

SM-P10-06

(社)日本船舶海洋工学会

極厚板大入熱溶接部強度検討 FS 委員会

活動報告書

日本船舶海洋工学会 極厚板大入熱溶接部強度検討FS委員会 委員名簿[GK1]

委員長	豊貞 雅宏	(九州大学)
委員	角 洋一	(横浜国立大学)
	粟飯原 周二	(東京大学)
	後藤 浩二	(九州大学)
	飯島 一博	(大阪大学)
	平山 俊次	(ゲルマニッシェルロイド・ジャパン KK)
	廣津 深緑	(ロイド船級協会)
	阿部 孝三	(アメリカン・ビューロー・オブ・ SHIPPING)
	山本 規雄	((財)日本海事協会)
	並川 俊一郎	(DNV 船級協会)
	北村 欧	(三菱重工業)
	廣田 一博	(三菱重工業)
	中島 喜之	(アイ・エイチ・アイ マリンユナイティッド)
	西山 五郎	(川崎造船)
	木治 昇	(石川島播磨重工業)
	田中 茂	(三井造船)
	榊本 竜司	(幸陽船渠)
	紙田 健二	(今治造船)
	今井 嗣郎	(新日本製鐵)
	船津 裕二	(新日本製鐵)
	川端 文丸	(JFE スチール)
	潮海 弘資	(JFE スチール)
	古川 直宏	(神戸製鋼)
	池田 英次	(神戸製鋼)
	壺岐 浩	(住友金属)
	稲見 彰則	(住友金属)
	田中 圭	((財)日本船舶技術研究協会)
討議参加者	武田 和彦	(ロイド船級協会)
	藪 祐美子	(ロイド船級協会)
	山本 輝明	(アメリカン・ビューロー・オブ・ SHIPPING)
	豊田 昌信	(アイ・エイチ・アイ マリンユナイティッド)
	大川 鉄平	(横浜国立大学)

目次

- 1．はじめに
 - 1．1 委員会設置の背景と目的
 - 1．2 脆性き裂停止靱性に関する現状認識

 - 2．ハッチサイドコーミング溶接部からの疲労き裂成長解析に関するケーススタディー
 - 2．1 解析対象船
 - 2．2 溶接止端からの発生を想定した場合
 - 2．2．1 荷重履歴
 - 2．2．2 解析結果
 - 2．3 突合せ溶接内部に存在する初期欠陥から成長する場合
 - 2．3．1 荷重履歴
 - 2．3．2 想定初期欠陥
 - 2．3．3 解析結果
 - 2．4 まとめ

 - 3．ハッチサイドコーミング部からの脆性破壊発生を防止させるための検討課題
 - 3．1 溶接部のシャルピー値と K_{IC} 値に及ぼす硬さマッチングの影響

 - 4．万一脆性破壊を起こした場合に脆性き裂を停止させるための検討課題
 - 4．1 大入熱溶接熱影響部の脆性き裂伝播停止性能
 - 4．2 母材部の脆性き裂伝播停止性能
 - 4．3 構造アレスト性能

 - 5．極厚板溶接部に対する非破壊検査技術の現状
 - 5．1 各種非破壊検査技術について
 - 5．2 極厚板溶接部の非破壊検査について
 - 5．3 まとめ

 - 6．まとめと今後の課題
- 付録 現時点の情報からの対策試案

1. はじめに

1.1 委員会設置の背景と目的

1997年11月24日にポルトガル領アゾレス諸島付近において、大嵐を航行中のコンテナ船 MSC Carla 号（1972年建造，1984年船体延長，建造年度及び改造年度から，極厚高張力鋼および大入熱溶接は適用されていないと推測される）が折損事故を起こした。この折損事故は，事故後5日間漂流してから沈没した船体前半部の写真（添付）と，その後曳航された船体後半部の調査結果等から，船体延長時の溶接部に存在した何らかの欠陥から成長した疲労き裂を引き金にした，一部に脆性き裂を含む大規模な破壊の事例であると言われている。このことは，ある条件下においては，船体構造に脆性き裂が発生する可能性があり，たとえ脆性き裂がどこかで停止したとしても荒天下では結局折損などの重大事故に繋がる可能性があることを示唆している。



写真-1.1 船体折損事故を生じた MSC Carla 号
(<http://www.containershipping.nl/casualties.html>)

近年のコンテナ船の大型化は著しく，約10年前に初めてデッキやコーミングに採用された板厚65mmの極厚高張力鋼が，最近では板厚80mm程度となり，30万J/cm以上の大入熱溶接が採用されようとしている。

一般に厚板になればなるほど脆性き裂停止能力は低下すると考えられており，シャルピー衝撃値の高い高級鋼材といえども，厚板では脆性き裂を停止させることが難しいとの意見もある。最近実施された厚さ65mm～70mmの高張力極厚E級鋼の大入熱継手に対するESSO試験の報告によると，溶接ボンド部から発生させた脆性き裂はその溶接部を外れることなく直進した。また，母材にき裂を進展させた試験でも脆性き裂を停止できなかつた上，スティフナを配してK値を低下させた場所であっても，脆性き裂は停止することなく伝播したことが報告されている〔山口他，2005〕

一方，コンテナ船のシアーストレイキのエレクションジョイントに長さ約500mmのクラック又は欠陥が発生した例があることも報告されており〔佐藤，2004〕，このような脆性き裂発生を引き金になりかねないクラック又は欠陥の存在も完全には否定できない。

従来35mm以下のE級鋼では，進展を停止できると考えられていた脆性き裂が極厚鋼板では止まらず，また脆性き裂発生を引き金になりかねないクラック又は欠陥の存在も完全には否定できないとなると，極厚鋼板を使用したコンテナ船の安全性について検討を加える必要があると考えざるを得ない。また，このような問題については世界の各船級協会にも認識を共有してもらう必要性がある。

そこで，この問題の解決を図る第一歩として，検証課題とターゲットを設定するためのFeasibility Studyを1年間で行い，さらなる研究に進むべきか否かを検討することを目的として本委員会の活動を行った。

1.2 脆性き裂停止靱性に関する現状認識

第二次世界大戦中にアメリカで建造された約 5,000 隻の戦時標準船のうち 1,000 隻余りで、ハッチサイドコーナーや付加物等の応力集中部や溶接欠陥から脆性破壊が発生し、大々的な原因調査が行われた。(脆性破壊が発生した鋼板、脆性き裂が完全に伝播した鋼板、突入してきた脆性き裂が停止した鋼板、のそれぞれから試験片を採取して、損傷時の温度におけるシャルピー衝撃試験が実施された。)この結果として、脆性き裂を停止させるために必要とされるシャルピー値が検討された。戦時標準船にはリムド鋼が供用されており、上記の検討結果から、靱性を確保するためには十分な脱酸を行った鋼材を供用する必要性が判明し、戦後に建造された鋼船ではキルド鋼を使用する事が一般的となった。

しかしながら脆性破壊事故が多発したため、Lloyds 船級協会を中心として原因調査が行われ、「Mn/C 比が 2.5 以上、最低使用温度(当時の設定は 0)におけるシャルピー値が 15ft・lb (28J) 以上あれば脆性き裂を停止させ得る」という材料基準が設定され、E 級鋼はクラックアレスター材として認識された。

その後、試験片幅 500mm の二重引張試験や ESSO 試験により脆性き裂伝播停止に関する研究が行われ、 $K < K_{ca}$ (アレスト靱性値) の条件でき裂が停止するという結果が得られ、 K_{ca} 値とシャルピー値の相関が調査された。しかし、 K に関係する応力、き裂長さのうち、応力には上限があるが、き裂長さにはそれがなく、極端に長いき裂を想定すると $K < K_{ca}$ というクライテリオンは破綻をきたすこととなり、上記はき裂長さが 300mm 程度までで停止する場合についての規定であると認識された。この結果、1980 年頃には、世界の主要船級協会は公式見解は出さなかったが、「E 級鋼はクラックアレスター材ではなく、脆性き裂発生の可能性を押さえた材料である」と説明するようになった。

その後、わが国を中心として、超広幅の脆性き裂停止試験が行われ、板厚 35mm までの鋼材では、大入熱溶接継手部で脆性破壊が発生しても脆性き裂は母材側に逸れるので、母材靱性が良好であれば脆性き裂を停止させやすくなる事が期待出来るという報告がなされた [SR147 研究部会, 1976]。また SR193 研究部会では試験片幅 2000mm で、1200mm のき裂を突入させた試験で、標準二重引張試験 / ESSO 試験で求めた K_{ca} が $400 \text{ kgf/mm}^{1.5}$ 以上であれば高速で突入する長き裂 ($400 \text{ kgf/mm}^{1.5}$ 以上の K) を停止できることが確認された。その結果を受けて母材に必要なアレスト性能 ($K_{ca}(T)$) として、船舶の最低使用温度 (T) において一般部材では $400 \text{ kgf/mm}^{1.5}$ 以上、重要部材では $600 \text{ kgf/mm}^{1.5}$ 以上であれば良いという報告がなされた [SR193 研究部会, 1985]。ただし、上記 K_{ca} 値はき裂の長大化に伴う K 値飽和現象 (き裂が長大化すると $K < K_{ca}$ の K に対するき裂長さの依存性が実際のき裂長さより短い有効き裂長さとしてしか効かない [木原他, 1967]) が生じ、 K 値が $1,400 \text{ kgf/mm}^{1.5}$ 以上では有効 K 値 (K_{eff}) が $600 \text{ kgf/mm}^{1.5}$ となることから設定されたものである。

