

(論文)

厚板 T 継手の脆性き裂停止挙動に対する鋼板特性の影響

Effect of Steel Toughness on Brittle Crack Arrest Behavior of T-weld Joint Structure Using Thick Plates



田村栄一*¹(工博)
Dr. Eiiichi TAMURA



中川知和*²(工博)
Dr. Tomokazu NAKAGAWA



堤 一之*²
Kazuyuki TSUTSUMI



古川直宏*³
Naohiro FURUKAWA

Brittle crack arrest properties in ship construction have become more important as shipbuilding steel plates become thicker and stronger. There have been indications that steel toughness can have the effect of arresting brittle crack initiating in a welded joint; however T-weld joints of an actual large structure has not been well investigated. In this report, the brittle crack length and steel toughness were found to affect brittle crack arrest behavior. Furthermore, it was suggested that a horizontal plate with sufficiently large K_{ca} can arrest brittle cracks even for the T-weld joint of an actual large-scale structure.

まえがき＝コンテナ船の大形化は、積載貨物量が増大することによる 1 航海あたりの収入増加につながるだけでなく、渡航回数が減少することによる CO₂ 削減効果にもつながり、環境負荷低減にも寄与する。また、近年の中国をはじめとする東アジア経済の急速な発展に伴い、海上輸送需要は増大しており、コンテナ船をはじめとする輸送船の大形化は顕著となっている¹⁾。

コンテナ船は上甲板に大開口を設けた構造になっており、船体縦強度部材には高強度の極厚板が使用されている。船形の大形化に伴い、使用される鋼材に対してはさらなる高強度化・厚板化が求められている²⁾。一方、厚板大入熱溶接部に万一脆性き裂が発生した場合、溶接部に沿ってき裂が直進伝播（でんぱ）するとの実験結果も得られており¹⁾、厚板大入熱溶接継手を船体構造に適用することに問題提起がなされている。近年のコンテナ船の大形化への要求を満足すると同時に十分な安全性を保障するためには、厚板大入熱溶接部を伝播する脆性き裂を確実に停止させる技術が必要である。

コンテナ船の上甲板部は、ハッチサイドコーミング（縦強度部材の一部）と強力甲板（アッパーデッキ）との T 溶接継手構造となっている（図 1）。本構造では、甲板母材の脆性き裂停止性能が一定のレベルで確保されていれば、継手位置をずらすことによってハッチサイドコーミングの溶接部に沿って直進伝播する脆性き裂を強力甲板母材部へ突入させ、脆性き裂の伝播を停止させることが可能と考えられ、これまでもいくつかの検討がなされている^{3)~6)}。著者らの検討^{5), 6)}でも、強力甲板にある程度以上の脆性き裂停止性能 (K_{ca}) を有する鋼板を使用することによって脆性き裂の伝播を停止できることを示唆している。しかしながらいずれの検討も、実際の船体構造に比べると小さい寸法での模擬試験で検討せざる

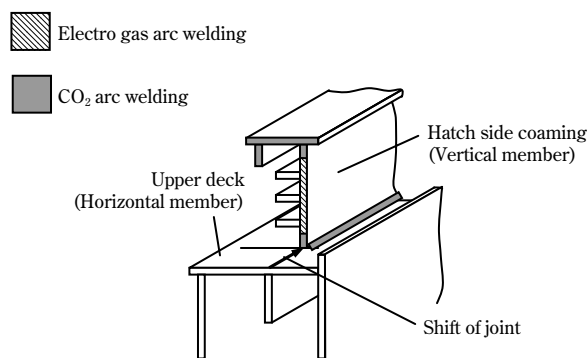


図 1 ハッチコーミング部近傍の構造
Fig. 1 Construction around hatch coaming

を得ず、実際の船体構造で想定される長大き裂を停止させるのに必要な鋼板の K_{ca} は明確にはなっていない。

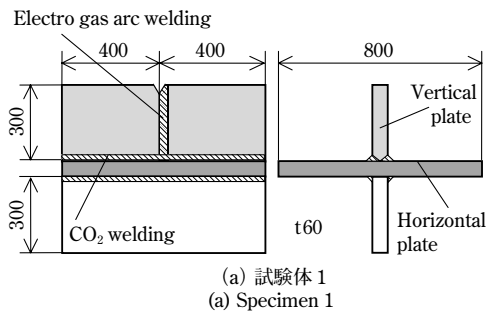
そこで、ハッチサイドコーミングと強力甲板の T 継手を模擬した大形構造試験体に対し、試験体寸法および強力甲板模擬部材の K_{ca} を変化させた脆性破壊試験を実施することによって長大脆性き裂の停止性能への影響を検討した。本稿ではその概要を紹介する。

