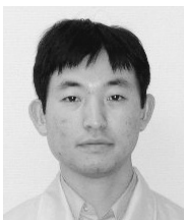
5 - 1 キャニスタ材料の環境と特色 ..... 99  
 5 - 2 従来型ステンレス鋼の耐食性 ..... 102  
 5 - 3 高耐食型ステンレス鋼の耐食性 ..... 108  
 5 - 4 従来型ステンレス鋼の破壊靱性 ..... 112  
 5 - 5 高耐食型ステンレス鋼の破壊靱性特性 ..... 117



新井 拓 (1988年入所)  
 入所後、しばらくは、使用済み燃料輸送・貯蔵兼用球状黒鉛鋳鉄キャスクの材料特性評価を行った。最近、コンクリートキャスクキャニスタ材の破壊靱性特性やSCC特性に関する研究と軽水炉構造材料のSCCに関する研究に取り組んでいる。  
 (5-1、5-3および5-5執筆)



小崎 明郎 (1991年入所)  
 金属材料構造物の腐食寿命評価(すきま腐食等)や破壊力学的健全性評価に関する研究に従事。輸送容器の海没時の腐食評価、貯蔵容器の潮風腐食評価、高レベル地層処分用オーバーバック材の長期腐食寿命評価を行ってきた。最近、電柱間に敷設された光通信ケーブル用ワイヤの腐食寿命評価研究にも取り組んでいる。  
 (5-1、5-2および5-4執筆)



谷 純一 (1991年入所)  
 軽水炉構造材料の腐食割れ、火力ボイラ管の腐食疲労などの研究を経て、現在は中間貯蔵用ステンレス鋼キャニスタの腐食割れの研究を主な仕事としている。手法的には、材料の電気化学的特性や表面状態を調べることで、劣化評価や腐食機構の検討などを進めてきた。今後は、電力流通設備の腐食評価にも取り組んでいきたい。  
 (5-3執筆)

## 5 - 1 キャニスタ材料の環境と特色

### (1) キャニスタの概要

コンクリートキャスク貯蔵では、使用済み燃料は、キャニスタと呼ばれるステンレス鋼製の容器に収納され、コンクリートキャスク内に挿入される。貯蔵時にはコンクリートキャスク底部の給気口から入った冷却空気が自然対流により上方に流れながらキャニスタ表面を冷却し、排気口より排出される。使用済み燃料を収納するキャニスタは、熱間圧延ステンレス鋼板を用いた溶接構造の底付き円筒形状の容器であり、臨界防止、遮蔽、除熱および密封の機能を有する。キャニスタの全長、直径は、それぞれ、4500mm、1650mm程度であり、胴部の肉厚は、20mm程度である。キャニスタに使用済み燃料を収納した後、2重蓋をそれぞれ胴部に溶接することにより密封性を確保する。

### (2) 使用環境と要件

使用済み燃料は、発電所において水中でキャニスタに装荷される。内部の水を抜き、乾燥させた後、1次蓋、2次蓋がそれぞれ、溶接により取付けられ密封される。このとき、内部には不活性ガスが充てんされる。使用済み燃料を装荷したキャニスタは、輸送用容器（金属キャスク）に収納され、中間貯蔵施設に輸送される。中間貯蔵施設において、コンクリートキャスク内へ収納され、中間貯蔵に供される。キャニスタの温度は、収納する燃料の燃焼度、発電所での冷却期間および中間貯蔵開始から経過時間や冷却空気条件（気象条件）等に依存する。キャニスタ表面温度は、時間の経過に伴う崩壊熱の低下により徐々に低下する。また、キャニスタ表面温度は、上下方向に分布し、下部から上部に向けて徐々に温度が高くなる。実物大コンクリートキャスク試験体を用いた除熱試験結果によると貯蔵初期（使用済み燃料の発熱量22.6kW）で90（363K）～210（483K）程度、貯蔵末期で70（343K）～130（403K）程度となると推定される。中間貯蔵期間の終了後、キャニスタは、コンクリートキャスクから取り出され、輸送容器に収納され、再処理施設へ移送される。

キャニスタには、通常時、事故時のいずれにおいても以下の機能の維持が求められる。

臨界防止機能、 除熱機能、 密封機能

このうち、 臨界防止機能について主としてバスケットに対する要件であり、キャニスタ本体（蓋も含む）には、 除熱機能、 密封機能が求められる。以上ことから、キャニスタ材料に要求される一般的な性能には、

- (i) 崩壊熱除去が可能な熱伝導率を有すること
- (ii) 溶接が可能であること
- (iii) ハンドリング時の事故で想定される落下衝撃に耐えられる強度および破壊靱性特性を有することが挙げられる。さらに、中間貯蔵施設の海岸部への立地の可能性があり、かつ、年間を通じて湿度が比較的高いわが国においては、冷却空気中に含まれる海塩粒子のキャニスタ表面への付着が考えられる。このため、
- (iv) 塩化物応力腐食割れ（SCC）に対して十分な抵抗力を有することが要求される。

### (3) 候補材

貯蔵施設の立地条件から、SCC発生の可能性が小さいと考えられる米国においては、(i)～(iii)条件を満たす材料として304系ステンレス鋼が選択され、実際に使用されている。我が国においても304系および316系のステンレス鋼が候補材としても挙げられているが、これらのステンレス鋼は、SCCに対する感受性が比較的高いとされている<sup>(1)</sup>。このため、より耐食性の高い候補材として以下の2材料の使用が検討されている。

- ・ SUS329J4L 2相ステンレス鋼<sup>(2)</sup>
  - ・ YUS270 (S31254) = スーパーステンレス鋼
- これらの候補材について検討すべき課題には、
- ・ ハンドリング時の事故で想定される落下衝撃に耐えられる破壊靱性を有するかどうか
  - ・ 十分な耐SCCを有するかどうか

の2つが挙げられる。当所では、上記4候補材について実機相当材料を用いた破壊靱性特性およびSCC特性の評価を行ってきた。評価結果を次節以降にまとめた。

### (4) 溶接残留応力<sup>(1)</sup>

キャニスタの溶接部は、薄肉円筒の形状精度維持のため

め、及び使用済燃料が中に入っているために溶接密封後の固溶化熱処理が行えず、溶接残留応力が残ったまま使用される。このため、実機における溶接残留応力の分布や具体的な値を把握するために、実機の溶接を模擬した実径の蓋部モデル試験体（図5-1(4)-1参照）を用いて、SUS304鋼等を例としてキャニスタの溶接残留応力を実測した。

実機キャニスタにおいては、上部の蓋と胴の接合には落とし蓋溶接が、胴と胴、ならびに底板と胴の接合には突き合せ溶接が適用される。このため、図5-1(4)-1の試験体においては、これらの溶接構造を含むように製作し、X線回折法（溶接部表面が対象）と切断開放法（肉厚方向平均値が対象）による溶接残留応力を実測した。図5-1(4)-2のa)にSUS 304鋼の測定結果の例を示す。

一方、SUS 304L鋼についても同様に実径の蓋部モデル試験体を用いて溶接残留応力の測定がメーカーの自主研究として実施されており、図5-1(4)-2のb)にその例を示すが、SUS 304L鋼においても304と同様の結果

が得られている。

キャニスタの溶接線における残留応力分布は、全体的に周方向の引張応力が支配的であり、降伏強度近傍の値を示した。

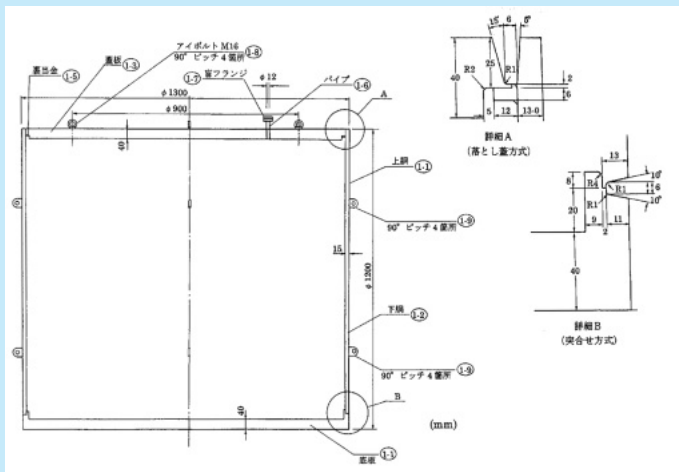
蓋と胴の落とし蓋溶接部では、降伏強度レベルの引張応力を示すが、胴部の縦シームと交差する位置では、降伏強度の1/2の引張応力あるいは圧縮応力を示した。

また、胴部の縦シーム溶接部においては、溶接部位置では圧縮応力を示し、その外側の母材部が一部引張応力を示した。

一方、底板と胴の突き合せ溶接部では、溶接部位置では降伏強度近傍の引張応力を示した。

さらに、X線回折法（溶接部表面が対象）に比べ切断開放法（肉厚方向の平均値が対象）では残留歪は小さい値が得られている。

得られた結果を基に、溶接残留応力の値として0.2%耐力（PS）の1.0倍および0.5倍をおおよその基準として想定し、次章5-2の応力腐食割れ試験における負荷応力パラメータとして適用した。

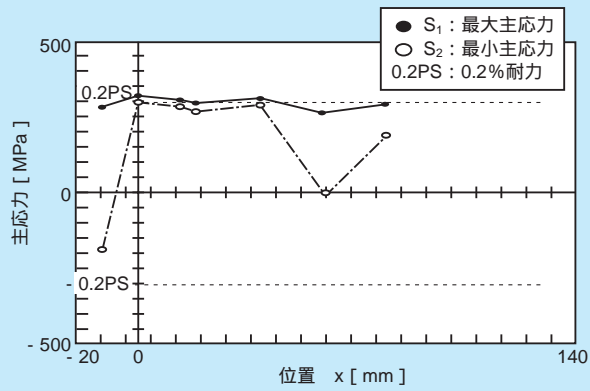


(a) 構造概念図

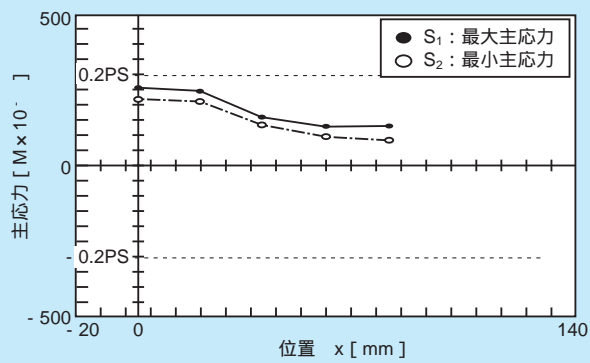


(b) SUS304実径蓋部モデル試験体

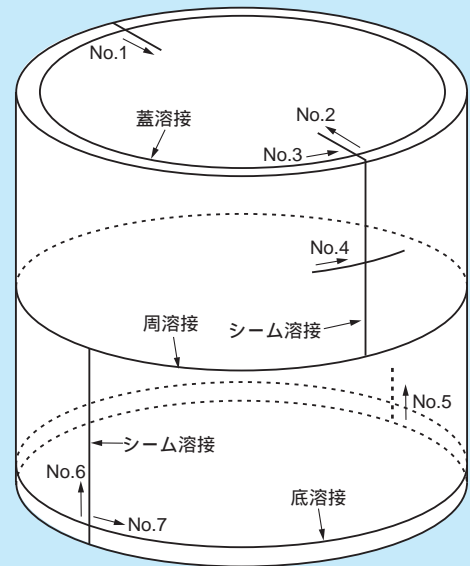
図5-1(4)-1 実径の蓋部モデル試験体の概要



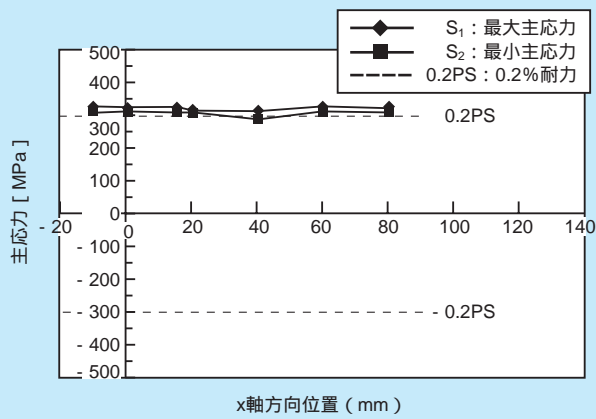
(a) X線回折法



(b) 切断開放法



(a) SUS304鋼の測定線No.1の主応力分布  
(左上：X線回折法、左下：切断開放法)



(b) SUS304L鋼の測定線No.1の主応力分布 (X線回折法)