長き裂で $K < K_{ca}$ なるクライテリオンが成立しない原因の一つに、き裂駆動力を表す項における動的効果が無視出来ないとの指摘があり、その後のコンピュータの発達で、鋼材に対しき裂伝播中の材料の抵抗値がき裂速度と温度の関数として捕らえられ、これを用いたシミュレーションも実験値と合致し、動的効果が無視できない場合のあることが指摘された [Kanazawa et.al, 1981]。脆性き裂停止はエネルギー条件が必要条件で、き裂先端近傍の局所応力条件が十分条件となり、き裂が短い場合、両条件はほぼ同等になるが、長大になると両条件の要求の差が大きくなり、局

所応力条件で実質上き裂停止が支配され、 K_{ca} 値で停止を論じ得なくなることが報告された[町田他,1992]。そして、き裂先端部応力特異性のき裂伝播速度ならびにひずみ硬化特性を求めた解析解を利用した動的効果、局所応力条件、シアリップ効果、未破断リガメント、き裂先端縁の曲がり(板厚中心部が先行するトンネル効果)などを考慮したより木目の細かいモデルが構築された。このモデルのコンピュータシミュレーションによって実験で観察されたき裂速度履歴、シアリップの形成などき裂伝播および停止挙動の様相が精度良く再現できていることが報告された[Machida et.al,1997]。しかし、このモデルからは、脆性き裂が伝播できる最低速度は求められず、100m/sと仮定している。また端部応力反射波の影響などを考慮できておらず[Machida et.al,1997]、一様温度下での動的効果を考慮したコンピュータシミュレーションと実験結果との対応もまだなされていない。さらには停止直前の実験データの精度に問題があり、停止条件への影響について必ずしもはっきりした結論は得られていない。

上記のように、脆性き裂停止問題の理論的説明はかなりのところまで進んだが、シミュレーションを使ったき裂伝播停止の要求値設定手法はまだ確立されていない。しかし、上記SR193の「母材に必要なアレスタ性能($K_{ca}(T)$)として、船舶の最低使用温度(T)において一般部材では $400\text{kgf/mm}^{1.5}$ 以上、重要部材では $600\text{kgf/mm}^{1.5}$ 以上」という要求により脆性き裂を停止させ得るという確証はないが、板厚50mmまでの鋼材であれば、500mm程度のき裂ではあるが、上記要求値を満足しているならばクラックアレスターとして機能しているという実績は有している。ただし現時点では、いくらのおおきさのき裂で停止するかまでは明確にならず、停止した後の波浪による安全性を議論できないので、まずは脆性破壊を発生させないことの対策に重点を置くべきと考える。

参考文献(第1章)

- 木原博 他(1967):クラックアレスターの有効性について(第1報),造船協会論文集, No.122
- 佐藤秀彦(2004):損傷に学ぶ 3.1 保船屋の視点から, TECHNO MARINE(日本造船学会誌), No.882, pp.20~23
- 山口欣弥 他(2005):超大型コンテナ船の開発 新しい高強度極厚板鋼板の実用, KANRIN(日本船舶海洋工学会誌), No.3, 2005, pp.70~76
- 町田進, 的場正明, 吉成仁志, 刀根知佳子(1992):鋼材の脆性き裂伝播停止挙動に関する一考察, 日本造船学会論文集, Vol.172, pp.637~647
- SR147 研究部会(1976):船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究 総合報告書, 日本造船研究協会
- SR193 研究部会(1985):新製造法による50キ口級高張力鋼の有効利用に関する研究 総合報告書, 日本造船研究協会
- T.Kanazawa, S.Machida, T.Teramoto and H.Yoshinari(1981): Study on Fast Fracture and Crack Arrest, Experimental Mechanics(J. of Soc. Exp. Stress Analysis) Vol.21, No.2, pp78~115.
- S.Machida, H.Yoshinari and S.Aihara(1997): Computer Simulation of Fast Crack Propagation and Arrest in Steel Plate with Temperature Gradient based on Local Fracture Stress Criterion, Fatigue and Fracture Mechanics, Vol28, ASTM STP1321, pp.617~640
- S.Machida, T.Teramoto, S.Aihara and H.Yoshinari(1997): Fracture Mechanics for Brittle Crack Propagation and Arrest, Int. Sympo. on Role of Fracture Mechanics in Structural Integrity and

Development of Advanced Materials(Symposium commemorating the retirement of Prof. Susumu Machida)

2. ハッチサイドコーミング溶接部からの疲労き裂成長解析に関するケーススタディー

本章では、ハッチサイドコーミングの突合せ溶接部から疲労き裂が発生・成長し、これが不安定破壊の引き金になるとの懸念に基づき、ハッチサイドコーミング溶接部からの疲労き裂発生・成長に関するケーススタディーを実施した結果を示す。

ハッチサイドコーミング溶接部からの疲労き裂発生・成長の可能性としては、1) ハッチサイドコーミングトッププレート等のコーナエッジ(突合せ溶接止端)からの発生、及び2) ハッチサイドコーミングウェブ(極厚板溶接部)突合せ溶接内部に存在する初期欠陥からの発生、の2ケースが考えられるため、この両者についてのケーススタディーを実施した。

2.1 解析対象船

脆性き裂を引き起こすような大きな欠陥は、通常の建造品質のもとで建造された船舶においては建造時から存在するものではなく、溶接ビード止端から発生した微小な疲労クラックや建造時の検査にて、品質基準上許容される、あるいは発見できなかった溶接部の微小な内部欠陥が、波浪変動荷重による繰り返し荷重を受けて疲労き裂として成長したものであると考えられる。そこで、最近建造された大型コンテナ船において、溶接ビード止端の疲労クラックや溶接部の内部欠陥が、脆性き裂を引き起こすようなクラックに成長する可能性を検討することとした。検討は、下記要領にて実施した。

(1) 対象船および作用応力

参加造船会社中の3社の建造船3隻を対象とした。またハッチサイドコーミングの主な応力成分は垂直縦曲げモーメントによる縦応力であることから、この縦応力のみを対象とした。各船のハッチサイドコーミングの鋼材と、通常積み付け状態に対応した静的応力および北大西洋航路(IACSの波浪縦曲げモーメント)でのハッチサイドコーミングトップにおける変動応力(波浪超過確率 10^{-8} の期待値)を以下に示す。なお、応力値のマイナスは圧縮を示す。

	ハッチサイドコーミング		静的応力	設計最大変動応力
A 船	65mm	EH40	112 MPa	-140 ~ 117 MPa
B 船	80mm	EH40	110 MPa	-143 ~ 122 MPa
C 船	65mm	EH40	99.3 MPa	-148 ~ 126 MPa

(2) 航路影響

航路の違いが、き裂進展に与える影響を検討するため、北大西洋航路のほかに、北太平洋航路(北米航路)と極東欧州航路についての計算も実施した。各航路の荷重の違いに関しては、各航路の波浪頻度表を用いて波高の期待値を計算し、疲労成長に寄与が大きいと考えられてきた発現確率 10^{-5} の波高(両振幅)期待値との比で、北大西洋航路以外の波浪縦曲げモーメント即ち縦変動応力を一律修正することとした。得られた修正係数を以下に示す。

	北大西洋航路	北太平洋航路	極東欧州航路
発現確率 10^{-5} の波高 (両振幅) 期待値	20.1m	18.3m	15.2m
(正規化された波高)	1.0	0.91 0.9	0.76 0.8

(3) 材料特性

き裂進展解析で用いる材料の降伏応力は、EH40 の規格値 390MPa ではなく、実際に A 船にて使用された鋼材の平均値の 417MPa を採用した。

2.2 溶接止端からの発生を想定した場合

ここでは、ハッチサイドコーミング溶接部の溶接止端から疲労き裂が発生・成長し得るか否かの解析を行った。本検討は、A 船が疲労強度上最も厳しいと考えられる、北大西洋航路を航海する場合を想定して実施した。

解析対象部の模式図を図-2.2.1 に示す。荷重履歴の影響を考慮して、溶接止端における疲労き裂発生・成長を連続的かつ定量的に解析出来るコードとして、RPG 基準に基づく疲労き裂成長シミュレーションコード FLARP [Toyosada et al. , 2004] が提案されており、本節及び次節における解析では、特に断りの無い限り、これを用いて得られた結果を述べる。また、FLARP を活用した、溶接止端部からの連続した疲労き裂発生・成長評価の手順については、文献 [Toyosada et al. , 2004] [豊貞, 2006] を参照されたい。