1. 試験方法

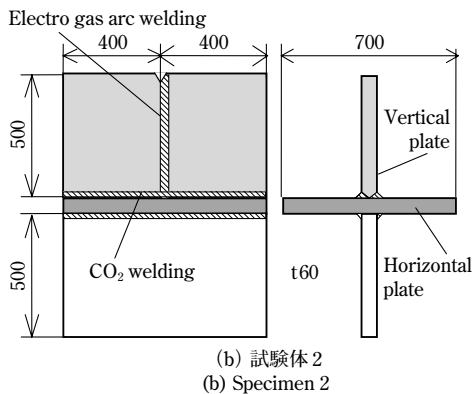
1.1 試験体形状

ハッチサイドコーミングと強力甲板の T 継手を模擬するため、板厚 60mm の鋼板を使用した完全溶込 T 継手試験体を製作した。ここでは、横板部材（強力甲板を模擬）に達するまでのき裂長さの影響を調べるため、縦板部材（ハッチコーミングを模擬）の寸法を変化させた 3 種の試験体形状（試験体 1～3）で実験を行った（図 2 (a)～(c)）。縦板部材は、2 枚の鋼板をエレクトロガスアーク溶接（以下、EG 溶接という）による突合せ溶接とし、縦板部材と横板部材の接合は完全溶込の CO₂ 溶接とし

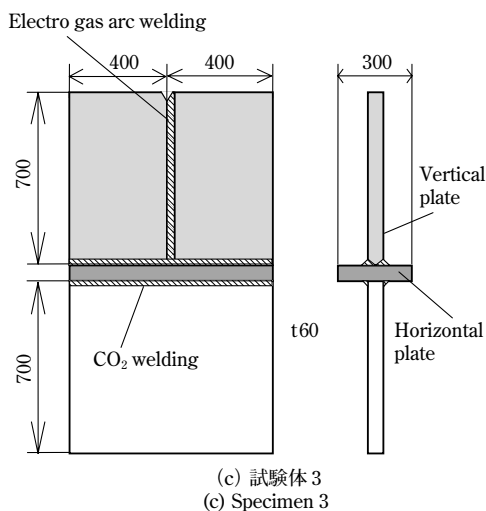
*¹技術開発本部 材料研究所 *²技術開発本部 機械研究所 *³鉄鋼事業部門 厚板商品技術部



(a) 試験体 1
(a) Specimen 1



(b) 試験体 2
(b) Specimen 2



(c) 試験体 3
(c) Specimen 3

図 2 試験体形状

Fig. 2 Dimension of specimens (Unit : mm)

た。表 1 に溶接条件を、図 3 に完全溶込溶接部の断面マクロ写真例を示す。

1.2 使用鋼板

縦板部材用の鋼板（鋼板 A）は前報⁶⁾と同じ鋼板を使用した（ $YS=520\text{MPa}$, $TS=619\text{MPa}$ ）。本検討では、横板部材用鋼板の K_{ca} の影響を調べるため、横板部材用鋼板として K_{ca} の異なる 2 種類の鋼板（鋼板 B および C）を用いた。鋼板 B および C の -10°C における K_{ca} は、それぞれ $4,200\text{N/mm}^{3/2}$ および $7,360\text{N/mm}^{3/2}$ である。なお、鋼板 B と C の強度クラスは同等である。表 2 に試験体番号と各試験体の使用鋼板を示す。

1.3 試験方法

試験機は最大荷重 30MN の引張試験機を用いた。試験状況の概略を図 4 に示す。なお、試験体に対して均一の応力を加えるべく、試験機と試験体の間には治具を配した。試験体温度は試験体の数箇所に貼付した熱電対により監視し、設定温度である -10°C 均一状態で 30 分以上保