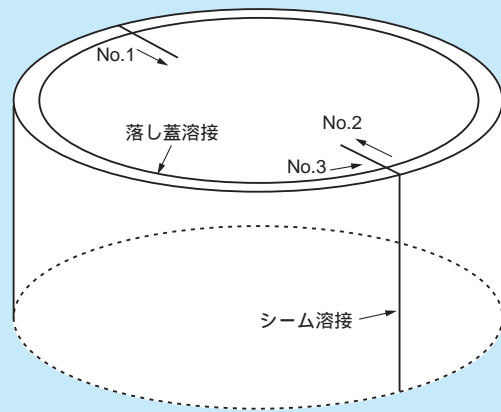


図5-1(4)-2 実径の蓋部モデル試験体による溶接残留応力測定結果の例

## 5 - 2 従来型ステンレス鋼の耐食性

### (1) はじめに

キャニスタの耐食性については、密封機能保持のため特に高い配慮を払う必要がある。キャニスタの貯蔵期間を仮に40年から60年と想定すると、貯蔵中に海塩粒子がキャニスタ外表面に直接飛来して蓄積するとともに、使用済み燃料の崩壊熱の減衰によりキャニスタの温度は低下し、貯蔵期間中にコンクリート製貯蔵キャスク内部の相対湿度が上昇して腐食が起こり易くなっていく。また、溶接部は溶接残留応力が残っていることから応力腐食割れ（SCC）等の耐食性を考慮して腐食寿命を評価できるようにしておく必要がある。

電中研においては、貯蔵中におけるキャニスタの腐食寿命評価方法の提案を目的として、SUS 304系、316系ステンレス鋼を対象に平成9年度から15年度まで試験研究を実施した。その際、約数年間の短期間で数十年間のキャニスタの腐食寿命を評価するための結果を得る必要があることから、促進試験（60の塩水ミスト充滿環境下）と自然暴露試験（国内で非常に厳しい腐食環境とされる宮古島）を併用した。

現在、国内で考えられているキャニスタの候補材料としてSUS 304、304L、316、316L（BWR用316（LN）含む）等の許認可実績のある材料ならびに原子力プラントで使用実績はないが高耐食性の329J4L、YUS270等のステンレス鋼が想定されていることは5-1の(3)項で述べた。

本項では、許認可実績のあるステンレス鋼（SUS 304系、316系）を従来型ステンレス鋼と称し、これらSUS304、304L、316（LN）の母材ならびに溶接部を対象として、種々の腐食試験を行い、得られた成果を基に取纏めた従来型ステンレス鋼の腐食寿命評価方法の概要について述べる。

### (2) 従来型ステンレス鋼の腐食形態

キャニスタの貯蔵環境である海塩粒子飛来環境におけるステンレス鋼の腐食形態は局部腐食（孔食、すきま腐食、応力腐食割れ（SCC）等）である。これらの材料はいずれも孔食、すきま腐食、ならびにSCCを発生する条件下で貯蔵に供されるため、腐食の発生を前提とす

る速度論的な寿命評価を行う必要がある。

### (3) 孔食やすきま腐食に対する腐食寿命評価方法

キャニスタ材料の孔食やすきま腐食特性について定性的な材料比較を行う際には、各材料の孔食やすきま腐食の発生電位を比較することにより可能<sup>(1)</sup>である。

しかし、孔食やすきま腐食に対する腐食寿命（密封寿命）を定量的に評価する際には、各々の腐食速度等を用いてキャニスタの肉厚貫通までの寿命を推定する必要がある。評価例を以下に示す。

孔食やすきま腐食に対するキャニスタの腐食寿命 =  
腐食開始温度（約100）になるまでの期間  
+ 腐食進行により肉厚貫通までの期間（進展寿命）  
……………（5.2-1）式  
（発生までの潜伏期間（発生寿命）は比較的短いためここでは無視した。）

「腐食開始温度（約100）になるまでの期間」は、実機を対象にキャニスタ各部位の貯蔵中の温度履歴を解析することにより求まる。

SUS 304、304Lの孔食速度については、鋭敏化の影響も含めて宮古島基準の自然環境中での暴露データが経産省受託試験において電中研により整備され、また、すきま腐食速度については、宮古島基準の自然環境中におけるSUS 304の暴露データが既に得られている<sup>(2)(3)</sup>。

約6年間の暴露期間で得られた最大孔食速度は最も大きいケースで約20 μm/年（SUS304（非鋭敏化材）、アンダーグラス（雨のあたらない自然通風型）暴露の場合）であり、貯蔵期間40年間では0.8mmと見積もられることから、孔食単独でキャニスタに貫通孔があくことはないと推定できる。

すきま腐食は塩化物が堆積した腐食生成物下で発生することが経産省受託試験において認められており、すきま腐食の発生は想定しておく必要があるが、すきま腐食速度は孔食同様に自然環境では非常に進行が緩やかな結果が得られている。

このため、孔食、すきま腐食に関しては、単独での侵食効果よりも、SCC発生の起点になりうるとの観点か

ら、考慮することが必要と考えられる。

また、これまでに得られた暴露データは実貯蔵サイトのものではないため、実貯蔵サイトでの寿命を判断する際には、実サイトが決まった段階で同様の方法による腐食速度データもしくは宮古島との比較データ等を取得し、寿命を評価することが望ましい。

(4) SCC に対する腐食寿命評価方法<sup>(4)</sup>

(a) 溶接残留応力

SCC は引張応力が存在する部位において局所的なすべりを伴って進行する腐食であり、キャニスタでは溶接部近傍の溶接残留応力が存在する部位が対象となる。キャニスタの溶接残留応力については、5-1の(4)項で述べたように、実機と同じ遠隔自動溶接による実径の蓋部モデル試験体 (SUS304、304L 鋼) を用いて、溶接残留応力を実測している<sup>(4)</sup>。その結果を踏まえ、本項では、引張応力として1.0 y ( y : 0.2%耐力) ならびに0.5 y をおおよその基準として SCC 試験を行った。

(b) SCC に対するキャニスタの腐食寿命評価方法

耐 SCC 性能について定性的な材料比較を行う際には、各候補材料の SCC 発生電位 (すきま腐食の発生下限界電位と一致)<sup>(5)-(7)</sup> を比較することにより可能である。

しかし、SCC に対して貯蔵中の密封性がいつまで保たれるかという定量的な腐食寿命評価に際しては、例えば以下の概念で推定する必要がある。

SCC に対するキャニスタの腐食寿命 =  
 腐食開始温度 (約 100 ) になるまでの期間  
 + SCC 発生までの期間 (SCC 発生寿命)  
 + SCC が進展してから肉厚貫通までの期間  
 (SCC 進展寿命) ..... (5-2) 式

「腐食開始温度 (約 100 ) になるまでの期間」は、5-2の(3)項と同様、温度解析により求まる。

(c) SCC 発生寿命<sup>(2)</sup>

SUS 304、304L、および 316 (LN) の SCC 発生寿命は、図5-2-1 に示す応力負荷試験片を用いて自然暴露および促進試験の両方で取得した。試験片は、肉厚 1.5mm × 幅 10mm × 長さ 65mm で、絶縁したチタン製

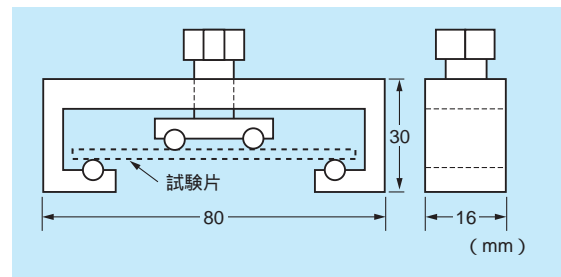


図5-2-1 SCC発生寿命を調べるための応力負荷試験片

の治具で0.5 y と1.0 y の応力を負荷した。暴露試験は、財団法人日本ウェザリングテストセンターの宮古島試験場を用いて直接暴露とアンダーグラス暴露で行った。促進試験条件は以下のとおりである。

試験温度：60、湿度：95% RHS、NaCl ミスト充満 (試験片表面では、NaCl 飽和濃度)

腐食試験後に、除荷して試験片断面を切断して光学顕微鏡ならびに電子顕微鏡で観察し、SCC の発生を調べた。図5-2-2 と図5-2-3 に得られたデータの例を、表5-2-1 に結果をまとめて示す。

SUS304 等のステンレス鋼表面には強固な腐食生成物が生成・成長し、その下では孔食のみでなくすきま腐食の発生も認められた。孔食の底部ならびに腐食生成物下

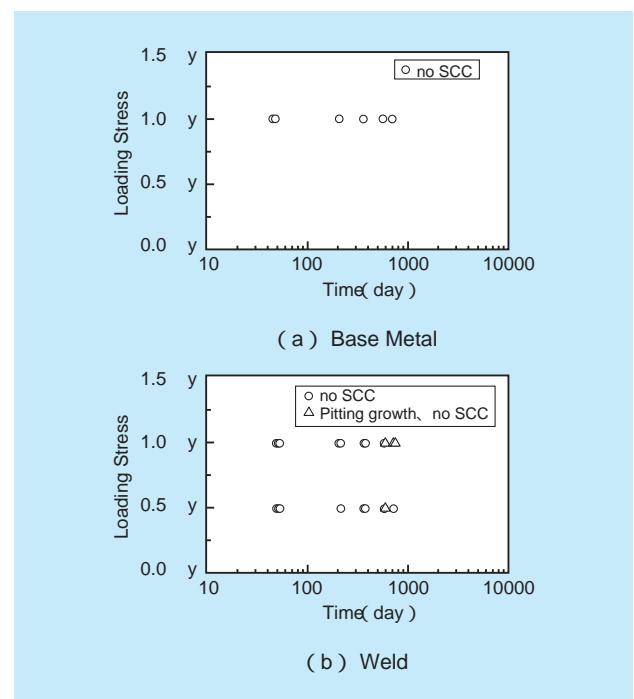


図5-2-2 SCC 発生までの時間の例 (SUS304：自然暴露 (直接暴露))

表5-2-1 キャニスタ材のSCC発生寿命測定結果

材 質		負荷 応力	SCC発生寿命/自然暴露（日）		SCC発生寿命/促進環境 B（日）
			直接暴露A1	アンダーガラスA2	
SUS304	母材	1.0 y	860以上	993以上	15～30未満
	溶接部	1.0 y	993以上	364～573未満	10～15未満
		0.5 y			15～30未満
SUS304L	母材	1.0 y	860以上	993以上	15～30未満
	溶接部	1.0 y	993以上	1098以上	5未満
		0.5 y			5～15未満
SUS316（LN）	母材	1.0 y	686以上	686以上	15～30未満
	溶接部	1.0 y	581以上	581以上	
		0.5 y			

注1) 「860以上」：暴露後860日を経過してもまだSCCを発生していないことを示す。他も同様。自然暴露ではほとんどの試験片においてまだSCCを発生していない。  
 注2) 「364～573未満」：364日を経過してもまだSCCを発生していなかったが、573日目に回収した試験片ではSCCの発生が一部認められたことを示す。他も同様。

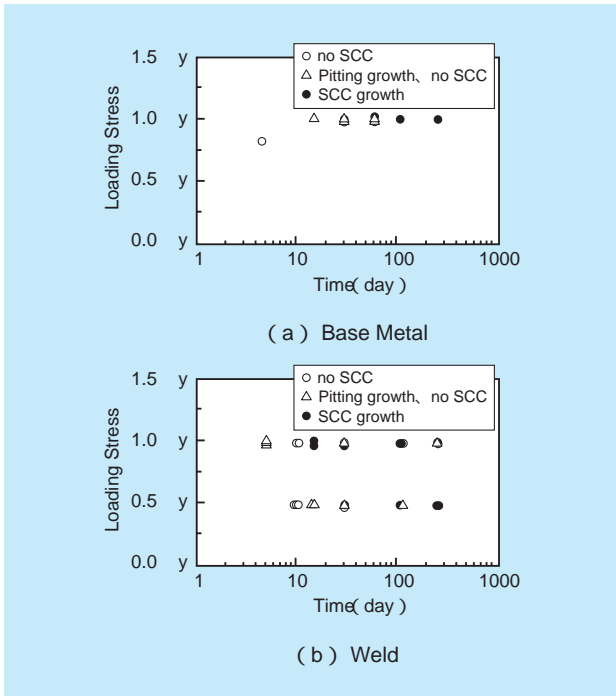


図5-2-3 SCC発生までの時間の例  
(SUS304：促進環境)

に発生したすきま腐食の底部からSCCが発生していることが、試験片の断面観察で確認されている。

即ち、SCCは孔食経路のみでなくすきま腐食経路でも起こり得ると考える必要がある。

(d) SCC進展寿命

SUS 304、304L、および316（LN）のSCC進展速度データは、図5-2-4に示す応力負荷試験片を用いて自然暴露および促進試験の両方で取得した。試験片は、肉厚10mm × 幅15mm × 長さ90mmで、試験片中央部に疲労