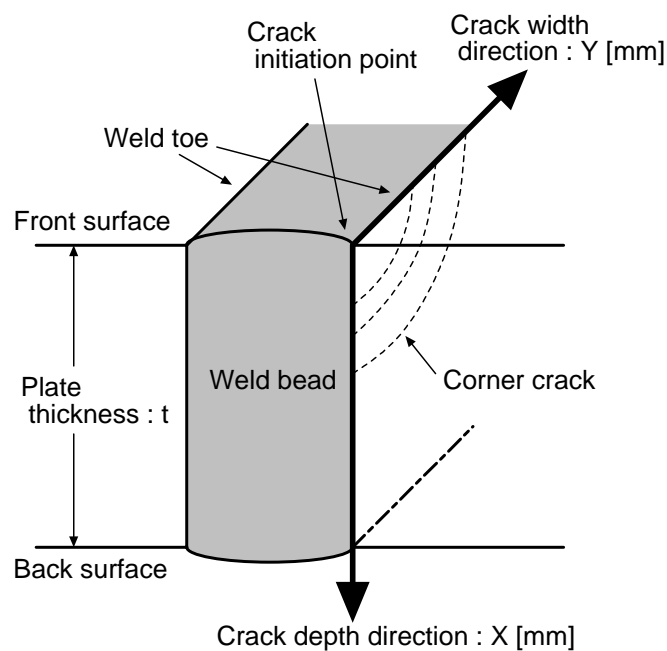


図-2.2.1 ハッチサイドコーミング溶接止端部と座標系

2.2.1 荷重履歴

北大西洋における波浪頻度データから、図-2.2.1.1 に示す三種類の履歴を作成し、これらが作用するとして解析を行った。これら三種類の履歴は、実働履歴のそれぞれ極端な例に相当し、疲労き裂進展の観点から見れば、図(A)は過大荷重による遅延効果のために最も進展しにくい、図(B)は最も進展量が多い、図(C)は平均的進展量を与える、場合に相当すると考えられる。

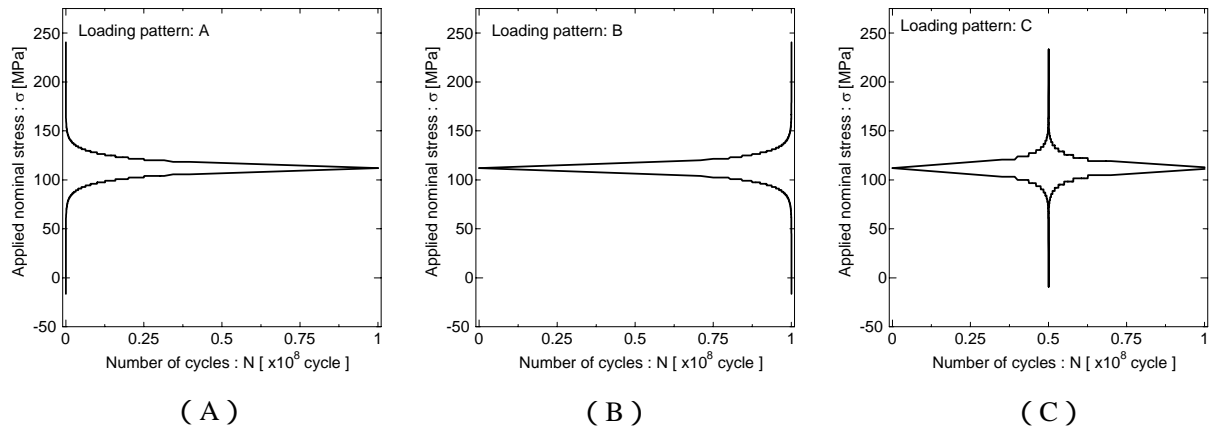


図-2.2.1.1 解析に用いた荷重履歴

2.2.2 解析結果

文献 [Toyosada et al.,2004] に示されている解析の流れに沿って、結果を示す。

(1) 単位外応力に対する板厚内応力分布

解析対象を、曲率半径 0.5mm の切欠を有する切欠材と近似して FEM により、単位外応力が作用した場合の板厚内応力分布を与えた。ただし、切欠底近傍の応力は、切欠底に最も近接している FEM の要素重心位置 (板表面からの距離: 0.007mm) での応力が、切欠底近傍の応力分布表示式 [Glinka, 1985] を満足するように外挿して与えた。結果を図-2.2.2.1 に示す。

(2) 板厚内残留応力分布

固有応力法 [松岡, 1983, Matsuoka and Yoshii, 1996] を用いて、30 万 J/cm のエレクトロガス溶接継手について板厚内の溶接残留応力分布を推定した。推定結果を図-2.2.2.2 に示す。同図より、板厚内に分布している溶接残留応力の値はさほど大きなものではないことがわかる。

(3) 表面き裂のアスペクト比変化設定

応力集中箇所から発生・成長する疲労き裂は、最初は表面き裂状で多点から発生し、き裂成長に伴い合体を繰返して最終的に 1 つの大きな表面き裂となる。しかし、これらの複雑な現象をまともに取り扱うことは現時点では不可能であるため、疲労表面き裂の成長観察結果により、応力集中部で成長する多数の表面き裂のうち、一番深いき裂に着目し、隣接する表面き裂の干渉効果を考慮した最深部の応力拡大係数を有する単独の表面き裂 (仮想単独表面き裂と称している) に置き換え、このき裂のアスペクト比変化 ($[\text{き裂深さ}] / [\text{き裂半長}]$) の推定式 [豊貞他, 1997] が与えられている。この操作により、多数の表面き裂の成長・合体問題を単独の疲労表面き裂の成長問題に変換して取り扱うことができる。

上述の手法を用いて設定した, 仮想単独表面き裂のアスペクト比変化を図-2.2.2.3 に示す。なお, アスペクト比変化推定において結晶粒径を与える必要があるが, 溶接構造用鋼に対するこれまでの観察結果から $30\ \mu\text{m}$ とした。

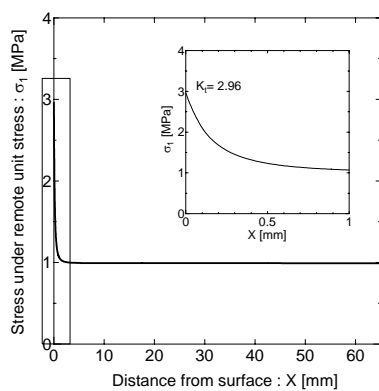


図-2.2.2.1 単位作用応力に対する板厚内応力分布

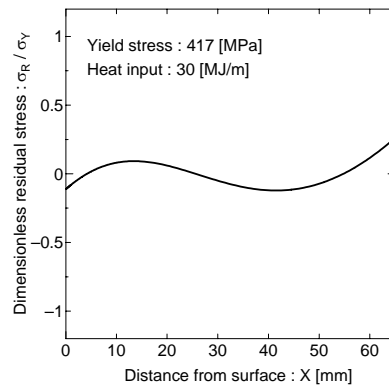


図-2.2.2.2 溶接残留応力の板厚内分布

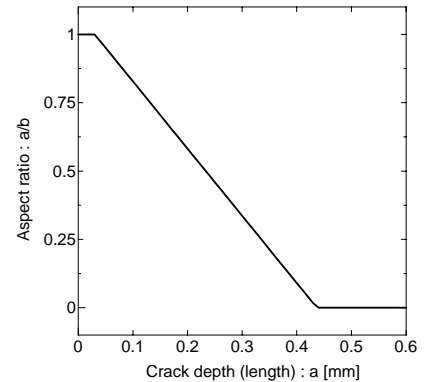


図-2.2.2.3 仮想単独表面き裂のアスペクト比変化

(4) 応力拡大係数と等価分布応力

応力分布(単位外荷重及び残留応力下)と仮想単独表面き裂のアスペクト比変化設定結果から, き裂長さと応力拡大係数の関係を求めその後, 解析対象のき裂成長に伴う応力拡大係数変化を無限板中央貫通き裂に再現する等価分布応力 (Equivalent Distributed Stress: EDS) を求めた。この等価分布応力を用いて, 後述のき裂成長シミュレーションを実施する。なお, 応力拡大係数の与え方については, 文献 [Toyosada et al., 2004] を参照されたい。

き裂長さと応力拡大係数の関係を図-2.2.2.4 に, 等価分布応力を図-2.2.2.5 にそれぞれ示す。なお, 以下では, 表面き裂状態から板厚貫通き裂状態を連続的に表現するために, 参照き裂長さ (X) を定義し, き裂長さはこれを用いて表現している。図-2.2.2.6 に参照き裂長さの定義を示す。