表 1 試験体 1 の溶接条件

Table 1 Welding condition for specimen 1

Electro gas arc welding	Welding method	Electro gas arc welding
	Welding consumables	DWS-1LG/ ϕ 1.6mm, CO_2
	Welding conditions	Heat input : 35kJ/mm
Full penetration welding	Welding method	CO_2 arc welding
	Welding consumables	DW-55E/ ϕ 1.2mm, CO_2
	Welding conditions	Welding current : 190~236A Welding voltage : 23~29V Welding speed : 18~60cm/min

表 2 試験体番号と使用鋼板（縦板部材には鋼板 A を使用）

Table 2 Steels used for the specimen (Steel A was used for vertical plate)

Specimen	Dimension of Specimen	Horizontal plate (Upper deck)
		K_{ca} at -10°C ($\text{N/mm}^{3/2}$) (Material)
1	Fig.2(a)	4,200 ($\text{N/mm}^{3/2}$) (Steel B)
2-1	Fig.2(b)	7,360 ($\text{N/mm}^{3/2}$) (Steel C)
2-2		
3	Fig.2(c)	

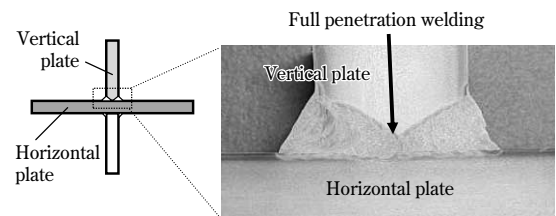


図 3 完全溶込溶接部の断面マクロ写真例（試験体 1）
Fig. 3 Cross section of T-weld joint of specimen 1

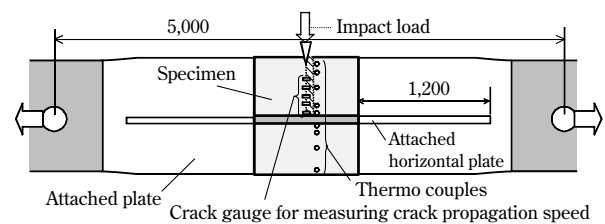


図 4 T 継手試験の概要

Fig. 4 Schematic illustration of experiment for T-weld specimen

持した後に試験を開始した。引張荷重は、横板部材の数箇所に貼付したひずみゲージ測定値の平均が 257MPa （強力甲板の設計応力）となるよう設定した。

上述の温度および荷重条件下で、試験体上部のノッチ部に衝撃荷重を加え、脆性き裂を発生させた。

なお、脆性き裂進展速度が十分に高くない場合などには脆性き裂発生後に試験体に加わる荷重が低下し、試験結果に影響を及ぼす可能性が考えられる。このため本試験では、治具にもひずみゲージを配置して脆性き裂発生後の治具部のひずみを測定することにより、脆性き裂発生後の荷重挙動を監視した。

2. 試験結果

2.1 縦板部材での脆性き裂進展挙動

いずれの試験でも脆性き裂は、発生直後から EG 溶接部に沿って直進伝播した。脆性き裂が T 継手部に到達する直前のき裂伝播速度は $500\sim 700\text{m/s}$ であった。なお、

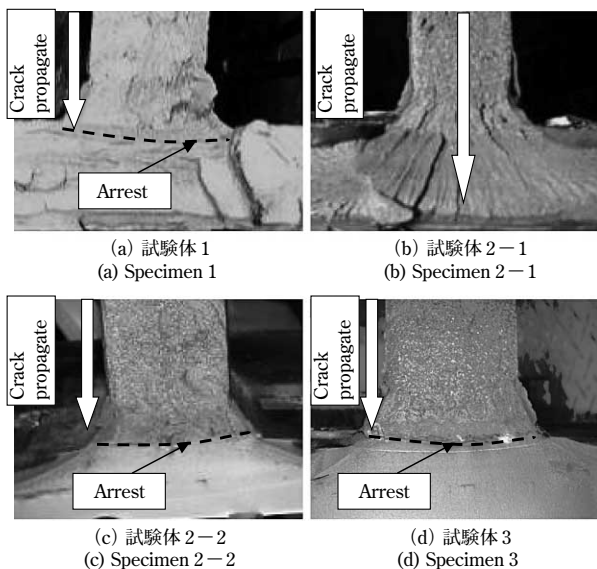


図5 試験結果 (破面写真)
Fig. 5 Test results (fracture surface)