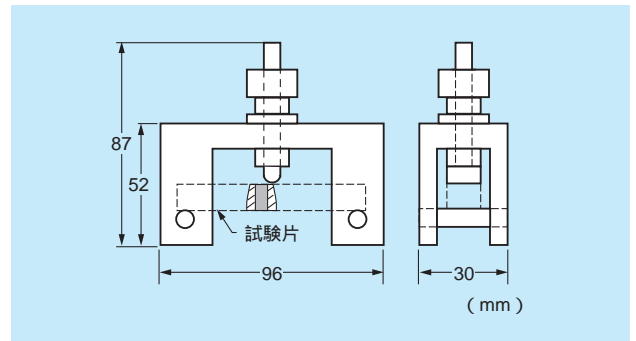


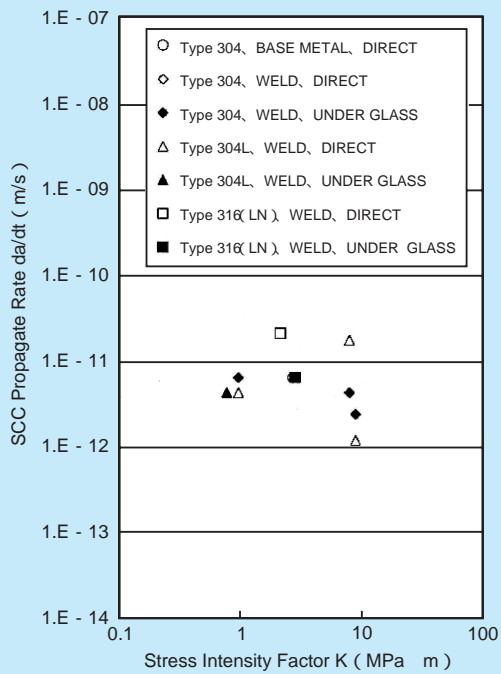
図5-2-4 SCC進展速度を調べるための応力負荷試験片

予き裂（貫通き裂、半楕円表面き裂）を挿入し、絶縁したチタン製の治具で0.4 yと0.8 yの応力を負荷した。暴露試験方法と促進試験条件は前(c)項と同じである。

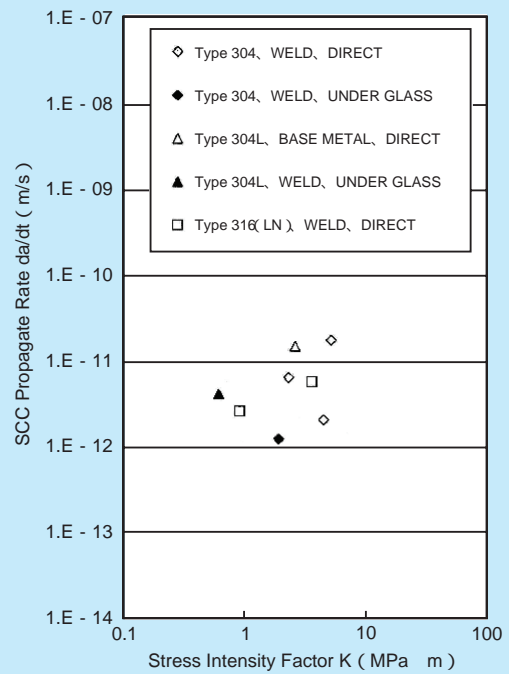
腐食試験後に、負荷応力を再測定するとともに、除荷後に試験片断面を切断して光学顕微鏡ならびに電子顕微鏡で観察し、SCCき裂の最大進展深さを測定するとともに、応力拡大係数Kを求めた。図5-2-5と図5-2-6に得られたデータの例を、表5-2-2に結果をまとめて示す。

SUS 304と304Lにおいては、促進試験の場合は応力拡大係数Kが約0.3～32MPa・mの範囲においてSCC進展速度（深さ方向最大き裂進展量から求めた速度の平均値）は約 $9.3 \times 10^{-10} \sim 1.2 \times 10^{-9}$ m/sであったが、暴露試験においては応力拡大係数Kが約0.6～9.0MPa・mの範囲において $6.4 \times 10^{-12} \sim 1.5 \times 10^{-11}$ m/sであり、促進試験におけるSCC進展速度に比べて約2オーダー小さい。また、得られたデータの範囲において、促進試験と暴露試験共に応力拡大係数（K値）依存性は小さい結果が得られた。



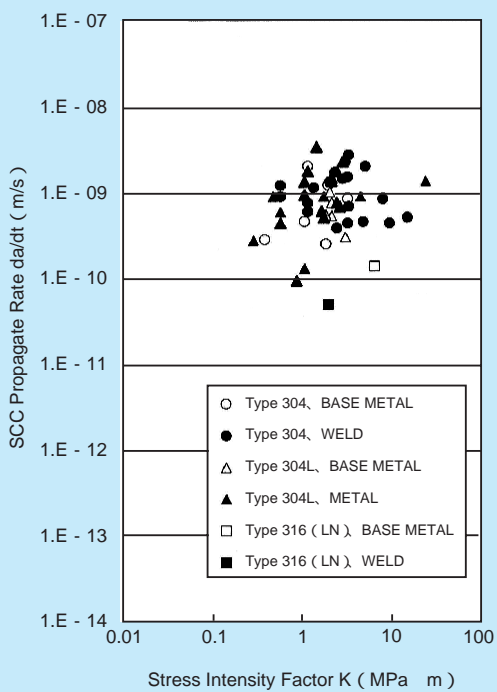


(a) 貫通予き裂

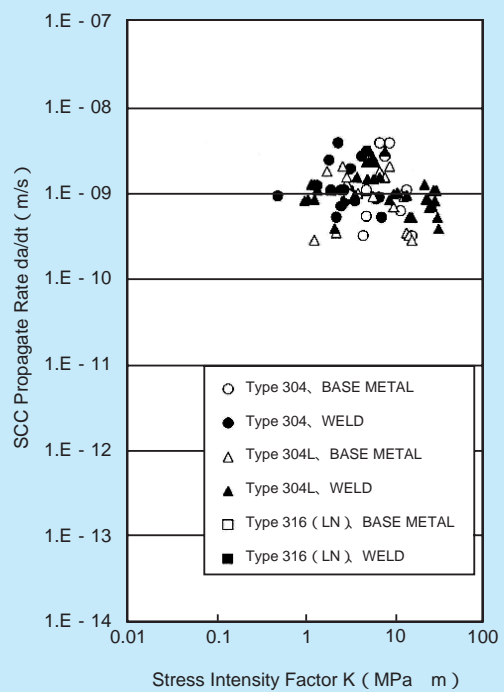


(b) 半楕円表面予き裂

図5-2-5 従来型ステンレス鋼のSCC進展速度(自然暴露)



(a) 貫通予き裂



(b) 半楕円表面予き裂

図5-2-6 従来型ステンレス鋼のSCC進展速度(促進環境)<sup>8)</sup>

表5-2-2 キャニスタ材の SCC 進展速度測定結果

材 質		SCC 進展速度 / 自然暴露 (m/s)		SCC 進展速度 / 促進環境 B (m/s)
		直接暴露 A1	アンダーグラス A2	
SUS304	母材	$6.4 \times 10^{-12}$	-(SCC 未発生)	$9.3 \times 10^{-10}$
	溶接部	$6.6 \times 10^{-12}$	$3.2 \times 10^{-12}$	$1.2 \times 10^{-9}$
SUS304L	母材	$1.5 \times 10^{-11}$	-(SCC 未発生)	$1.0 \times 10^{-9}$
	溶接部	$7.5 \times 10^{-12}$	$4.2 \times 10^{-12}$	$9.7 \times 10^{-10}$
SUS316 (LN)	母材	-(SCC 未発生)	-(SCC 未発生)	$1.4 \times 10^{-10}$
	溶接部	$9.8 \times 10^{-12}$	$6.4 \times 10^{-12}$	$5.0 \times 10^{-11}$

注) SCC 進展速度の数値は、各試験片毎の深さ方向最大き裂進展量から求めた速度の平均値を示す。

得られた暴露試験での SCC き裂進展速度約  $6.4 \times 10^{-12} \sim 1.5 \times 10^{-11} \text{m/s}$  は、1 年当りのき裂進展量約 0.2 ~ 0.5mm/年に相当 (15 mm の板厚貫通までに約 30 ~ 74 年) する。

その他、電中研においては、本研究とは異なる定荷重方式の試験片 (試験片本体: 肉厚 2 mm × 平行部幅 5 mm × 平行部長さ 30mm) を用いて、人工海水等を滴下する方法を用い、試験片破断までの寿命を求めた例も報告されている<sup>(9)</sup>。この場合に得られる試験片破断寿命は、1) SCC 発生寿命 + 2) 最大き裂深さが肉厚 2 mm 分に達するまでの SCC 進展寿命 + 3) 最大き裂深さが肉厚 2 mm 分に達した後に幅 5 mm 分の試験片が破断に到るまでの寿命、の合計値である。この破断寿命の概念は、機械的な破断を評価する際には適しているが、キャニスタの密封寿命は最大き裂深さが肉厚に到達した時点で密封性能を喪失すると考えられることから、放射性物質の閉じ込め性能に関わる保守的評価のためには各々の寄与を分離して評価する必要がある、今後の課題と言える。

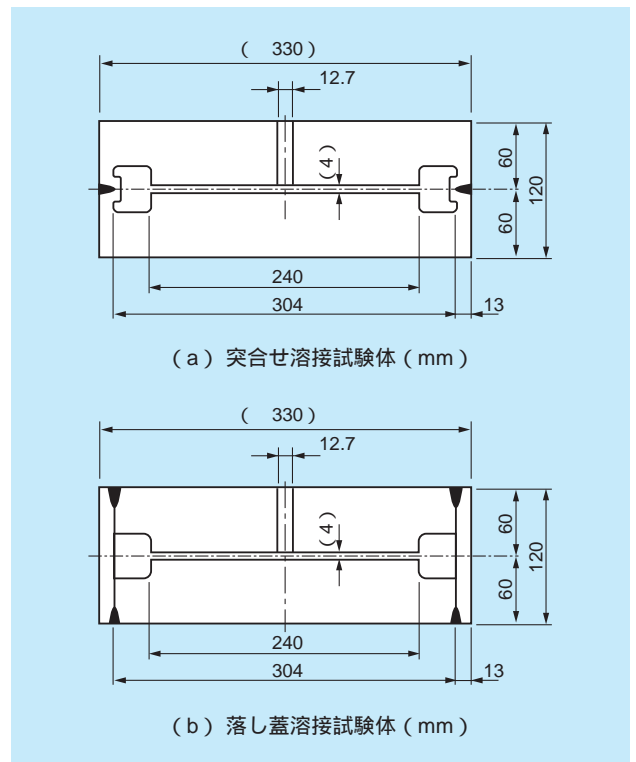


図5-2-7 キャニスタ1/5縮尺モデル試験体の寸法形状

(e) キャニスタ 1/5 縮尺モデル試験体の密封寿命

実機の溶接構造を模擬したキャニスタ径が 1/5 の縮尺モデル試験体を、応力負荷試験片で用いたのと同じ促進環境下に曝し、定期的に密封性能を測定することにより、SCC による密封性能喪失までの密封寿命を調べた。図 5-2-7 に試験体の形状を、表 5-2-3 に試験体リストを示す。写真 5-2-1 に密封性能を喪失したキャニスタ 1/5 縮尺モデル試験体の概観写真の例を示す。

密封性能を喪失したキャニスタ 1/5 縮尺モデル試験体の切断解体調査 (ミクロ組織観察ならびに破面の SEM 観察) により、密封性能の喪失の原因が SCC によるも



写真5-2-1 密封性能を喪失したキャニスタ1/5縮尺モデル試験体 (304 落し蓋溶接) の例 (白い泡が発生している部分が漏洩位置を示す。)

表5-2-3 試験体一覧とキャニスタ1/5縮尺モデル試験体の密封寿命の比較（促進環境）

材質ならびに溶接方式		1/5縮尺モデル試験体による構造物としての密封寿命A（日）	応力負荷試験片による密封寿命			備考
			SCC発生寿命 B1（日）	SCC進展寿命 B2（日）	肉厚貫通寿命 B3（B1 + B2）（日）	
SUS304	突合せ溶接	1201	10～15未満	平均値125 注1）	平均値135～140	B3 A
	落とし蓋溶接	980				
SUS304L	突合せ溶接	719	5未満	平均値155 注2）	平均値160	B3 A
	落とし蓋溶接	541				
SUS316（LN）	落とし蓋溶接	981以上 （密封性能保持中）	15～30未満	3009注3）	3024～3039	-

注）本表では負荷応力 $1.0 \sigma_y$ の溶接部の促進試験データを適用した例を示す。  
 B2の算出方法： $B2 = (1/5縮尺モデル試験体の肉厚13mm) / (促進試験で求めたSCCき裂進展速度da/dt)$   
 注1）：平均値：肉厚13mm / ( $1.2 \times 10^{-9} m/s$ ; = 38mm/年) = 125日  
 注2）：平均値：肉厚13mm / ( $9.7 \times 10^{-10} m/s$ ; = 31mm/年) = 155日  
 注3）：肉厚13mm / ( $5.0 \times 10^{-11} m/s$ ; = 1.6mm/年) = 3009日  
 SUS316（LN）のSCC進展速度はデータ数が一点のため、さらにデータ数を増やして判断する必要がある。

のであることを確認し、構造物としてのキャニスタがSCCによって密封性能を喪失することがありうることが示された。

表5-2-1と表5-2-2に示す促進試験結果を用いて、キャニスタ1/5縮尺モデル試験体の溶接部肉厚13mmが貫通するまでの寿命と、同じ促進環境に曝したキャニスタ1/5縮尺モデル試験体の構造物としての密封寿命実測結果を比較した結果を表5-2-3に示す。キャニスタ1/5縮尺モデル試験体の密封寿命実測値は、小型の応力負荷試験片から求めた密封寿命に比べて、概ね大きい値を示し、構造物としての裕度を有することが明らかとなった<sup>(10)</sup>。