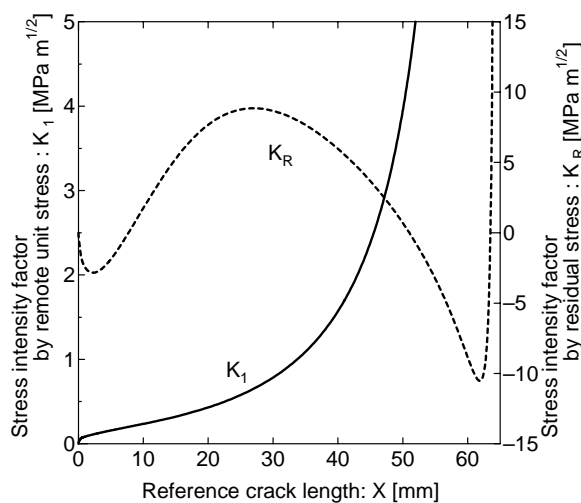


図-2.2.2.4 応力拡大係数 (実線: 単位外応力に対して, 破線: 残留応力に対して)

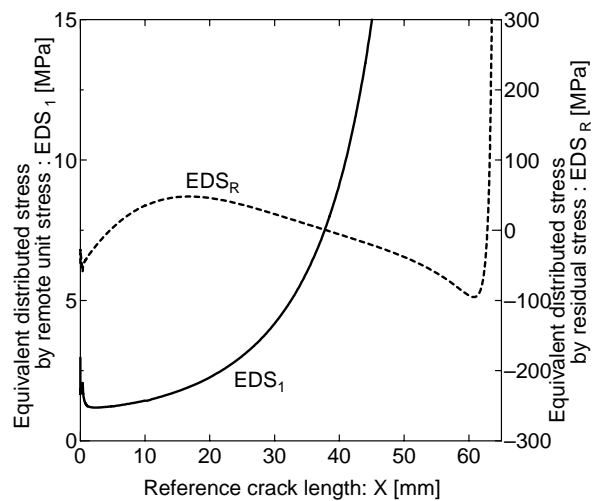
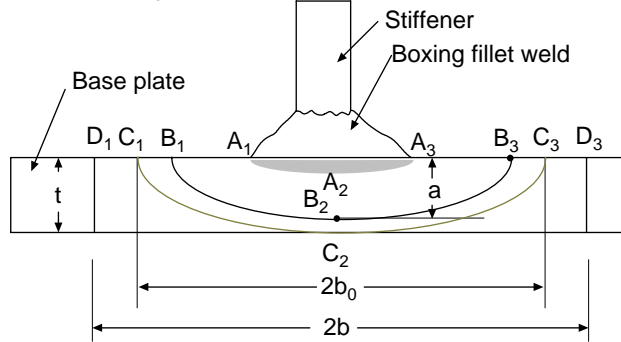


図-2.2.2.5 等価分布応力 (実線: 単位外応力に対して, 破線: 残留応力に対して)

$A_1A_2A_3$: Surface crack existed near a toe of boxing fillet weld
 $B_1B_2B_3$: Surface crack just before penetration of base plate
 $C_1C_2C_3$: Surface crack which reaches back surface
 D_1D_3 : Through thickness crack



In the case of surface crack: $X=a$

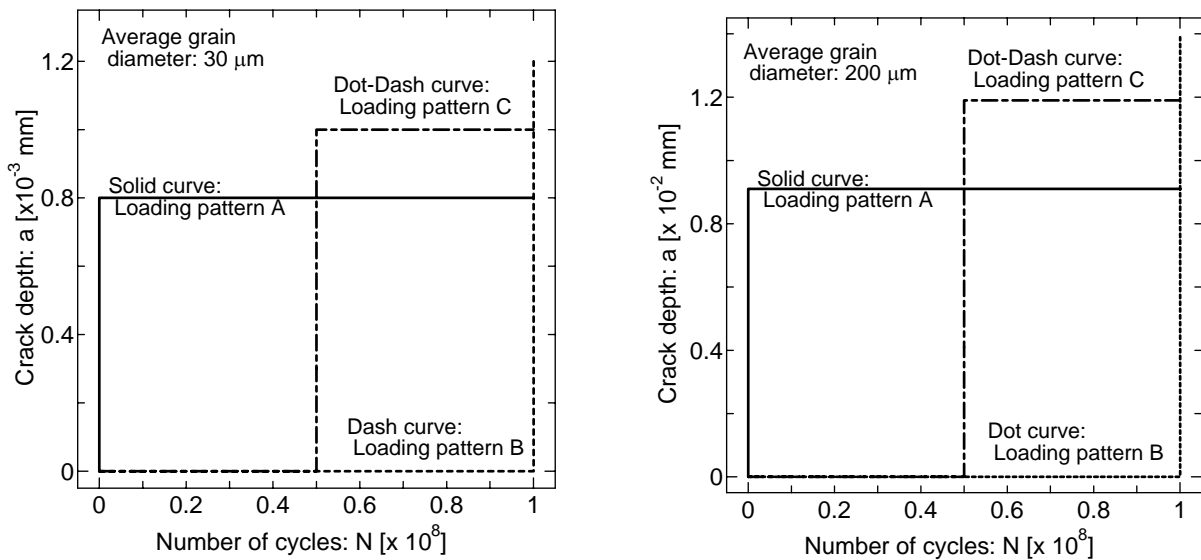
In the case of through thickness crack: $X=(b-b_0)+t$

図-2.2.2.6 参照き裂長さ (X) の定義

(5) 疲労き裂発生・成長曲線

単位外力振幅と残留応力の双方に対する等価分布応力を，疲労き裂発生・成長シミュレーションコード FLARP に入力し，疲労き裂発生・成長曲線を推定した。疲労き裂発生から連続して寿命計算を行う際には，繰り返し载荷条件下での降伏点を与える必要があるが，過去の実測結果 (SM490 鋼) より，静的载荷時の値の ,55% の値を繰り返し载荷条件下での降伏点として与えた。なお，寿命に及ぼす平均結晶粒径の影響を検討するために，平均結晶粒径 $30\mu\text{m}$ の場合に加えて $200\mu\text{m}$ の場合についても検討した。

最大の場合でも，き裂長さは $10\mu\text{m}$ 程度までしか成長しておらず，第一結晶粒内に留まっており，別途換算した CTOD も 10^{-7}mm オーダの値に留まる事から，溶接止端から発生・成長する疲労き裂に起因する脆性破壊の可能性はほぼ無いと考えられる。



(a) 平均結晶粒径 $30\mu\text{m}$ の時

(b) 平均結晶粒径 $200\mu\text{m}$ の時

図-2.2.2.7 疲労き裂成長曲線 (溶接止端から発生・成長する場合)

2.3 突合せ溶接内部に存在する初期欠陥から成長する場合

前節の検討により、溶接止端部から発生する疲労き裂により、脆性破壊事故が引き起こされる可能性は無視出来る事を確認した。次に、ハッチサイドコーミングの突合せ溶接部に何らかの埋没初期欠陥が存在し、これを非破壊検査で限度内として許容あるいは限度外であっても見落とししていた場合を想定し、これを起点とする疲労き裂の成長について検討する。解析には前節と同様に FLARP による手法を適用した。

ここでは、突合せ継手の板厚中心部に、図-2.3.1 に示すような円形の面状埋没欠陥が存在する場合を想定した。埋没欠陥の初期アスペクト比 (a/b) を、板表裏面に近い点 (図中 A_1 , A_2) での K 値が大となるように、0.2 と設定した。埋没欠陥が表面近くに存在する場合は、き裂成長後に疲労き裂が板表面に達するために目視で発見しやすいこと、また中心より表裏面に近い位置に存在するき裂が板表面に達し、その後板厚貫通するまでの期間は、板厚中心位置に初期欠陥が存在する場合の方がリガメントが小さい^{*}ため、板厚貫通までの寿命は短くなることから、初期欠陥位置を板厚中央に設定した。

なお、本節以降、突合せ溶接内部に初期欠陥が存在する場合の、き裂形状等の呼称は、図-2.3.1 に従う。

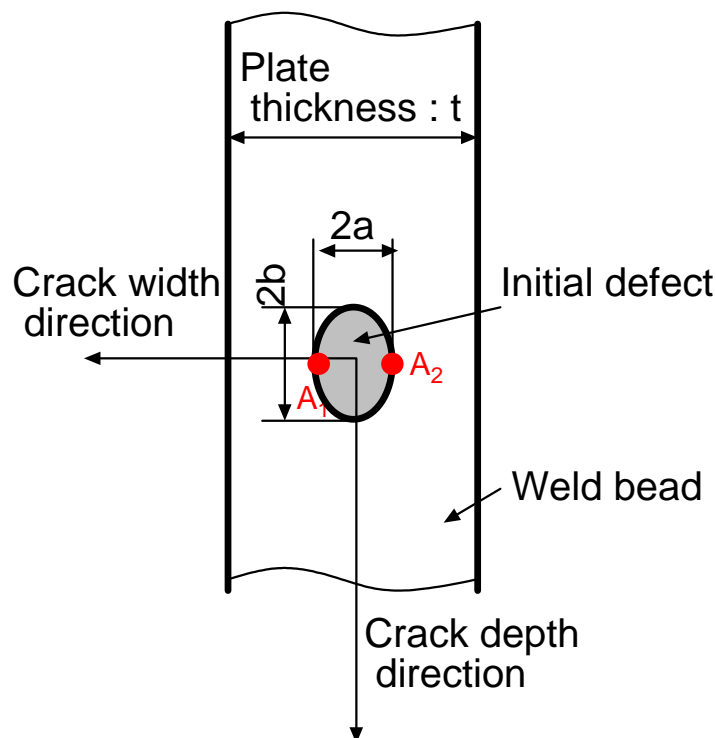


図-2.3.1 突合せ溶接部に存在する埋没欠陥

2.3.1 荷重履歴

前節では、北大西洋における波浪頻度データから、図-2.2.1.1 に示す三種類の履歴を作成して解

^{*}) 表裏面近傍に存在するき裂では、き裂が表裏面いずれかに達した時点で表面き裂となる。表面き裂の最深部からもう一方の面までの距離 (すなわちリガメント) は、板厚中央にある欠陥の表裏面までのリガメント長さよりも大きい。