治具に配したひずみゲージ測定においても、き裂進展に影響を及ぼす荷重低下は確認されなかった。

2.2 横板部材での脆性き裂伝播停止挙動

各試験後の破面写真を図5 (a)~(d) に示す。なお、本試験にて横板部材が破壊しなかった場合は、試験後に引張負荷を加えて強制的に延性破壊させた。

試験体1 (縦板部材高さ (H) = 300mm, 横板部材: 鋼板B) に対する試験では、図5 (a) からわかるように、縦板部材のEG溶接部を伝播した脆性き裂はT継手部を介して鋼板Bに進展するが、その進展量は鋼板Bの板厚に比べ十分に小さく、脆性き裂は鋼板Bに進展直後に停止していることがわかる。

試験体2-1 (H = 500mm, 横板部材: 鋼板B) では、脆性き裂は停止せず横板部材端部まで脆性き裂が進展した (図5 (b))。

試験体2-2 (H = 500mm, 横板部材: 鋼板C) では、T継手部を介して鋼板Cに約6~8mm進展した後に停止した (図5 (c))。

試験体3 (H = 700mm, 横板部材: 鋼板C) では、T継手部を介して鋼板Cに約6~8mm進展した後に停止した (図5 (d))。

3. 脆性き裂伝播の停止特性に対する影響因子に関する考察

3.1 横板部材用鋼板の K_{ca} の影響に関する考察

試験体2-2は、試験体2-1と同じ試験体形状 (H = 500mm) でありながら試験体2-1とは異なり、き裂が停止した。これに対しては、試験体2-2の横板部材用鋼板の K_{ca} が試験体2-1に比べ高いためと考えられ、T継手部に対しても横板部材用鋼板の K_{ca} が脆性き裂伝播停止特性に大きく影響を与えられられる。

3.2 試験体寸法 (脆性き裂長さ) の影響に関する考察

3.2.1 試験体1および2-1の比較

試験体1 (H = 300mm) では脆性き裂は横板部材に進展した直後に停止した。一方、試験体2-1 (H = 500mm)

では、試験体1と同じ K_{ca} の横板部材でありながら脆性き裂は停止しなかった。これに対しては縦板部材高さ H が異なる点が要因として考えられる。すなわち、試験体2-1の方が H が大きいため、き裂が横板部材に達したときのき裂先端における応力拡大係数 K 値が試験体1に比べ大きくなり、横板部材用鋼板の K_{ca} を上回ったためき裂進展したと考えられる。

3.2.2 試験体2-2および3の比較とさらなる長大き裂での脆性き裂伝播停止特性の可能性

試験体3では、横板部材に達したときのき裂長さが試験体2-2に比べ大きいにもかかわらずき裂停止した。これに対しては、試験体3でのき裂長さ条件においても、依然としてき裂先端の K 値が横板部材用鋼板の K_{ca} を下回ったためと考えられる。

町田ら⁷⁾によれば、高速で伝播する脆性き裂では塑性域の発達が抑制され、き裂長さの増大に対して K 値は飽和する (ほぼ一定となる) との考察を行っている。試験体3の実験においても同様の K 値飽和現象が発生している場合、より長大なき裂においても K 値は増大せず、横板部材に鋼材Cを使用すればき裂停止すると考えられる。ただし、脆性き裂伝播時の K 値の飽和現象に対しては、脆性き裂先端の K 値を評価することが困難であることからその挙動は十分に把握されていない。そこで本検討では、T継手試験での縦板部材を伝播する脆性き裂の K 値飽和挙動の評価をひずみゲージ測定を活用して試み、長大脆性き裂を停止させるために必要な横板部材用鋼板特性の考察を行った。