さらに、試験後の切断解体調査を行った304落とし蓋溶接試験体においては60mm厚さの蓋板（母材）断面の

肉厚方向最奥部の圧縮応力域と推定される領域で応力腐食割れによるき裂進展が停止している可能性が示唆された。

以上のことから、構造物としてのキャニスタの密封寿命を評価する際には、肉厚方向の溶接残留応力分布を考慮して評価することが非常に重要であると言える。

(f) キャニスタの自然環境中における密封寿命を推定

表5-2-1及び表5-2-2に示すように、促進試験結果と同様に自然環境においてもSCC発生寿命、SCC進展速度が求められ、密封寿命の推定が可能となることが示された。宮古島での暴露試験結果からキャニスタの自然環境中における密封寿命を推定した結果の例を表5-2-4に

表5-2-4 キャニスタの自然環境中における密封寿命（宮古島での暴露試験結果からの推定例）

	SCC発生寿命 A（年）	SCC進展寿命		C（= A + B2） （年）		
		進展速度（平均値） B1（mm/年）	肉厚貫通寿命（平均値） B2（肉厚13mm/B1）（年）			
直接暴露	SUS304	母材	2.4以上	0.2	65	67
		溶接部				
	SUS304L	母材	2.4以上	0.5	260	262
		溶接部	2.7以上	0.2	65	68
SUS316LN	母材	1.9以上	（SCC未発生）			
	溶接部	1.6以上	0.3	43	45	
アンダーグラス暴露	SUS304	母材	2.7以上	（SCC未発生）		
		溶接部	1.0～1.6未満	0.1	130	131
	SUS304L	母材	2.7以上	（SCC未発生）		
		溶接部		0.1	130	133
	SUS316（LN）	母材	1.9以上	（SCC未発生）		
		溶接部	1.6以上	0.2	65	67

示す。

このように、(5.2-2)式に従い、小型の応力負荷試験片による、SCC発生寿命とSCC進展寿命、ならびにキャニスタの温度履歴を求めることでキャニスタの密封寿命が求まり、得られた結果は、構造物としてのキャニスタ1/5縮尺モデル試験体による密封寿命実測値に比べて安全側の寿命を与え得ることが明らかとなった。

なお、実貯蔵サイトでの寿命を判断する際には、実サイトが決まった段階で本項と同様の方法もしくは、比較データを取得し、寿命を評価することが望ましい。

#### (5) おわりに

貯蔵サイトがまだ決まっていない段階で、約数年間の

短期間で数十年間のキャニスタの腐食寿命を評価するための結果を得る必要があることから、国内でも非常に厳しい腐食環境とされる宮古島での暴露試験データを取得するとともに、促進試験を行い、促進試験で求めた寿命評価方法が自然環境中においても適用でき、SCC発生寿命とSCC進展速度データからキャニスタの腐食寿命が判断できることを示した。

実際の貯蔵サイトにおけるキャニスタの腐食寿命を正確に評価するためには、環境因子が単独の影響でなく複雑に絡む環境条件を可能な限り考慮できるように同様の小型応力負荷試験片を用いて実際のサイトにおけるキャニスタの環境条件での試験データを求めて判断する必要があると考えられる。

## 5 - 3 高耐食型ステンレス鋼の耐食性

化学プラントなど、耐食性が要求される機器類に用いられる基本的な材料は18Cr-8Niのいわゆる304系のオーステナイトステンレス鋼である。さらに、耐酸性や耐ハロゲン性、あるいは強度が要求されるような箇所には304系をベースとして合金元素量を増やしたり、Cr、Ni以外の添加元素を加えたりした、さまざまなステンレス鋼が開発されてきた。塩素イオンを代表とするハロゲンが存在する環境では、孔食やすき間腐食が問題となりやすい。孔食やすき間腐食への抵抗性はCr、Mo、Nの添加によって高められる。応力腐食割れ(SCC)は、孔食やすき間腐食が起点となるものと考えられるため、それらの元素量が増せば応力腐食割れに対する感受性も低減できると考えられる。Niはオーステナイト相を安定化させるための添加元素であるが、耐酸性を増すことや、応力腐食割れの感受性を減ずることも知られている。

コンクリートキャスクキャニスタの候補材も、304系よりも耐食性の著しく高い材料が選定されており、海塩粒子の付着に伴う応力腐食割れによってキャニスタが損傷を受ける可能性は極めて低いと考えられる。ただし、高耐食型ステンレス鋼に関する多くの研究は大気環境で使用する一般構造物を念頭に置いており、キャニスタで想定される常温から100以上の温度範囲においてまと

まった評価をした例は少ない。当所においては、種々の温度条件において、キャニスタ候補材の耐食性および応力腐食割れ感受性を評価した。

### 5-3-1 耐孔食性

ステンレス鋼の耐食性の指標の一つに孔食電位がある。孔食の発生には塩素濃度の他に電位、すなわち酸素濃度などの環境の酸化力も関係する。塩化物イオンを含む脱気溶液中において、試料電極に徐々に電圧を印加すると、ステンレス鋼表面の保護皮膜(不動態皮膜)が塩素イオンにより破壊されることにより急激な電流の上昇が認められる。このときの電位を孔食電位と呼んで、材料の耐孔食性の指標として用いている。当所におけるSUS304Lの大気中腐食試験結果からはESCCが孔食を起点に生ずる可能性が示唆された。従って、孔食に対する抵抗性とESCC抵抗性には相関関係があるものと考えられる。そこで耐孔食性指標 $R_{pit} = [\%Cr] + 3.3[\%Mo] + 16[\%N]$ を用い比較を行ったところ、各材料の $R_{pit}$ はSUS304L、SUS329J4LおよびYUS270に対して、それぞれ18.1、40.3および43.1となりキャニスタ候補材の $R_{pit}$ はSUS304Lの2倍以上となり、優れた耐孔

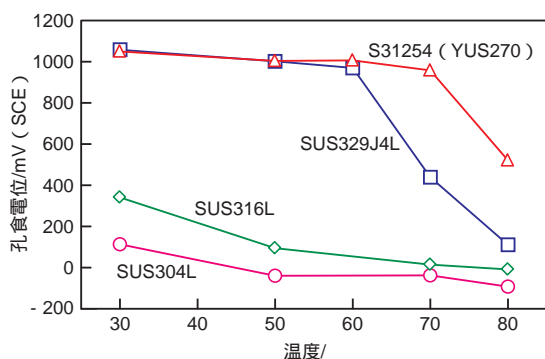
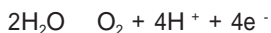


図5-3-1 飽和人工海水中で計測した孔食電位

食性が示唆された。そこで本報告では孔食電位 (Epit) を実際に測定し、この点を確認することとした。なお、試験溶液は海塩粒子の乾燥過程で高濃度の塩水が生ずることを考慮して、各試験温度での飽和人工海水とした。図5-3-1にその結果を示すが、比較材の304Lは30におけるEpitが約100mV vs. SCE程度で、試験温度の上昇に伴い-150mV vs. SCE程度まで低下した。SUS316LのEpitは304Lと比較して高い側にあるが、温度依存性はほぼ同様な傾向であり、350mV vs. SCEから-50mV vs. SCEまで単調に低下した。これに対しSUS329J4LおよびYUS270のEpitは試験温度60までは非常に高く、次式に示す水の分解が生ずる電位に近い値となっている。



60を越えると、SUS329J4LのEpitが低下し始め、70を越えるとYUS270のEpitも低下し始めた。Epitが低下するような温度条件下では試験片表面に典型的な孔食が生じていた。

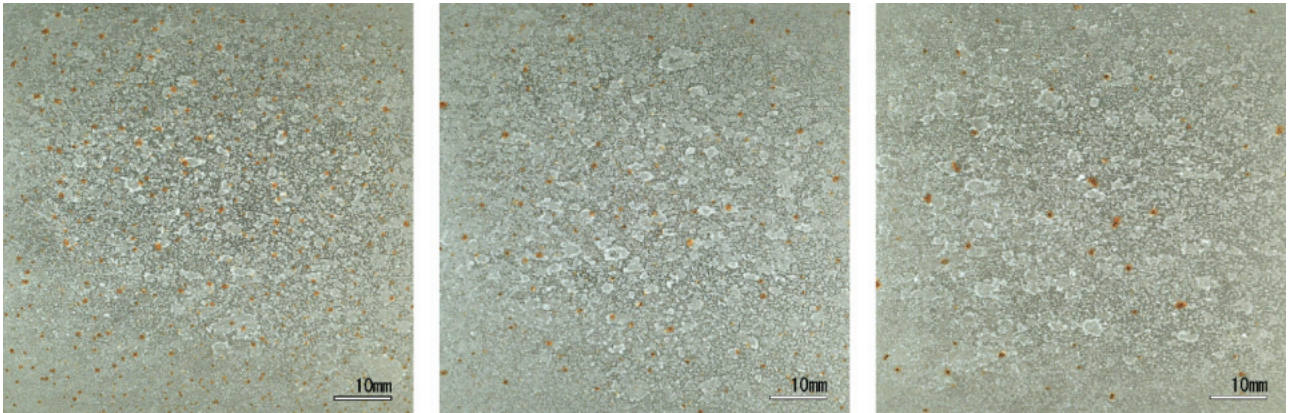
以上のように、飽和人工海水中のSUS329J4LおよびYUS270の孔食電位は、304L等と比較し30から80までの広い温度範囲で高い値であることが判明した。化学プラント等の事例において粒内型のSCCは孔食を介して発生/進展する機会が多いことを考慮すると、孔食電位が高い、すなわち孔食が発生し難いことは、SCCが生じ難いことを意味するものであり、キャニスタ候補材の優れた特性を裏付けるものと考えられる。

### 5-3-2 付着塩分量、相対湿度と発錆の関係

キャニスタの使用環境は大気中であるため、実機で想定される腐食は、水溶液腐食ではなくて大気腐食である。

孔食電位の評価は材料特性を知る上で重要であるが、実環境に近い条件での腐食性の評価も必要である。また、発錆が生じた箇所ではすき間腐食などの浸食が生じるため、応力腐食割れの起点となる可能性がある。つまり、発錆の有無は応力腐食割れの有無を判定する指標にもなりうる。ここでは、錆の発生(発錆)を指標として腐食性を評価した結果について述べる。試験片としては、SUS316L、SUS329J4L、YUS270の3鋼種を用いた。試験片表面に人工海水を噴霧して表面塩素濃度を0.1、1、5 g/m<sup>2</sup> as Clに調整し、5 Lの容器内に水平に置き、所定の温度で所定の湿度になるように少量の水を試験片と共に封入した。試験片と水を密封したケースは、恒温槽内に設置し、500時間保持した。試験終了後に、試験片表面を撮影し、画像から錆の領域を抽出することによって発錆面積率を求めた。錆領域の抽出には汎用の画像解析ソフトを用いた。なお、試験片の縁は加工の影響などにより腐食量が多くなる恐れがあるため、外周部2 mmの領域は発錆面積率の算出から除外した。試験開始後24h程度で発錆の有無は肉眼で判別できるようになり、それ以降の変化は目視観察の限りにおいては確認できなかった。500h経過後の試験片表面の一例を図5-3-2に示す。図は80、相対湿度20%、塩分付着量5 g/m<sup>2</sup>という比較的厳しい条件の結果を示したものである。同一の試験条件における鋼種の比較では、SUS316Lの発錆面積が最も大きく、SUS329J4L、YUS270の発錆面積はSUS316Lの1/3程度となった。

発錆面積率0.05%以上、もしくは0.02%以上を発錆の境界と定めて、塩分付着量と相対湿度を軸にとった発錆マップを作成した。図5-3-3は80における試験結果をまとめたものである。図中×とで示したものが発錆ありで、それぞれ発錆面積率0.05%以上、0.02%以上であり、で示したものは発錆面積率0.02%未満を意味し、発錆なしと定義した。なお、図中において3鋼種まとめて1点の相対湿度値に対応する。80においては、鋼種によらず、発錆の臨界条件は塩分濃度5 g/m<sup>2</sup>に対し、相対湿度20~25%の間に存在すると考えられる。70、80においても同様な評価を行った。傾向として、候補材は従来材よりも耐食性に優れることが示されたが、図5-3-3に示されるように、試験条件があまり細かくなかったために定量的な違いを述べるほどには至らなかった。



(a) SUS316L

(b) SUS329J4L

(c) YUS270

図5-3-2 発錆試験後の表面状態 (80 °C、RH = 20%、5g/m<sup>2</sup>、as Cl)