析を行ったが、前節で想定した荷重履歴は、想定できる荷重履歴として、疲労損傷に対する影響が極端(最安全,最危険)なものとなっていたため、現実的な履歴とは言い難いとも考えられる。そこで、平均的な履歴を考えるという意味で、図-2.2.1.1(c)の履歴が $10^8/600$ 回で終了すると考え、これを 600 回繰返すという荷重履歴を設定することにした。

設定航路の疲労き裂成長に及ぼす影響を検討するため、A 船が北大西洋に加えて、北太平洋航路、極東欧州航路を航行すると考え、それぞれの荷重頻度から履歴を作成し、解析に適用した。また、設定船舶の相違(ハッチサイドコーミングの厚さ、及び作用する静的応力と変動応力の比)による解析結果への影響を検討するため、B 船及び C 船が北大西洋航路を航行すると想定した解析を行った。履歴創成の考え方は上述の場合と同様である。

本節の解析に供した荷重履歴を図-2.3.1.1 及び図-2.3.1.2 に示す。

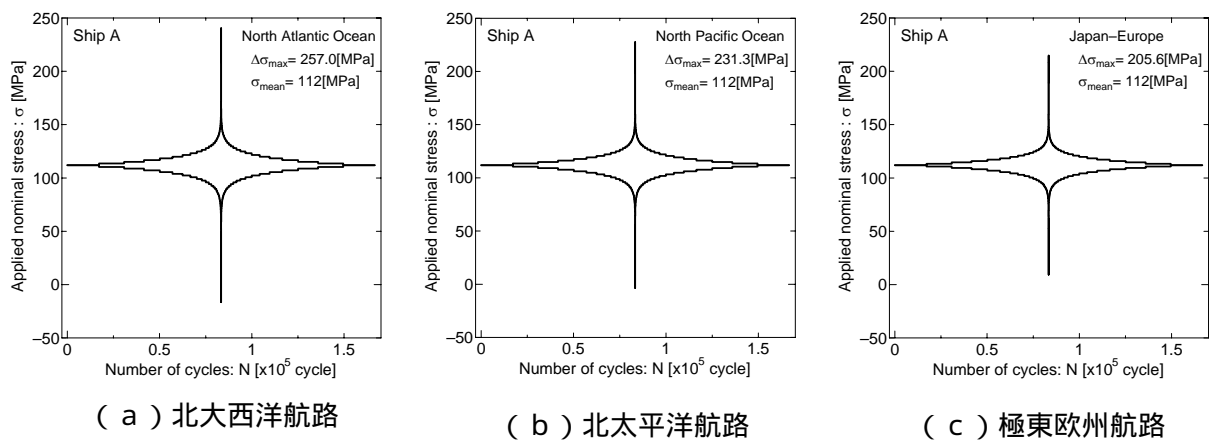


図-2.3.1.1 荷重履歴 (全サイクル数の 1/600 の履歴に相当 : これを 600 回繰返す)

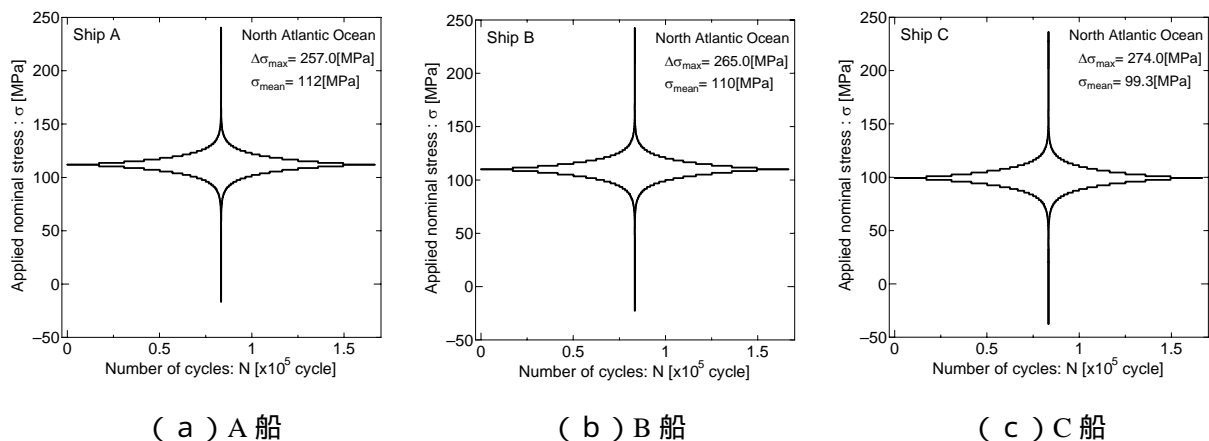


図-2.3.1.2 荷重履歴 (全サイクル数の 1/600 の履歴に相当 : これを 600 回繰返す)

2.3.2 想定初期欠陥

埋没初期欠陥寸法としては、現場レベルの非破壊検査における検出限界(不明確)を念頭に置き、

- だ円状欠陥：板厚方向を短軸方向とするだ円
- 欠陥幅（板厚方向き裂長）
 - A 船：6.5mm（0.1t）及び9.75mm（0.15t）
 - B 船及びC 船：9.75mm（B 船では0.12t，C 船では0.15t）
- アスペクト比（短軸寸法/長軸寸法）：0.2
- 初期欠陥中心位置：板厚中心

と、（感触ながら）大きめに設定した。

計算を行った想定航路と初期欠陥幅の組合せを表-2.3.2.1 に示す。

表-2.3.2.1 計算条件

(a) A 船

	北大西洋航路	北太平洋航路	極東欧州航路
初期欠陥幅 6.5mm	×	(Case A-0)	×
初期欠陥幅 9.75mm	(Case A-1)	(Case A-2)	(Case A-3)

(b) B 船

	北大西洋航路	北太平洋航路	極東欧州航路
初期欠陥幅 6.5mm	×	×	×
初期欠陥幅 9.75mm	(CaseB-1)	×	×

(c) C 船

	北大西洋航路	北太平洋航路	極東欧州航路
初期欠陥幅 6.5mm	×	×	×
初期欠陥幅 9.75mm	(Case C-1)	×	×

2.3.3 解析結果

前節と同様の解析の流れに沿って、結果を示す。

(1) 単位外応力に対する板厚内応力分布

ここで与える必要がある応力分布は無欠陥状態の応力分布に相当する。A 船において溶接止端形状影響を考慮して与えた応力分布（図-2.2.2.1）を参照すると、溶接止端が存在する極表面を除き、一様な応力分布となっていたので、簡単のため、外応力に対する板厚内応力分布は一定と設定した。

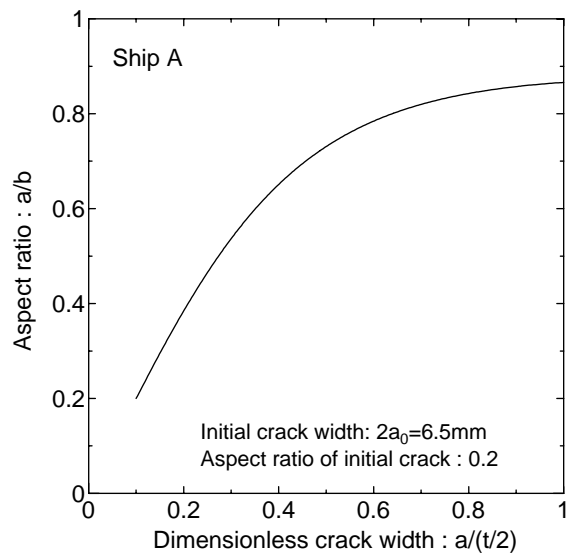
(2) 板厚内残留応力分布

A 船において固有応力法を用いて推定したエレクトロガス溶接継手の板厚内残留応力分布（図-2.2.2.2）を参照すると、初期欠陥想定位置における残留応力はほぼゼロであり、板厚内分布もほぼ平坦であったため、簡単のためにこれを無視した解析を実施した。