4. 長大脆性き裂伝播を停止するための必要鋼板特性に関する考察

4.1 K 値飽和挙動に対する検討の概要

ここでは、脆性き裂伝播時の K 値飽和挙動を調べるため、試験体3での実験において、溶接部 (すなわち、き裂進展経路) の近傍にひずみゲージを貼付し (図6)、き裂通過時のひずみを評価した。き裂先端近傍のひずみ分布はき裂先端の K 値に対応して変化すると考えられ、ひ

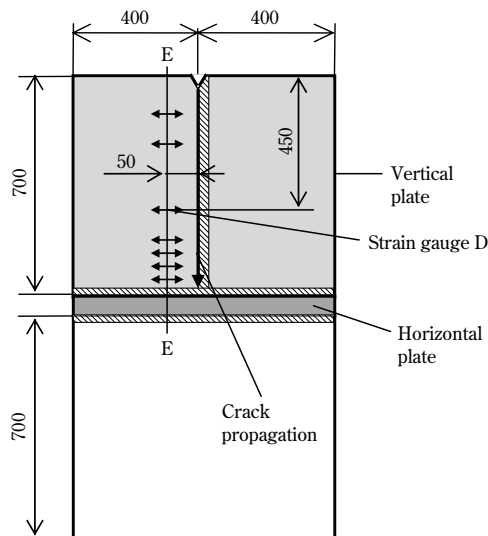


図6 脆性き裂進展経路近傍のひずみゲージ貼付位置概要
Fig. 6 Schematic illustration of strain gauge measurement along crack path

ずみの挙動から K 値の挙動を考察した。

ひずみゲージの測定値例を図7に示す。図中には脆性き裂がひずみゲージの真横を通過した時刻（クラックゲージ測定で評価）も併せて示した。図より、脆性き裂がひずみゲージの真横を通過する直前にひずみ測定値は最大となることがわかる。これは、き裂先端近傍ではき裂の真横よりも斜め前方が高ひずみとなるためと考えられる。ひずみが最大となる時刻とき裂がひずみゲージの真横を通過する時刻との差は、図7中に示すようにおよそ0.042msであり、並行して測定したき裂進展速度（同等のき裂長さにおいてはおよそ636m/s）を考慮すると、これはき裂進展長さ26.7mmに相当する。一方、詳細は省略するが、線形破壊力学から計算されるき裂先端とひずみ最大位置との間の距離は、今回の位置関係（き裂経路から50mm横で測定したひずみ）で計算すると、き裂進展方向で約20mmとなる。この値と今回の計測結果との間には大きな差異はないと考えられ、本ひずみ測定によるき裂先端近傍のひずみ分布評価の妥当性が確認できる。

ここでは、各ひずみゲージ測定値の最大値を抽出し、さらにひずみが最大となる際のき裂長さをひずみ進展速度から推定し、ひずみ測定最大値—き裂長さ関係として整理を行った。

4.2 ひずみ測定結果

ひずみ測定最大値とき裂長さの関係を図8に示す。図8より、き裂長さがおよそ500mmを越える時点からひずみ測定最大値がほぼ一定となる傾向がみられる。また、き裂が横板部材に到達する直前（約50mm手前）からひずみが急激に低下する現象がみられる。

本測定結果と比較するため、試験体3に対して有限要素法（FEM）解析を行った。解析モデルを図9に示す。ここでは、図中 z 方向に関して1/2構造を対象にソリッド要素を用いてモデル化した。板厚方向に対し、横板部材は3分割、縦板部材は6分割とした。また、き裂進展部近傍は要素サイズを最小5mmまで細分化し、計算精度を向上させた。また、縦板部材の上端部に板厚貫通き裂（き裂長さ0~700mm、き裂先端は直線形状）をモデル化した。

なお、脆性き裂は高速（試験体3の場合最大700m/s）で伝播することから、き裂伝播中の試験体の変形も極めて高速となる。これにより、ひずみ速度依存性の影響を受けてとくにき裂先端周辺の降伏強度は極めて高くなり、またき裂開口量も極めて小さくなる。これを静的解析で模擬する手法として、本来は片側き裂である試験体を中央き裂の試験体に変換して弾性計算されることが多い。今回も図9のF部（試験体上部部に相当）を対称境界条件とし、中央き裂に置換えて静的弾性解析を行った。計算では、解析モデル端部に図中矢方向の一樣荷重を加え、公称応力が257MPaとなるよう荷重設定した。なお、試験体の荷重方向長さは5,000mmとし、図4に示した実験時の荷重点間距離と合わせた。解析ソルバはABAQUS6.5⁸⁾を使用した。