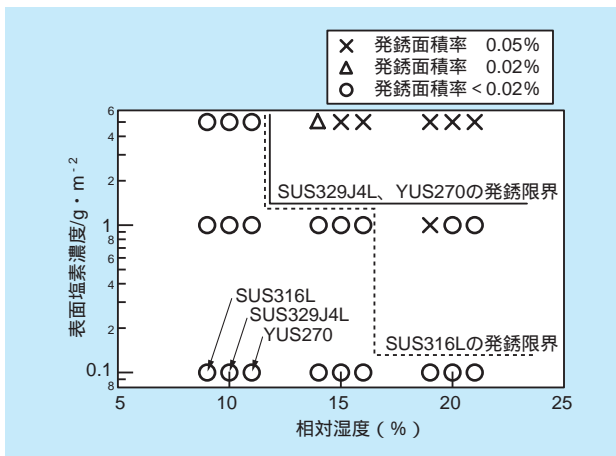


図5-3-3 80 °Cにおける発錆マップ

### 5-3-3 応力腐食割れ感受性評価

キャニスタの密封機能喪失の原因として最も懸念すべき腐食現象は応力腐食割れ (SCC) である。SCCの評価には種々の方法があるが、SCCの発生から進展までを含めたSCC感受性を調べるためには、単純な定荷重試験が適している。図5-3-4に示すように、バネを用いた単軸引張によるSCC試験を行った。負荷応力は0.2%耐力の半分から引張強さ近傍までの範囲で種々設定した。図中の試験片中央部に人工海水を滴下し、海塩を付着させた。

塩分付着後、恒温・恒湿器中で破断検出器に接続し、治具ごと80 °C-相対湿度 (RH) = 35%、70 °C - RH = 35%および60 °C - RH = 35%の環境中に試験片を保持しSCC試験を行った。試験中、所定の時間毎に試験を

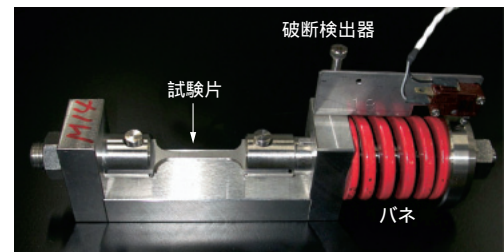


図5-3-4 SCC感受性評価の試験片と治具

中断し表面観察および写真撮影を行った。図5-3-5にSEMで観察した試験片表面の様子を示す。図中(a)~(d)は、いずれも別個の試験片であり、同一箇所の時間変化を記録したものではない。図に示した試験片はSUS329J4Lで、試験条件は80 °C、相対湿度35%である。撮影箇所は、発錆が生じた箇所に対応する。試験時間12hにおいても応力方向に依存した微小なき裂状腐食が認められており、この試験条件においてはき裂状腐食発生の潜伏期間がほとんど無いことを示している。また、試験環境中での保持時間が長いものほどき裂状腐食の形状が大きくなっている。YUS270についても、同様な結果が得られた。

80 °C、相対湿度35%の条件下での付加応力と破断時間もしくは試験時間の関係を図5-3-6に示す。SUS329J4LおよびYUS270の両候補材については30,900hまで試験を行っても、SCCによって破断しなかった。SUS304Lの場合、最も応力が高い条件では250hで破断しており、SUS329J4LおよびYUS270とともにSUS304Lと比較して高いSCC抵抗性が示された。図5-

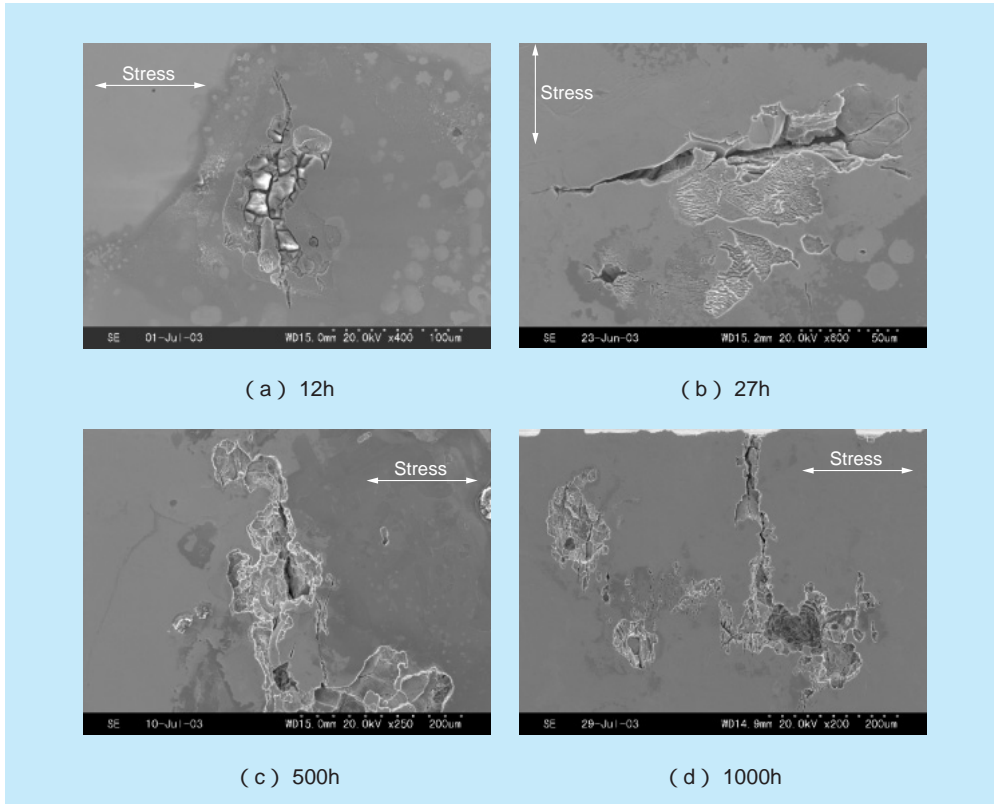


図5-3-5 SUS329J4Lの初期き裂 (80 MPa、RH = 35%、10g/m<sup>2</sup> as Cl、1.2 mm<sup>2</sup>)

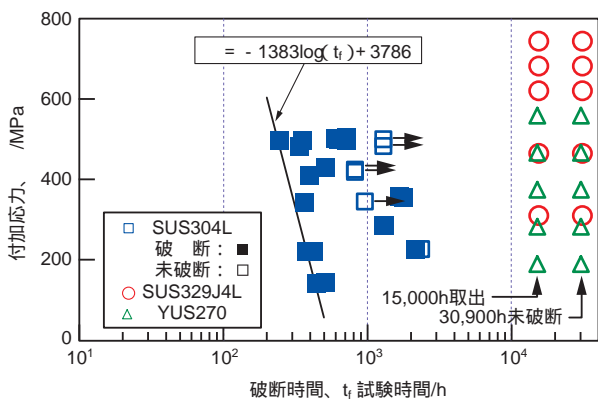


図5-3-6 付加応力と破断時間の関係 (80 MPa、RH = 35%)

3-5に示したとおり高耐食性材料においても、SCCき裂の起点となり得る、微小なき裂状の浸食の発生には、ほとんど潜伏期間が無いことが明らかである。一方で、図5-3-6に示すように高耐食性材料は高い耐SCC性を有している。これは、き裂状の腐食からSCCき裂への変化が遅いこと、あるいはSCCき裂進展速度が遅いことによるものと推定される。

## 5 - 4 従来型ステンレス鋼の破壊靱性

### (1) JIC 値 (JQ 値)

現在、国内で考えられているキャニスタの候補材料として SUS 304、304L、316、316L (BWR用316LN含む)等の許認可実績のある材料ならびに原子力プラントで使用実績はないが高耐食性の329J4L、YUS270等のステンレス鋼が想定されている。

本項では、許認可実績のあるステンレス鋼 (SUS 304、304L、316LN) を従来型ステンレス鋼と称し、SUS304、SUS304L、SUS316 (LN) 鋼の母材、溶着金属、ならびに熱影響部 (HAZ部) を対象として、適切なサイドグループを付与した0.5T-CT試験片を用いて、米国材料学会 ASTM の規格<sup>(1)</sup>に従って、単一試験方法 (除荷コンプライアンス法) による静的破壊靱性試験を行い、外力負荷時の評価に必要な材料の破壊靱性値  $J_{IC}$ 、 $J_Q$  値を求めた。

単一試験方法とは、一本の試験片で荷重負荷と除荷を複数回繰返して、得られた応力 - 歪関係から計算した  $J$  積分値と外装したき裂進展量とから  $J_{IC}$  値を求める方法である。SUS304、SUS304L で得られた結果の例を図5-4-1に示す。

除荷コンプライアンス法で得られた  $J$  値 (図5-4-1に示す) を他文献のデータと比較検討したところ、(社)日本機械学会の「発電用原子力設備規格 維持規格 JSME S NA1-2000」<sup>(2)</sup> ( ) -17-3 頁のオーステナイト

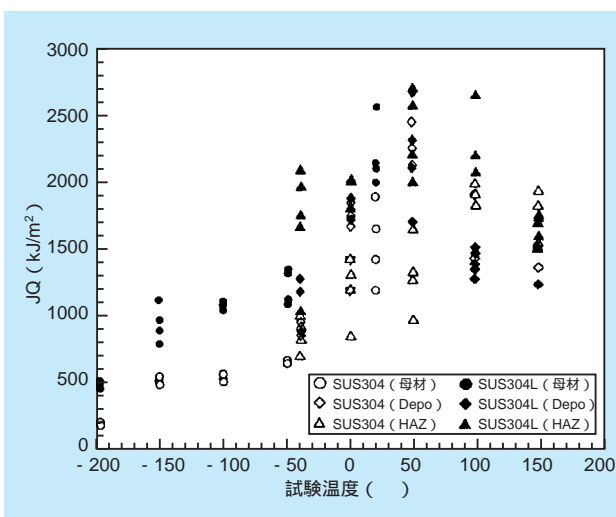


図5-4-1 従来型ステンレス鋼の破壊靱性値の温度依存性

ステンレス鋼の  $J_{IC}$  値に比べて、本確認試験で得られた  $J$  値はほぼ同レベルの値ないしかなり上回る値を示し、差異が認められた。

得られた  $J$  値が正当にき裂発生点の  $J$  値 ( $J_I$  値) として認められるか否かを確認することはき裂の発生を評価する上で極めて重要であることから、次項の COD 試験を行いき裂発生点の  $J$  値 ( $J_I$  値) を確認することとした。

### (2) COD 試験から求めた $J_I$ 値

ここでは、SUS304、SUS304L、SUS316 (LN) の母材、溶着金属、ならびに熱影響部 (HAZ部) を対象として、適切なサイドグループを付与した0.5T-CT試験片を用いて、複数試験片方法によるき裂開口変位 (COD) 試験 (英国規格 BS5762-19793) 等による) を行い、安定き裂発生点を示す破壊力学的パラメータ  $J_I$  (き裂先端開口変位) を求めた。さらに、 $J_I$  と  $J$  値との相関関係を求めて、き裂発生点の  $J$  値 ( $J_I$  値) を求めた。複数試験片方法とは、複数の試験片を用いて外挿法によって安定き裂の発生点を把握する方法である。BS5762-1979に記載された  $J_I$  導出の概念図を図5-4-2と図5-4-3に示す。

複数試験片法による  $J_I$  の測定手順は BS 5762-1979 を基本としているが、コンパクト試験片の  $J_I$  の算出式は日本溶接協会 WES 1108-19954) 等に基づいている。

また、一般的に、 $J = m \cdot y$  の関係<sup>(5)</sup>があることから、 $J_I$  から延性き裂発生時の  $J$  値、即ち  $J_I$  を求めることができる。

なお、最終的に評価手法として用いる破壊力学パラメ

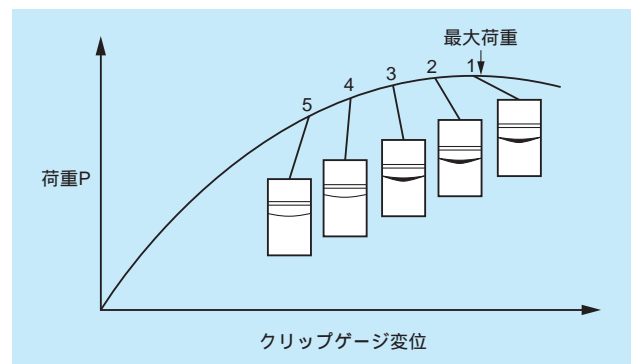


図5-4-2 荷重 クリップゲージ変位曲線 (出典: BS5762-1979)



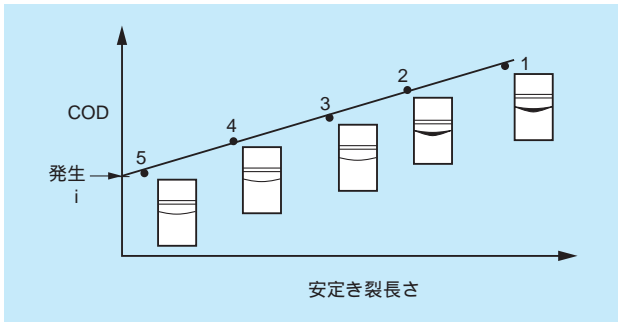


図5-4-3  $i$  (安定き裂発生点を示すき裂開口変位) 導出の概念図 (出典: BS5762-1979)