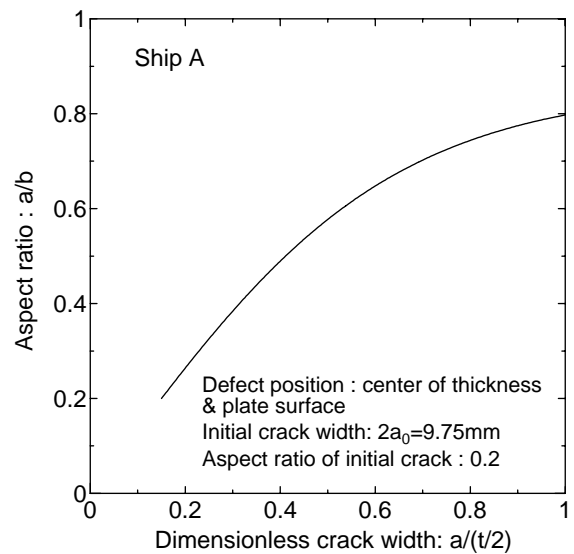
(3) 埋没き裂のアスペクト比変化設定

だ円状埋没き裂はその成長に伴い形状が変化する。埋没き裂の形状予測手法は確立されていないが、だ円状表面き裂に対しては、川原・栗原 [川原・栗原, 1975] によりその形状変化予測式が提案されている。ただし、川原の式をそのまま使うと、アスペクト比 (= 欠陥幅 / 欠陥長さ) 変化履歴が初期欠陥の点を通らないので、これを修正した式 [RR 基準部会, 1978, 1979] を用いた。なお、推定式には Paris 則の指数が含まれるので、Paris による $m=4$ 及び、「鋼構造物の疲労設計指針・同解説 (日本鋼構造協会編)」に示された $m=2.75$ の二つを使ってアスペクト比変化を与えてみたが、両者に大差はない事を確認したので、 $m=2.75$ を採用した。

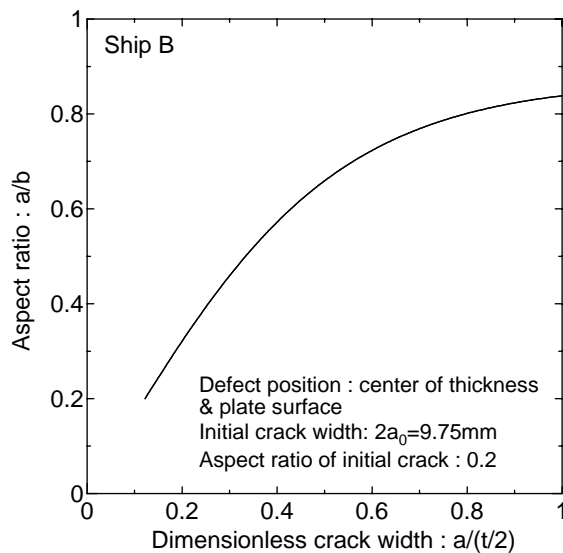
本手法を用いてアスペクト比変化を設定した結果の一例を、図-2.3.3.1 に示す。



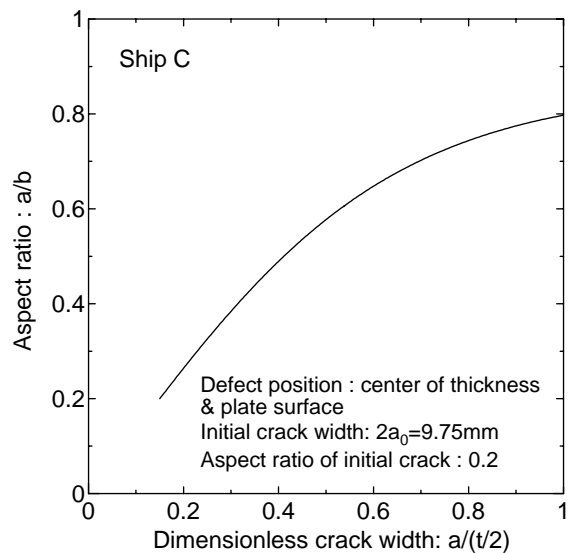
(a) A 船 (初期欠陥幅 6.5mm , 板厚 65mm)



(b) A 船 (初期欠陥幅 9.75mm , 板厚 65mm)



(c) B 船 (初期欠陥幅 9.75mm , 板厚 80mm)



(d) C 船 (初期欠陥幅 9.75mm , 板厚 65mm)

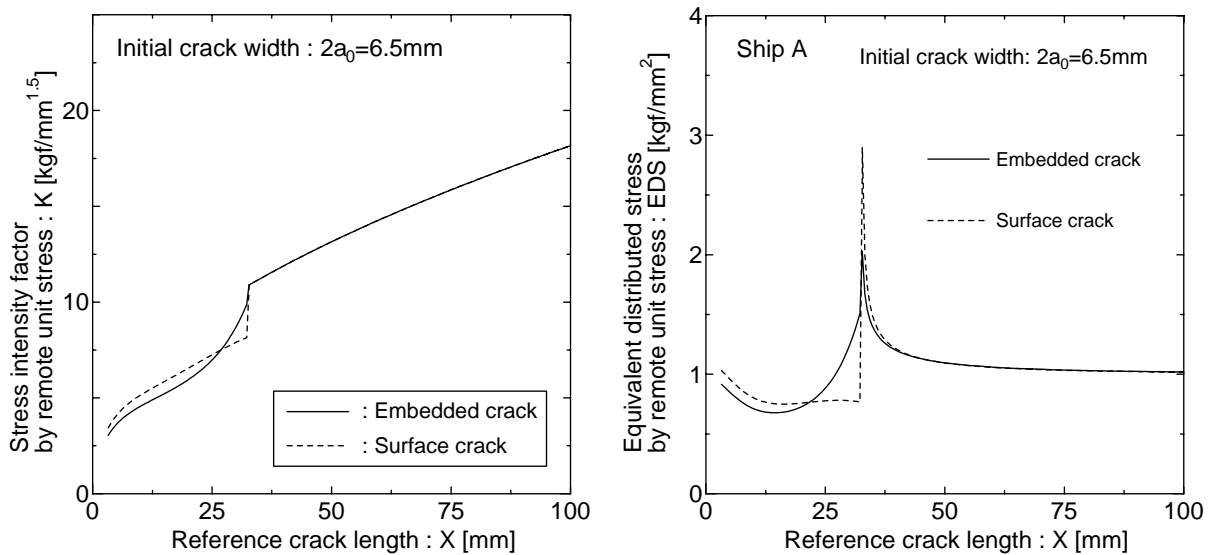
図-2.3.3.1 設定したアスペクト比変化

(4) 応力拡大係数と等価分布応力

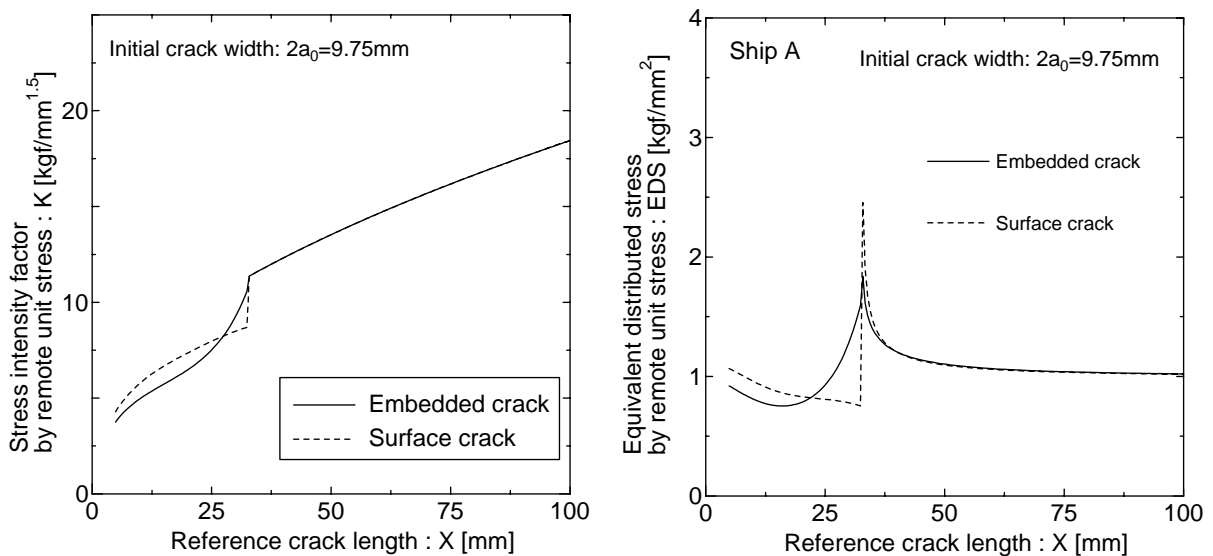
応力分布（単位外荷重下及び残留応力）と埋没円き裂のアスペクト比変化設定結果から、き裂長さ a と応力拡大係数の関係を求めその後、き裂成長に伴う解析対象の応力拡大係数変化を無限板中央貫通き裂に再現する等価分布応力（Equivalent Distributed Stress：EDS）を求めた。この等価分布応力を用いて、後述のき裂成長シミュレーションを実施する。応力拡大係数は溶接協会規格 2805 [WES2805,1997] の表 10.3 で与えられている式から算定した。