解析結果からは、ひずみゲージ貼付位置に相当する箇所（図6中のE—E線分上）での x 方向ひずみ最大値を

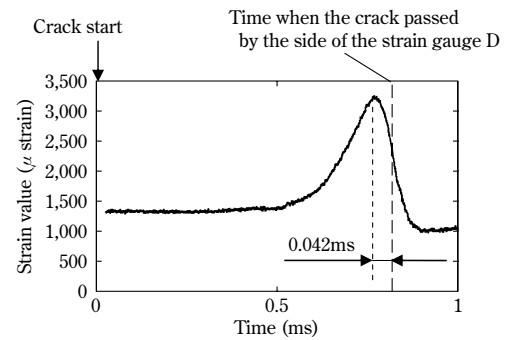


図7 脆性き裂通過時のひずみゲージ測定一例（ひずみゲージD）
Fig. 7 Strain behavior of strain gauge D in Fig.6

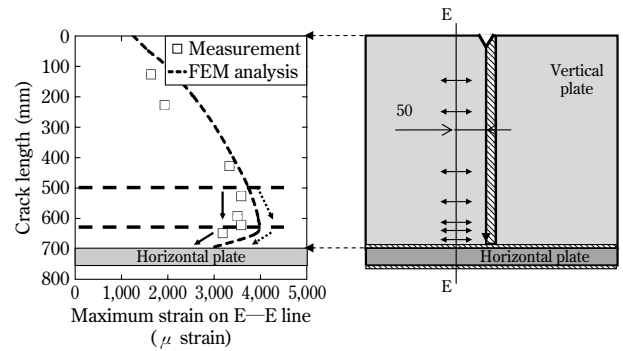


図8 脆性き裂進展時のき裂先端真横位置のひずみとき裂長さとの関係
Fig. 8 Relationship between crack length and maximum strain on E—E line in Fig.6

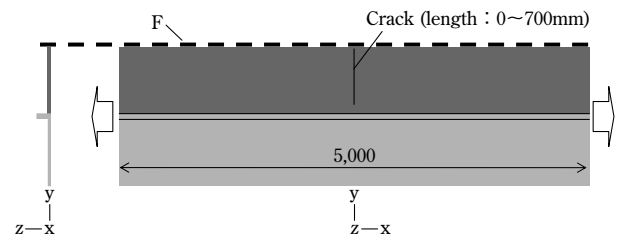


図9 試験体3に対するFEMシミュレーションモデル
Fig. 9 FEM analysis model for specimen 3

抽出し、き裂長さとの関係を整理した。その結果を図8中に破線で示す。前述のとおり、本解析は高速変形挙動を静的弾性解析に置換えたものであるため、定量的には実測結果とは必ずしも一致しないが、定性的には実測結果との比較は可能と考えられる。図8より、実測結果と同様に、き裂が横板部材に到達する直前（約50mm手前）でひずみが急激に低下する挙動がみられ、横板部材によりき裂先端前方の剛性が高まったためと考えられる。一方、実測結果でみられたようなき裂長さ500mm以上の領域でのひずみ飽和現象はみられない。

き裂先端部のひずみ分布に対しては、き裂長さに加えき裂進展速度も大きく影響を与え、今回のひずみ飽和挙動に対しても、急激なき裂進展挙動の変化が影響を及ぼしている可能性が考えられる。そこで、脆性き裂進展速度の変化の影響を調べるため、試験体3の試験における脆性き裂進展速度（クラックゲージで測定）とき裂長さの関係を図10にまとめた。図よりき裂長さが約200mm以上になると、脆性き裂は約630~720m/sの十分に高い速度で安定して進展していることがわかる。