ータはJ積分値を無次元化した  $J_i$  を想定しており、  $J_i$  は J積分値のみでなく CODの評価も可能なパラメータである。

即ち、  $J_i = J/2 E y^2 a = J/2 a y$  (  $m = 1$  の場合の例 )

ここで、  $E$  : ヤング率、  $y$  : 降伏歪、  $i$  : き裂開口変位 ( COD )、  $a$  : き裂長さ

試験装置 ( 油圧サーボ式疲労試験機 ) を用いて、 図 5-4-2 に示すように負荷荷重とクリップゲージ変位の荷重変位曲線を求め、種々の荷重で除荷した。除荷後、加熱着色法で破面を着色した後に、試験片を強制破壊させて、破面を現出させ、初期き裂 ( 疲労予き裂 ) 長さ  $a_0$  と安定き裂進展量  $a$  を求めた。 $a_0$  と  $a$  は 図 5-4-4 に示すように 9 位置の値の平均値として求めた。

荷重変位線図から、荷重終了点から弾性域の勾配に平行に引いた線と横軸の交点よりクリップゲージ変位の塑性成分  $V_p$  を求めた。さらに、WES 1108-1995<sup>(4)</sup>、ASTM E1290-89<sup>(6)</sup> 等で規定されるコンパクト ( CT )

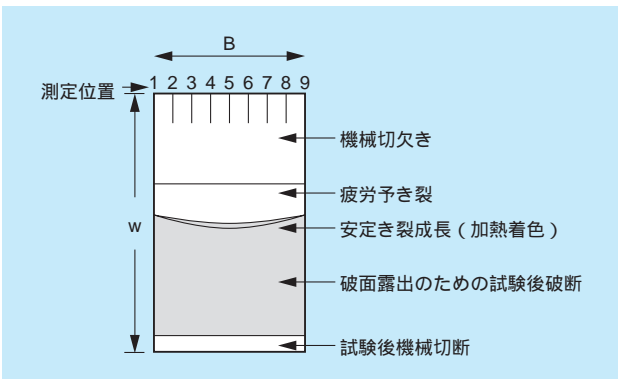


図5-4-4 試験片破面の概念図 (出典: BS5762-1979)

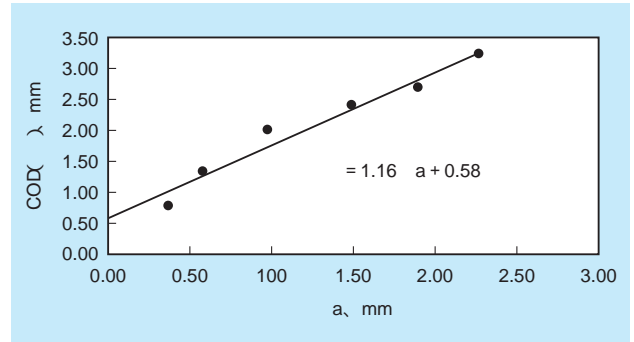


図5-4-5 COD (  $i$  ) -  $a$  線図の例 ( 304L 母材、150 )

試験片の算出式により、当該試験片の  $J_i$  を求めた。

求めた各き裂進展量  $a$  と、COD (  $i$  ) を 図 5-4-5 の例に示すようにプロットし、  $a = 0$  なる点に外挿して得られる COD 値を安定き裂成長開始時の COD 値、  $i$  とした。

また、 $J$  と  $y$  との一般式  $J = m y^2$  に実験データ ( 荷重変位線図から求めた J 積分値と実験値としての  $J_i$  ) を適用し係数  $m$  を求めた。即ち、  $J_i$  と  $y$  との積と  $J$  の相関をプロットし、プロットした点を原点を通る直線で近似したときの傾きを  $m$  とした。

ここで、  $y$  は有効降伏強度で、各温度における 0.2 % 耐力と引張強さの平均値である。

また、 $m$  は無次元の係数で、平面歪み状態では 1 ~ 3<sup>(5)</sup> であることが知られている。

- 40 ~ 150 の温度範囲で、SUS316 ( LN ) 熱影響部では、SUS316 ( LN ) 母材や溶着金属部よりも低い  $J_i$  値が得られ、熱影響部の靱性値が最も低いことが明らかとなった。

即ち、

$$J_i (\text{熱影響部}) < J_i (\text{溶着金属部}) < J_i (\text{母材})$$

一方、SUS304 母材ならびに SUS304L 母材の  $J_i$  値は、- 40 ~ 150 の温度範囲で、これまでに得られている  $J_0$  値よりもかなり小さい値を示した。同様に、- 40 ~ 150 の温度範囲で、SUS304 溶着金属、SUS304L 溶着金属では、母材の  $J_i$  値よりも小さい値を示し、SUS316 ( LN ) 材と同様の大小関係を示した。

$J$  と  $y$  との一般式  $J = m y^2$  の係数  $m$  の値の算出に要した  $J_i$  と  $J$  積分値との相関の例を 図 5-4-6 に、本試験で実験的に得られた  $J_i$  と  $J$  の相関式を表 5-4-1 にまとめて示す。

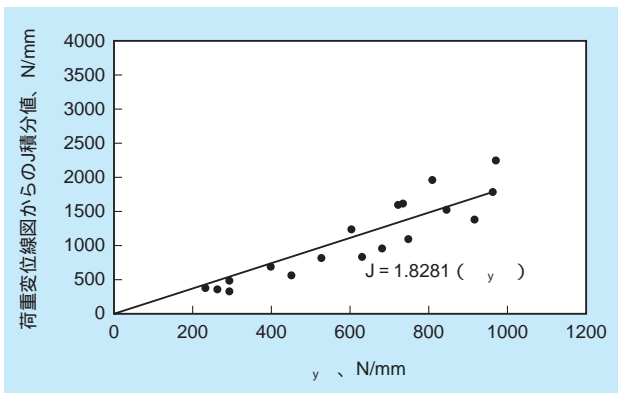


図5-4-6  $y$  とJ積分値との相関(304L 母材、mの決定)

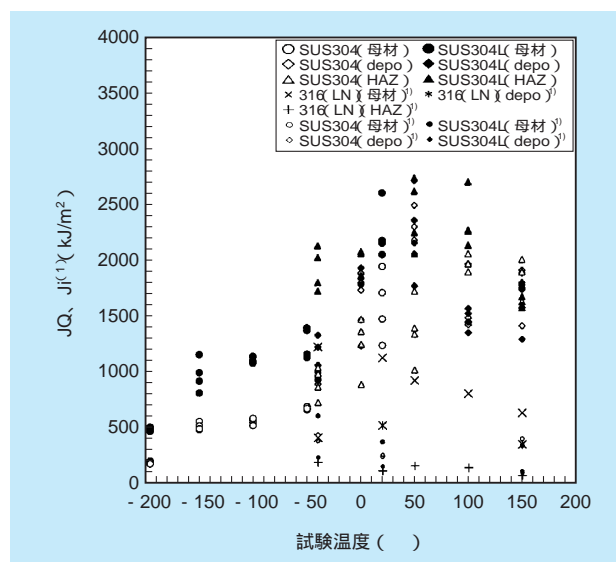
表5-4-1 Jと  $y$  との関係式

材 質		Jと $y$ との関係式	
SUS304	母材	$J = m y$	$m = 1.73$
	溶着金属	$J = m y$	$m = 1.66$
SUS304L	母材	$J = m y$	$m = 1.83$
	溶着金属	$J = m y$	$m = 1.71$
SUS316(LN)	母材	$J = m y$	$m = 2.68$
	溶着金属	$J = m y$	$m = 2.48$
	熱影響部	$J = m y$	$m = 1.62$

一方、J-R カーブから  $J_0$  値を求めて  $J_i$  値と比較を試みた。その結果、 $J_0$  値導出の際に、低温側の 20 と -40 では  $J_0$  値が求まり、SUS304 母材では  $J_0 = 651$  ( -40 ) 941 ( 20 ) N/mm と  $J_i$  値の約 1.5 ( -40 ) 倍及び 4.0 ( 20 ) 倍の値が、SUS304L 母材では  $J_0 = 1616$  ( -40 ) 12393 ( 20 ) N/mm と  $J_i$  値の約 2.7 ( -40 ) 倍及び 34.1 ( 20 ) 倍の値が得られた。母材に比べて靱性の比較的低い SUS304 溶着金属、SUS304L 溶着金属、SUS316 (LN) 熱影響部についても概ね同様の傾向を示した。

一方、試験温度の高い 150 では、SUS304 母材、SUS304L 母材ともに  $J_0$  値の導出は困難であった。

図 5-4-7 に COD 試験から得られた SUS304 と SUS304L の母材ならびに溶着金属部、及び SUS316 (LN) 熱影響部の  $J_i$  値を、これまでの除荷コンプライアンス試験で得た SUS304 と SUS304L の  $J_0$  値、ならびに SUS316 (LN) 母材ならびに溶着金属部の  $J_i$  値と併せて示す。SUS304 母材と SUS304L 母材の  $J_i$  値は同じ材質の  $J_0$  値よりも小さく、また、SUS316 (LN) 母材の  $J_i$  値よりも小さい。また、COD 試験結果を鋼種別に整理して

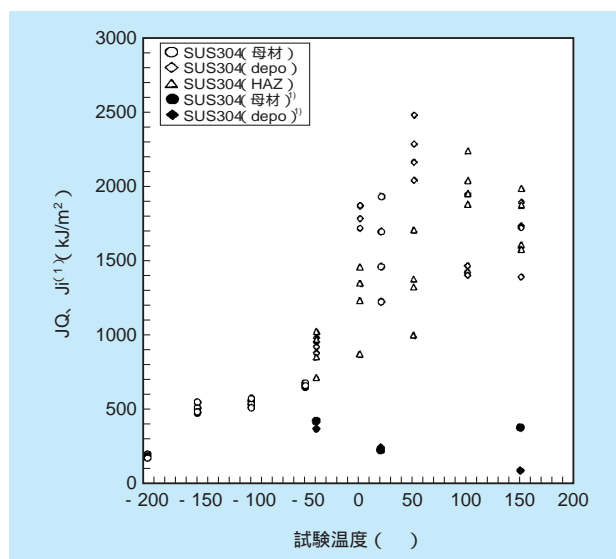


注 1) : 図中の SUS304、304L の小サイズ記号及び 316 (LN) は安定き裂成長開始時の J 積分値 ( $J_i$  値) を示す。

図5-4-7 SUS304、304L、316 (LN) 材の0.5T-CT試験片による破壊靱性値の温度依存性 (除荷コンプライアンス法(単一試験片法)による  $J_0$  値 + COD 試験法(多数試験片法)による  $J_i$  値)

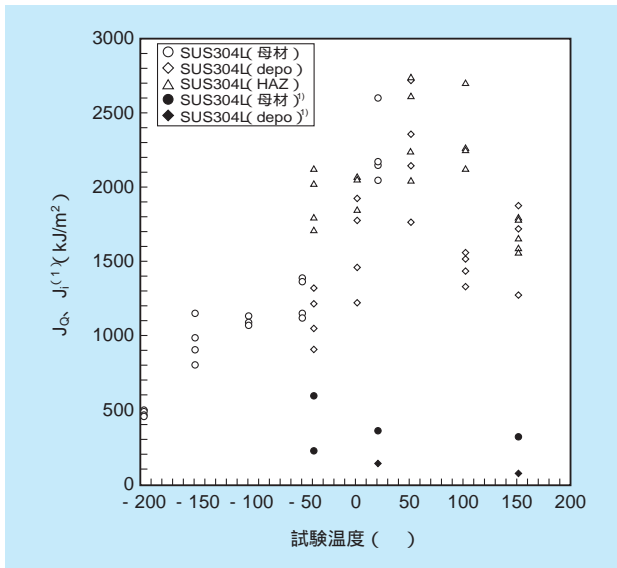
図 5-4-8 ~ 図 5-4-10 に示す。

また、得られた SUS304 母材の  $J_i$  値 (常温で 233 kJ/m<sup>2</sup>) と SUS304L 母材の  $J_i$  値 (常温で 363kJ/m<sup>2</sup>) を文献データ<sup>(2)</sup>の SUS304 母材の常温での値と比較すると、文献値のデータ数が少ないという難点はあるが、国



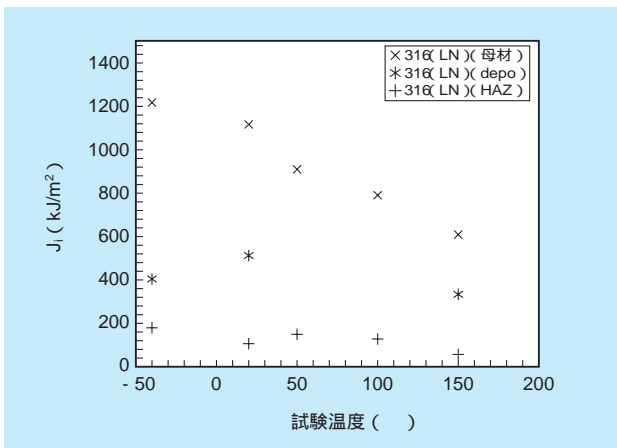
注 1) : 図中の黒抜き記号は安定き裂成長開始時の J 積分値 ( $J_i$  値) を示す。