き裂長さ a と応力拡大係数の関係及び等価分布応力を図-2.3.3.2 にそれぞれ示す。なお、前節と同様に、表面き裂状態から板厚貫通き裂状態を連続的に表現するために、参照き裂長さ（ X ）を用いて表現した。

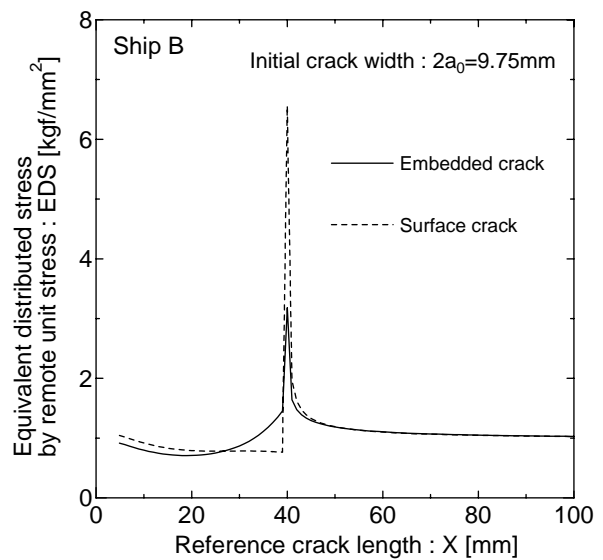
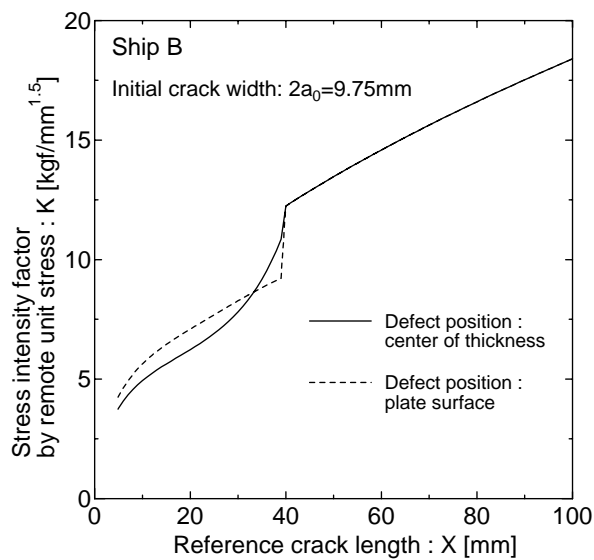
なお、疲労き裂成長に関する安全側の検討を行うという意味で、同じ初期欠陥幅 a_0 と欠陥長さ b_0 の表面き裂が存在する場合（板厚は 1/2 とする）についての疲労き裂成長評価も参考のため行った。この場合の応力拡大係数はNewmanとRajuの式 [Newman and Raju, 1981] から算定した。そのため、図-2.3.3.2 では、埋没き裂及び表面き裂の応力拡大係数評価式を用いた結果を併せて掲載している。



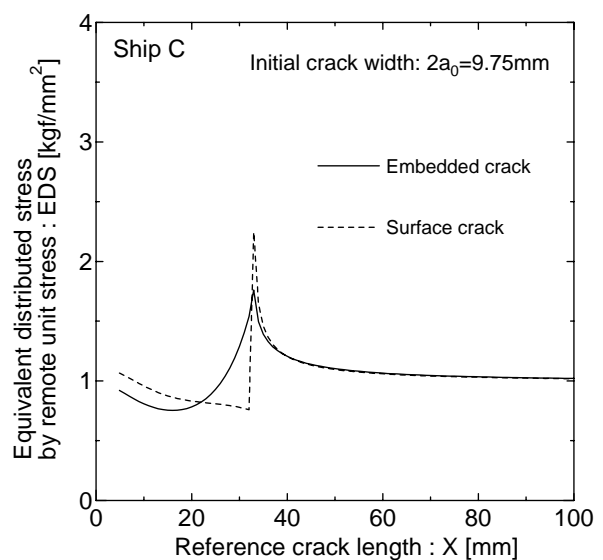
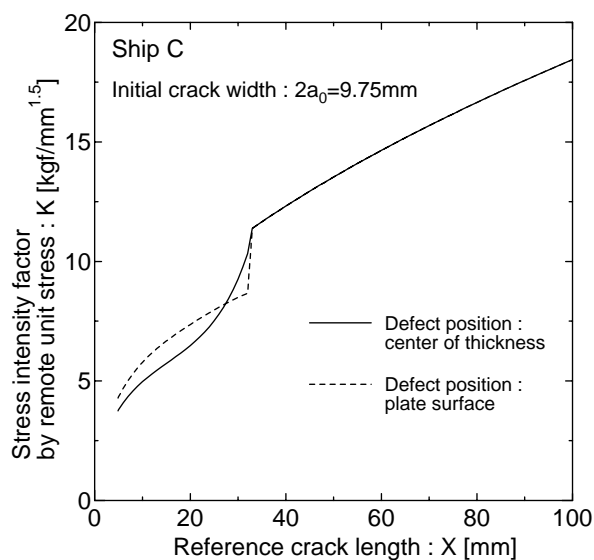
(a) A 船（初期欠陥幅 6.5mm，板厚 65mm）



(b) A 船（初期欠陥幅 9.75mm，板厚 65mm）



(C) B 船 (初期欠陥幅 9.75mm , 板厚 80mm)



(d) C 船 (初期欠陥幅 9.75mm , 板厚 65mm)

図-2.3.3.2 応力拡大係数と等価分布応力

(5) 疲労き裂成長曲線

前節と同様に、等価分布応力を疲労き裂成長シミュレーションコード FLARP に入力して、疲労き裂成長曲線を推定した。

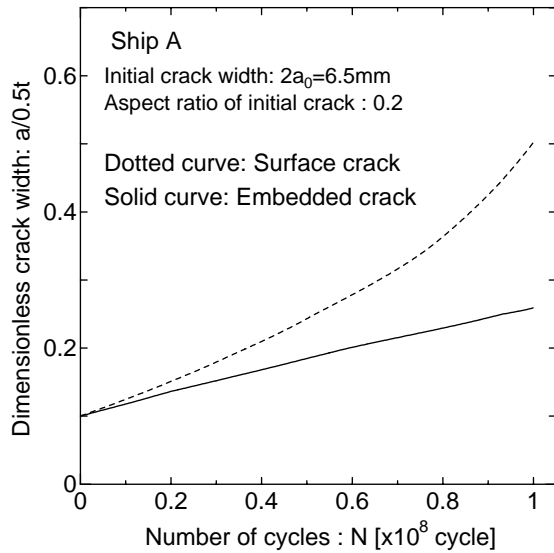
(i) 初期欠陥寸法の影響に関する検討

A 船が北太平洋航路を航行すると想定した場合について、初期欠陥サイズを 6.5mm 及び 9.75mm と設定した時の疲労き裂成長曲線を図 2.3.3.3 に示す。同図中の実線は K 値評価を埋没き裂とした場合に相当し、破線は安全側検討の意味で与えた表面き裂として K 値評価を行った結果に相当す

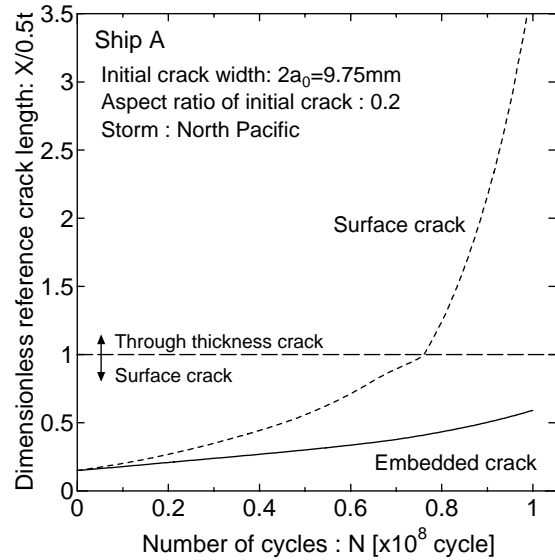
る。

初期欠陥サイズ 6.5mmの場合は、安全側評価の場合であっても、設計寿命である 10^8 回の繰り返しを受けた後に板厚貫通状態まで成長せず、埋没き裂の状態に留まっている。