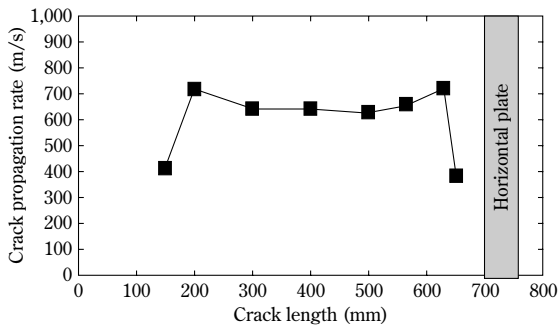


図10 試験体3における脆性き裂進展速度とき裂長さの関係
Fig.10 Relationship between brittle crack propagation rate and crack length

図8では、き裂長さが約500～620mmの領域においてひずみ測定値がほぼ一定となったが、図10では同じき裂長さにおいてき裂進展速度に顕著な変化はみられず、き裂進展挙動自体に大きな変化は生じていないことがわかる。なお、図10ではき裂長さ630mmにおいて約50m/sのき裂進展速度の上昇がみられ、き裂先端周囲への影響も考えられるが、一方でき裂長さ566mmにおいては顕著なき裂進展速度の上昇はみられない。図8においてひずみの飽和挙動はき裂長さ500mm～620mmにおいて生じていることから、図10の同領域でみられる程度のき裂進展速度の変化量の差は、ひずみ飽和挙動に影響していないと考えられる。

4.3 K値飽和挙動および必要鋼材特性に関する考察

前節の結果より、実測結果でみられたひずみ飽和現象は、脆性き裂進展速度の変化とは対応しておらず、脆性き裂進展挙動の変化に関連するものではないことがわかる。一方で、FEM静的弾性解析では考慮できない動的な効果が影響を及ぼしていると考えられる。上述のとおり、き裂近傍のひずみ分布はき裂先端のK値と対応関係があるため、試験体3ではき裂先端のK値も飽和している可能性がある。これが、前述の町田らの考察と対応すると考えると、さらなる長大き裂の条件においてもK値は同一値に飽和し、試験体3と同様に鋼板Cを横板部材（例えば強力甲板）に使用していれば脆性き裂は停止すると推察される。

むすび＝本検討では、ハッチサイドコーミングと強力甲板の継手部を模擬した大形継手試験体を用い、縦板部材（ハッチサイドコーミングを模擬）溶接部から発生した脆性き裂の停止特性に対する、横板部材（強力甲板を模擬）用鋼板の特性の影響を、試験体寸法の影響も考慮に入れて調査した。その結果、以下の知見が得られた。

- ・横板部材用鋼板の K_{ca} および試験体寸法（脆性き裂長さ）はき裂の停止性能に大きな影響を及ぼし、 $K_{ca}=7,360 \text{ N/mm}^{3/2}$ の鋼板Cを使用した場合には、本検討で使用した最も大きな寸法の試験体においてもき裂停止することが確認できた。
- ・試験体3での試験時に実施したひずみ測定より、き裂先端近傍のひずみ分布はあるき裂長さ以上になるとき裂進展中に飽和する現象が確認された。
- ・き裂先端近傍のひずみはK値と対応関係があると考えられることから、試験体3での脆性き裂伝播試験においては、き裂進展中にK値が飽和している可能性が考えられた。
- ・以上より、今回検討した試験体よりもさらに長大なき裂に対しても、横板部材（例えば強力甲板）に適切な脆性き裂伝播停止特性を有した鋼材を使用すればき裂停止する可能性が示唆された。

参考文献

- 1) 山口欣弥ほか：Kanrin, No.3, (2005), p.70.
- 2) 大北 茂：溶接技術, 2007-3, (2007), p.65.
- 3) 井上健裕ほか：日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第3号, (2006), p.359.
- 4) 半田恒久ほか：日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第4号, (2007), p.459.
- 5) 田村栄一ほか：日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第4号, (2007), p.455.
- 6) 田村栄一ほか：R&D 神戸製鋼技報, Vol.58, No.1 (2008), p.8.
- 7) 町田 進ほか：日本造船学会論文集, 第131号, (1972), p.367.
- 8) ABAQUS/Standard User's Manual, Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc., 1999.