図5-4-8 SUS304材の0.5T-CT試験片による破壊靱性値の温度依存性 (除荷コンプライアンス法(単一試験片法)による  $J_0$  値 + COD 試験法(多数試験片法)による  $J_i$  値)



注1)：図中の黒抜き記号は安定き裂成長開始時のJ積分値 (J値) を示す。

図5-4-9 SUS304L材の0.5T-CT試験片による破壊靱性値の温度依存性 (除荷コンプライアンス法(単一試験片法)による $J_0$ 値+COD試験法(多数試験片法)による $J_1$ 値)



注1)：図中の記号は全て安定き裂成長開始時のJ積分値 (J値) を示す。

図5-4-10 SUS316(LN)材の0.5T-CT試験片による破壊靱性値の温度依存性 (COD試験法(多数試験片法)による $J_i$ 値)

内データの $J_{IC}$ 値 (500 ~ 686kJ/m<sup>2</sup>)、国外データの $J_{IC}$ 値 (795 ~ 1148kJ/m<sup>2</sup>) よりもかなり小さな値を示し、靱性評価上は厳しい安全側の値が示された。

なお、COD試験後の破面観察より発生した安定き裂はいずれも延性破面であった。

### (3) 材料の破壊靱性値に関する総合評価

#### (a) 単一試験片法と複数試験片法

オーステナイト系ステンレス鋼の場合には炭素鋼の場合と異なりき裂先端の塑性変形量が大いことが知られている。このため、途中で破面を確認せず $J - a$ 曲線から途中のき裂進展量を類推する除荷コンプライアンス手法(単一試験片法)ではき裂の進展開始時の破壊靱性値を正確に抑えにくく、かつ、高めの値が得られるのに対し、その都度破面を割ってき裂の進展量を実測する多数試験片法によるき裂開口変位試験(COD試験)ではき裂の進展開始時の破壊靱性値を正確に取得しやすいものと推察される。

#### (b) き裂進展開始を評価するための破壊靱性値 - $J_0$ 値と $J_1$ 値 -

ステンレス鋼製のキャニスタのき裂進展開始を評価する際には、材料の破壊靱性値を用いる必要があるが、米国材料学会 (ASTM) 等による除荷コンプライアンス手法(単一試験片法)による $J_{IC}$ 試験方法を適用して得られる $J_0$ 値を材料の破壊靱性値として用いるよりも、英国規格BS 5762-1979に準拠し本確認試験で適用した多数試験片法によるき裂開口変位試験(COD試験)を適用して求めた $J_i$ 値を材料の破壊靱性値として用いる方がき裂の発生をより正確に、かつ、より安全側の評価を与えるものと示唆された。

#### (c) き裂進展を許容する場合の材料の破壊靱性評価式

多数試験片法によるき裂開口変位試験(COD試験)結果より、材料の破壊靱性値であるJ積分値を温度毎にき裂進展量との関係式として求めることができる。SUS304鋼の例を表5-4-2に示す。これらの式は、き裂進展を許容する場合の材料の破壊靱性評価式である。

#### (d) 微少なき裂進展を許容した材料の破壊靱性値 $J_{0.2}$

キャニスタ用ステンレス鋼においては材料の延性が高いため、0.2mmのオフセットラインとの交点を工学的なき裂発生源 $J_{IC}$ として定義するASTM規格を参考に、差し支えない範囲内でのき裂進展を許容できると仮定すると、評価に用いるべき材料の破壊靱性値は、例えば、表5-4-2の式中でき裂進展量  $a = 0.2\text{mm}$  とすることにより必要なJ積分値 ( $J_{0.2}$ ) を求めることができる。延性

表 5-4-2 COD 試験結果から求めた材料の破壊靱性評価式 (SUS304 鋼の例)

部位	試験温度 ( )	J 積分値 (N/mm) と き裂開口変位 (mm) との関係式	き裂開口変位 (mm) と き裂長さ a (mm) との関係式、 ならびに有効降伏強度 $\sigma_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	材料の J 積分値 (N/mm) と き裂長さ a (mm) との関係式
母材	- 40	$J = m \sigma_y$ $m = 1.73$	$= 0.70 a + 0.37, \sigma_y = 666$	$J = 806.5 a + 426.3$
	20		$= 0.96 a + 0.30, \sigma_y = 449$	$J = 745.7 a + 233.0$
	150		$= 1.24 a + 0.72, \sigma_y = 307$	$J = 658.6 a + 382.4$
溶着金属	- 40	$J = m \sigma_y$ $m = 1.66$	$= 0.82 a + 0.32, \sigma_y = 703$	$J = 956.9 a + 373.4$
	20		$= 0.92 a + 0.28, \sigma_y = 533$	$J = 814.0 a + 247.7$
	150		$= 1.22 a + 0.13, \sigma_y = 440$	$J = 891.1 a + 95.0$

表 5-4-3 COD 試験結果から求めた  $J_i$ 、 $J_{0.2}$ 、JQ 値ならびに き裂進展量 a (SUS304 鋼の例)

部位	試験温度 ( )	$J_i$ 値 (N/mm) ( a = 0mm)	$J_{0.2}$ 値 (N/mm) ( a = 0.2mm)	JQ 値	
				JQ 値 (N/mm)	a (mm)
母材	- 40	426	588	651	0.3
	20	233	382	941	0.9
	150	382	514	3.0E + 20	板厚貫通
溶着金属	- 40	373	565	1352	1.0
	20	248	411	1478	1.5
	150	95	273	1923	2.1

注) JQ 値のき裂進展量 a が 25mm 以上ある場合について板厚貫通と見なした。

の高いキャニスタ用ステンレス鋼においては  $J_{0.2}$  値を  $J_i$  値の代替として用いても差し支えないと考えられる。

(e)  $J_Q$  値適用の際の注意点

表 5-4-2 の例に示す靱性評価式を用いて、 $J_Q$  値のき裂進展量を推定するとともに、 $a = 0.2\text{mm}$  き裂が進展したときの  $J_{0.2}$  値を求めた結果を、き裂進展開始時の  $J_i$  値と比較した結果の例を表 5-4-3 にまとめて示す。

多数試験片法によるき裂開口変位試験 (COD 試験) を適用して求めた  $J_Q$  値については、表 5-4-3 の算出例に示す材料靱性評価式から判断するとかかなり大きいき裂進展量 (中には板厚貫通も) を許容した値も含まれているため、 $J_Q$  値をそのまま評価に用いることは望ましくない。 $J_Q$  値を適用する際には、想定されるき裂進展量が問題となるほど大きくないことを確認する必要がある。

材料の破壊靱性値としての種々の J 積分値を比較した結果を概念的に図 5-4-11 に示す。

(4) 延性き裂進展の判定条件

外力が負荷された時のキャニスタ溶接部の健全性評価に際しては、溶接残留応力と拘束を考慮した解析により外力としての J 積分評価曲線 (もしくは J 積分値) を

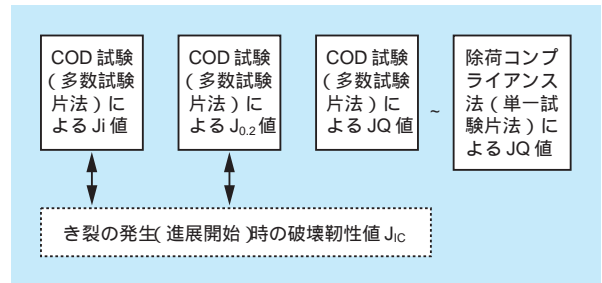


図 5-4-11 材料の破壊靱性値としての種々の J 積分値の比較概念図

求めて、材料の破壊靱性値 (材料の  $J_i$  値、or  $J_{iC}$  値、or  $J_i$  値、or  $J_{0.2}$  値) と比較し、その大小関係により、延性き裂が発生するか否かが判断できる。

即ち、

材料の破壊靱性値 (or  $J_{iC}$  値、or  $J_i$ 、or  $J_{0.2}$ ) > 外力としての  $J$  値 (あるいは J 積分値) 延性き裂は進展しない。

材料の破壊靱性値 (or  $J_{iC}$  値、or  $J_i$ 、or  $J_{0.2}$ ) < 外力としての  $J$  値 (あるいは J 積分値) 延性き裂は進展する。

：無次元化した J 積分値 (5-4 の (2) 項参照)、J 積分解析等<sup>(7)(8)</sup> から求められる。

## 5 - 5 高耐食型ステンレス鋼の破壊靱性特性

### (1) はじめに

コンクリートキャスクキャニスタには、放射性物質の密封機能が要求される。既にコンクリートキャスク貯蔵が行われている米国では、キャニスタにSUS304系ステンレス鋼が使用されているが、中間貯蔵施設が沿岸部に立地される可能性がある我が国では、冷却空气中に含まれる海塩粒子に起因する塩化物応力腐食割れ (ESCC) の発生が懸念される。このため、従来のSUS304系やSUS316系のステンレス鋼に代わる高耐食性のステンレス鋼 (SUS329J4L、YUS270) の採用が検討されている<sup>(1) - (3)</sup>。これらの高耐食性候補材を使用するためには、ハンドリング時の落下事故等においてもキャニスタが破損する可能性の無いことを示す必要がある。キャニスタの蓋は、使用済み燃料を収納後に本体へ溶接されるため、溶接部の形状は部分溶込み溶接となり、裏波の形成を確認することができない。このため、蓋部溶接部に対しては溶接初層に欠陥を想定した構造健全性評価が必要となる。一般に欠陥を有する構造物の健全性は、破壊力学により評価されるが、これを行うためには想定される使用条件での材料の破壊靱性値が必要となる。破壊靱性値は、同一規格内の材料であっても、製造方法や熱処理、板厚などにより異なる可能性があるため、実機キャニスタと同じ条件で製造された材料を用いて評価することが重要である。特に破壊靱性特性が溶接方法・条件に大きく依

存する溶接部については、実機を再現した溶接部を用いた評価が不可欠である。しかし、これらの高耐食性候補材のキャニスタ溶接部における破壊靱性特性は明らかにされていない。このため本研究では、2種類の高耐食性候補材のキャニスタ溶接部での破壊靱性特性の解明を目的に、キャニスタ蓋部を模擬した溶接継ぎ手の母材、溶接熱影響部および溶着金属に対して試験温度をパラメータとする弾塑性破壊靱性試験を実施した<sup>(4)</sup>。

### (2) 実験方法

#### (a) 供試材および試験片

高耐食性材料を使用するキャニスタの2次蓋溶接部を模擬した溶接継ぎ手を製作し、これを供試材とした。

##### SUS329J4L 継ぎ手材

母材：SUS329J4L (JIS G4304-1999<sup>(5)</sup>)

溶接金属：SUS329J4L 相当材

##### YUS270 継ぎ手材

母材：YUS270 (ASME SA240 S31254<sup>(6)</sup> 相当材)

溶接金属：Alloy 625相当材 (JIS Z3334 YNiCrMo-3<sup>(7)</sup>)

各供試材の化学組成を表5-5-1および表5-5-2に示す。溶接には実機と同じTIG溶接を用い、溶接条件も実機と同条件とした。開先形状は、実機溶接部とほぼ同等の形状としたが、溶接熱影響部 (Heat Affected Zone:

表5-5-1 SUS329J4L継ぎ手材の化学組成 (wt%)

		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	W	N
Base metal	Spec.	0.030	1.00	1.50	0.040	0.030	.	5.5 ~	24 ~	2.5 ~	.	0.08 ~
	Sample	0.01	0.41	0.45	0.024	0.001	0.49	6.88	25.67	3.33	0.4	0.23
	Weld metal	0.016	0.3	0.5	0.008	0.002	0.49	9.06	25.28	3.06	1.96	0.22

表5-5-2 YUS270継ぎ手材の化学組成 (wt%)

		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Fe	N	Nb+Ta	Al	Ti
Base metal	Spec.	0.020	0.80	1.00	0.030	0.015	0.5 ~	17 ~	19 ~	5.5 ~	.	0.16 ~	.	.	.
	Sample	0.013	0.51	0.55	0.023	0.001	0.62	17.84	19.84	6.92	.	0.19	.	.	.
	Weld metal	0.02	0.13	0.11	0.009	0.001	0.14	55.88	21.59	8.34	0.19	.	2.88	0.3	0.31

表5-5-3 溶接条件

Condition	SUS329J4L	YUS270
Welding method	TIG	TIG
Welding wire	DP3WT	YNiCrMo-3
Welding current ( A )	250 ~ 300	150 ~ 250
Welding voltage ( V )	11.5	9
Number of pass	35	20

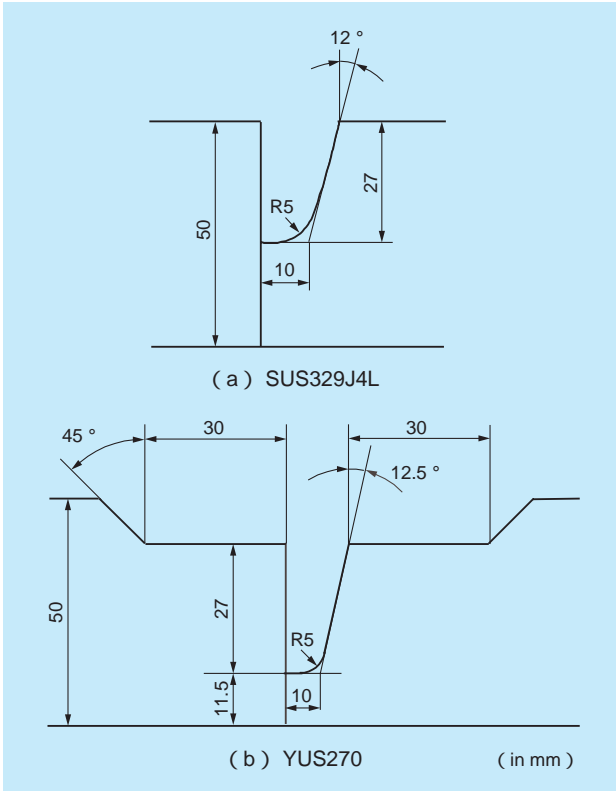


図5-5-1 開先形状

HAZ)より試験片を採取するため、片側の開先を垂直に立てた形状とした。各供試材の溶接方法及び開先形状をそれぞれ、表5-5-3、図5-5-1に示す。

試験片には、サイドグループ付きの1インチ厚さのコンパクトテンション型(1TCT)試験片を用いた(図5-5-2)。各供試材のそれぞれ、母材、溶接金属、HAZより図5-5-3に示す方法で試験片を切り出した。肉厚方向採取位置は、事前に実施したシャルピー衝撃試験の結果から、母材の板厚方向の最弱部を代表すると考えられる位置とした。

(b) 試験方法

破壊靱性試験には、ASTM E1820-99<sup>(8)</sup>に基づく、除荷コンプライアンス法を用いた。本法は、荷重負荷の途

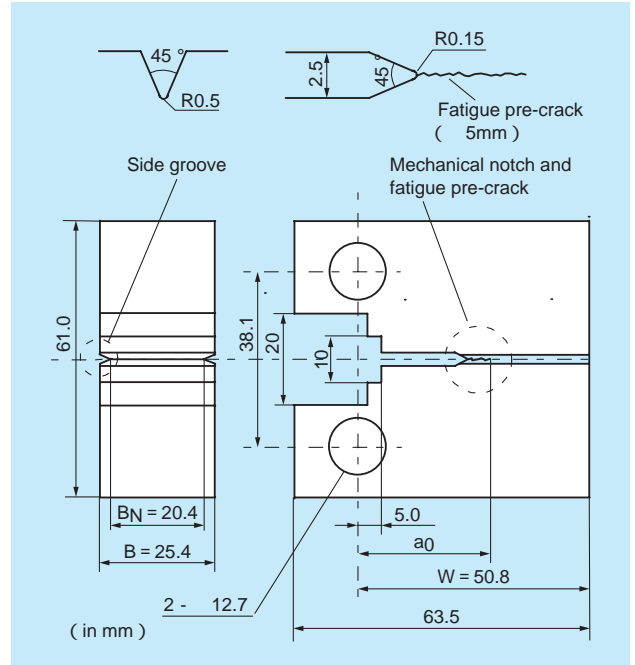


図5-5-2 CT試験片の寸法・形状

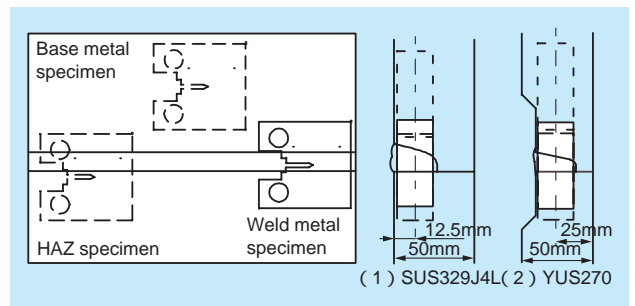


図5-5-3 溶接継ぎ手からの試験片採取方法

中で除荷を繰り返し行い、このときの荷重、 $P$ と荷重線変位、 $V_{LLD}$ の関係より試験片に付与したエネルギー、 $J$ とき裂進展量、 $a$ の関係を得るものである。試験時に測定した $P-V_{LLD}$ 関係より求めた $J-a$ 関係を最小自乗法により指数関数に近似し、き裂進展抵抗( $J-R$ )曲線を得た。 $J-a$ 関係の線形部分に対する最小自乗近似により得た鈍化直線を $V_{LLD}$ で0.2mmオフセットした直線と $J-R$ 曲線との交点における $J$ 値を破壊靱性値、 $J_Q$ とした。 $J_Q$ が試験片寸法やき裂の均一進展およびデータの信頼性に関する要求を全て満足した場合は、 $J_Q$ を有効な破壊靱性値、 $J_{IC}$ とした。

(c) 試験条件

キャニスタ温度は、収納燃料、冷却空気条件や貯蔵時間などに依存するため、想定される温度範囲において破

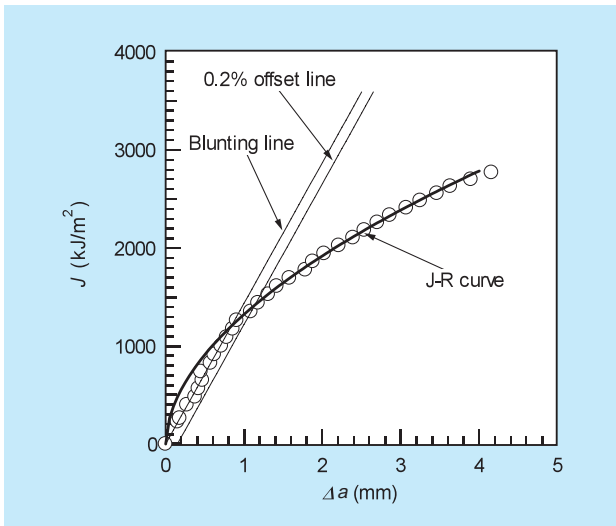


図5-5-4 J- $\Delta a$  関係の例

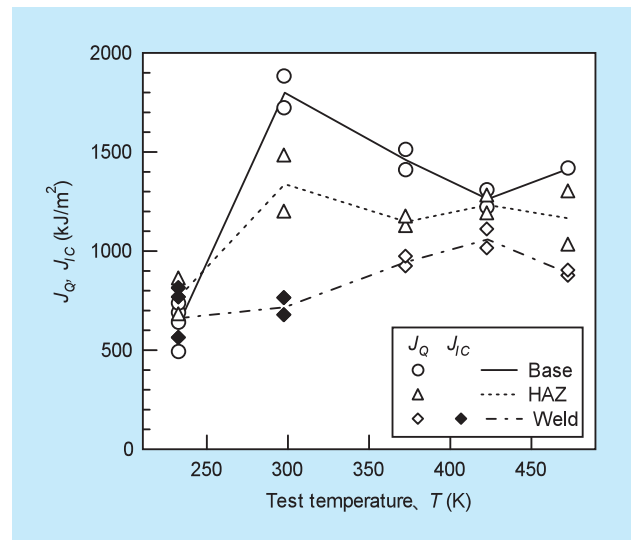


図5-5-5 SUS329J4L継ぎ手材の破壊靱性値と温度の関係

破壊靱性特性を把握することが重要である。これを踏まえて試験温度には以下の5温度条件を選択した。

試験温度：233K、298K、373K、423K、473K

各温度条件における繰返し数は、各供試材の各試験片採取位置に対して2以上とした。

### (3) 実験結果

供試材、試験片採取部位、試験温度によらず、全ての試験片で延性き裂の進展が認められた。不安定破壊をした試験片は存在せず、本候補材の高い靱性が示唆された。図5-5-4にJ- $\Delta a$ 関係(図中の○)とJ-R曲線の例を示す。一部の試験片では、 $\Delta a$ が小さい領域でJ- $\Delta a$ 関係に乱れが認められる場合があったが、多くの試験では、本例のように安定したJ- $\Delta a$ 関係が得られた。SUS329J4L継ぎ手材およびBの $J_Q$ と温度の関係をそれぞれ、図5-5-5および図5-5-6に示す。SUS329J4L継ぎ手材の母材の $J_Q$ は、233Kで最小の約600kJ/m<sup>2</sup>を、298Kで最大の約1800kJ/m<sup>2</sup>を示した。以後、温度の増加に伴い若干減少し、473Kで約1500kJ/m<sup>2</sup>となった。HAZの $J_Q$ の温度依存性は母材と同じ傾向を示し、 $J_Q$ の値は母材とほぼ同じか、若干小さい値を示した。溶接金属の $J_Q$ は、233Kで母材とほぼ同じ値を示した後、温度の増加とともに増加し、423Kで最大値(約1000kJ/m<sup>2</sup>)を示した。

図5-5-6は、YUS270継ぎ手材の結果であるが、母材および溶接金属の $J_Q$ の平均値は、233Kで約900kJ/m<sup>2</sup>と420kJ/m<sup>2</sup>をそれぞれ示した後、温度の増加に伴い単調

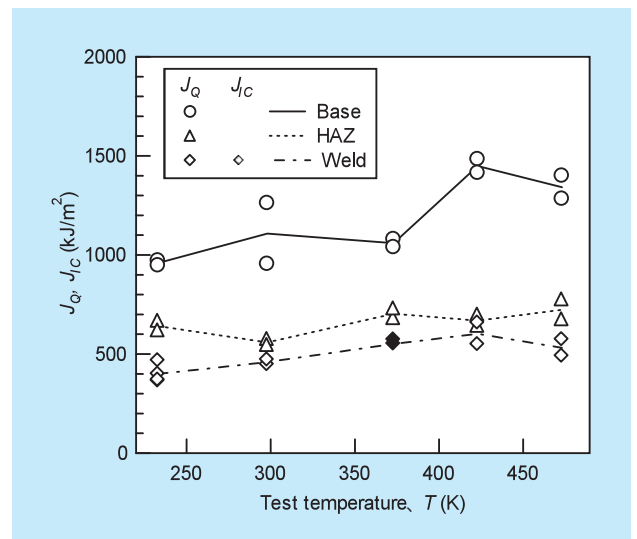


図5-5-6 YUS270継ぎ手材の破壊靱性値と温度の関係

に増加し、473Kでは、約1400kJ/m<sup>2</sup>と約550kJ/m<sup>2</sup>を示した。HAZの $J_Q$ は、各温度において溶接金属の値よりも若干大きな値を示した。全ての試験温度で最小の $J_Q$ を与える部位は、溶接金属であった。

$J_{IC}$ は、SUS329J4L継ぎ手材の溶接金属の233Kと298KおよびYUS270継ぎ手材の溶接金属の373Kのみで得られた。その他の試験条件では、ASTM E1820の有効性に関する要求の内の試験片寸法要求を満足することができず、 $J_{IC}$ を得ることができなかった。 $J_{IC}$ 得るためには、試験片寸法を大きくする必要があるが、実機溶接部の板厚を考えると、寸法要求を満足する試験片を採

取することは難しい。304ステンレス鋼や低合金鋼などで、小型のCT試験片で得られたき裂進展抵抗、J-Rや破壊靱性、 $J_{IC}$ は、より大型のCT試験片と同等もしくは小さいという結果が報告されている<sup>(9)-(12)</sup>。また、本研究で得られた $J_{IC}$ は全て $J_Q$ のばらつきの範囲内にあることから、本試験で得られた $J_Q$ の値は、 $J_{IC}$ の値を同等もしくは、保守的に評価していると考えられる。米国で既にキャニスタ材としての使用実績がある304系ステンレス鋼の破壊靱性値は、軽水炉配管溶接部対象としたものを含めほとんど得られていないが、304系や316系ステンレス鋼の273K～室温付近での $J_{IC}$ は、母材で500～1150kJ/m<sup>2</sup>程度、TIG溶接部で200～600kJ/m<sup>2</sup>程度であるという報告がある<sup>(13)-(16)</sup>。両供試材の室温での $J_Q$ は、これらの値と同等かそれ以上であり、両供試材は、304系や316系ステンレス鋼と同等、もしくはそれ以上の靱性を有すると言える。

#### (4) まとめ

コンクリートキャスクキャニスタ用の高耐食性候補材であるSUS329J4LとYUS270について実機蓋部溶接部を模擬した溶接継手の母材、HAZ、溶接金属から試験片を採取し、温度をパラメータとする破壊靱性試験を実施した。得られた結果は、以下のようにまとめられる。

- ・ SUS329J4Lの母材とHAZの破壊靱性値 $J_Q$ は、233Kで最小値を、室温で最大値を示した後、温度の増加と共に若干減少した。溶接金属の $J_Q$ は、試験温度と共に増加した。YUS270では試験片採取位置によらず $J_Q$ は、試験温度と共に増加した。
- ・ 両供試材共に溶接部の破壊靱性値は、母材、HAZと同等かより小さい値を示し、キャニスタ溶接部の健全性評価を行う際には、溶接金属の破壊靱性値を用いて評価を行えばよいことが明らかになった。

上記の結果は、日本機械学会のキャニスタ設計規格<sup>(17)</sup>において、健全性評価手法の選定する際の参考データとして用いられた。