一方、初期欠陥サイズ 9.75mmの場合も、埋没き裂と評価した場合は、設計寿命である 10^8 回の繰り返しを受けた後でも埋没き裂の状態に留まっている。ただし、安全側評価として表面き裂としてK値評価を行った場合は、全設計寿命の 8 割程度の段階で板厚貫通をするという結果を得た。



(a) 初期欠陥幅 6.5mm (Case A-0)

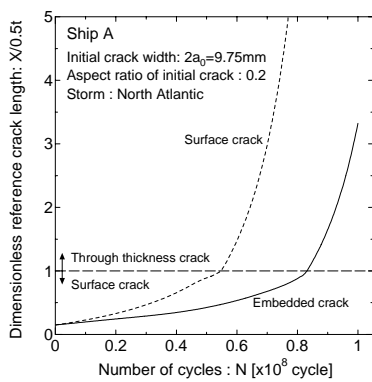


(b) 初期欠陥幅 9.75mm (Case A-2)

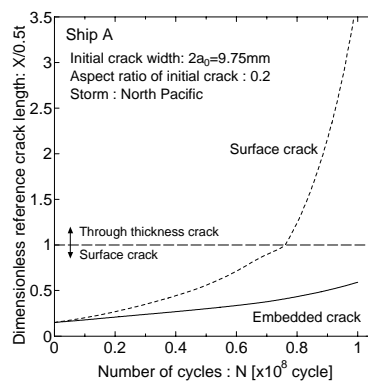
図-2.3.3.3 疲労き裂成長曲線 (初期欠陥幅の影響に関する検討)

(i i) 航路の相違による影響に関する検討

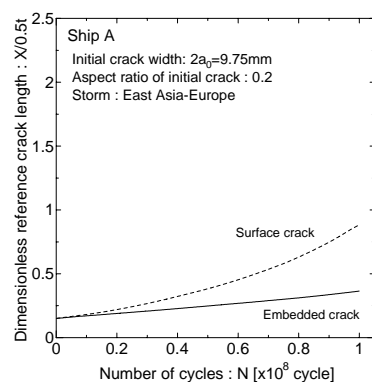
A 船の航路として、北大西洋、極東欧州、北太平洋、の三種類を想定した解析 (初期欠陥サイズが 9.75mm の場合) により得られた疲労き裂成長曲線を図 2.3.3.4 に示す。



(a) 北大西洋航路
(Case A-1)



(b) 北太平洋航路
(Case A-2)



(c) 極東欧州航路
(Case A-3)

図-2.3.3.4 疲労き裂成長曲線 (航路影響の検討)

同図からわかるように、北大西洋航路の場合は、全設計寿命の 8 割程度の段階で埋没き裂が貫通し、急激なき裂成長を呈することが確認された。また、極東欧州航路の場合、安全側設定としての表面き裂の K 値を用いた成長評価であってもき裂は板厚貫通に至らないことが確認された。以上の結果、海象条件の厳しさに応じて疲労き裂成長の度合いが異なることが確認された。なお、板厚貫通寿命は、変動応力の概ね 3 乗に反比例している。

(i i i) 検討対象船の相違による影響に関する検討

北大西洋航路を想定し、A 船、B 船及び C 船における疲労き裂成長評価（初期欠陥サイズが 9.75mm の場合）を行った結果を、図-2.3.3.5 に示す。

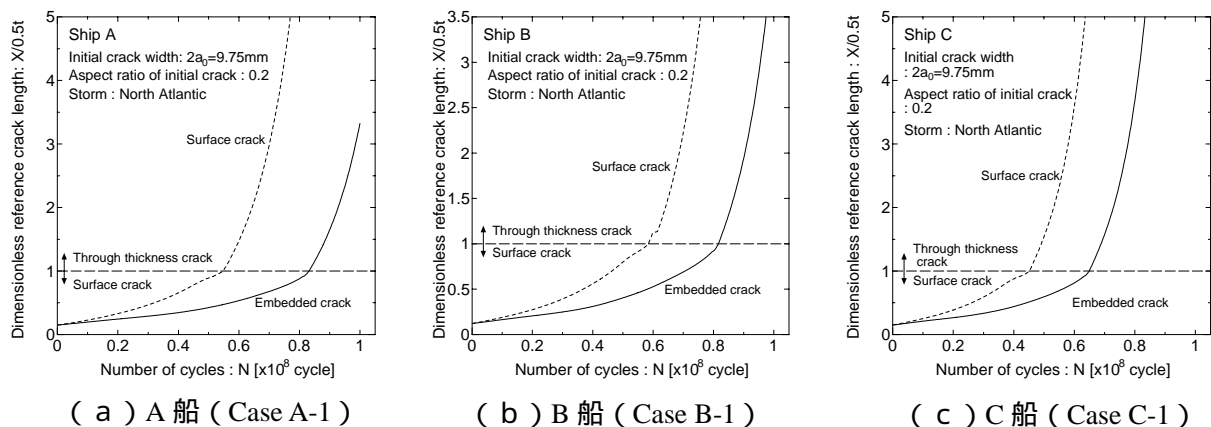


図 2.3.3.5 疲労き裂成長曲線（船の相違による影響検討）

いずれの場合も、疲労き裂は板厚貫通状態まで成長することが確認されたが、C 船におけるき裂成長が最も早いことがわかる。そして板厚貫通時点で、寿命に 30% 超のゆらぎが認められる。この理由は、C 船に作用する変動応力範囲（-148MPa ~ 126MPa）が A 船（-140MPa ~ 117MPa）及び B 船（-143MPa ~ 122MPa）より大きく、静的応力は逆に小さいことに起因する。なお、A 船よりも変動応力範囲が大きい B 船の板厚貫通時寿命が A 船よりも長め又は同等となっているのは、B 船の板厚が A 船よりも大きい影響である。その点を考慮すれば、板厚貫通寿命は、変動応力の概ね 3 乗に反比例していると言える。

(6) 設定荷重履歴が疲労き裂成長に及ぼす影響に関する検討

以上の計算時に仮定した荷重履歴（図-2.3.1.1 及び図-2.3.1.2）は、全設計寿命に対する平均的なものに相当すると考えられるが、疲労き裂成長に及ぼす荷重履歴の影響は非線形的なものであるため、どの程度ゆらぐのか不明である。

そこで、設定荷重履歴の疲労き裂成長に及ぼす影響を定量的に調査する目的で、以下の解析を実施した。以下の計算に関しては、文献 [大川・角, 2006] の手法に従った。

船体構造の縦横部材交差部に生じる疲労き裂についてシミュレーションを行う。解析モデルとして、図-2.3.3.6 に示す標準的なダブルハルトンカーの縦通材と横部材との交差部を 2 トランスス

ペース，1.5 ロンジスペースの範囲をモデル化し，負荷荷重はスキン材への一様水圧荷重を考慮する。水圧荷重の発生パターンは，図-2.3.3.7 に示す平均値 25kPa，F 嵐での最大荷重振幅を 200kPa とする嵐モデル A~F が表-2.3.3.1 に示す数だけ作用すると仮定し，

各嵐を Table.1 の確率でランダムな順序で作用させる。

図-2.3.3.8 に示すように，全ての嵐の荷重頻度を結合して一つの嵐として並べ替え，(この嵐モデルでは calm に対する荷重は含まれておらず，総繰り返し数は 4,464,000 サイクル)。この嵐の繰り返し数を 1/93 として(嵐 1 つあたりの繰り返し数は 48,000 サイクルとなる)，93 回繰り返し作用させる。

という 2 パターンの載荷履歴に対する疲労き裂成長解析を実施した。この結果を図-2.3.3.9 に示す(本報の計算結果は全てフェイス内におけるき裂成長に対応する)。黒い太線が の計算結果であり，その他の曲線が の計算結果に対応する。この結果から，荷重遭遇履歴に起因するゆらぎは ±30%程度生じ得る事がわかる。図-2.3.3.9 に示す，Simple method とは，荷重振幅が変化した場合の過渡的なき裂開閉口挙動を無視した加藤の式 [加藤他，1983] を適用した結果であり，Present method とは FLARP と同様の手法で，き裂開閉口挙動をシミュレーションした結果に相当する。フェイス破断までの疲労き裂伝播寿命の解析結果は Simple method 及び Present method のいずれの場合も， の荷重履歴の考慮法は， で考えた，嵐のランダム出現に対応する結果の平均値に近い結果となった。ただし，き裂開閉口挙動をシミュレーションした場合には，無視した場合に比較して疲労亀裂の成長が 2 倍以上遅れている。参考として図-2.3.3.7 の嵐をそのまま(荷重が増減する順序で)作用させた結果と荷重が徐々に増加するように並べ替えて計算した結果をそれぞれ図-2.3.3.10 及び図-2.3.3.11 に示す。これらの結果では present method および simple method での結果にほとんど差異がなく，図-2.3.3.11 に見られるように最大荷重が上昇した場合の加速効果が現れて少しではあるが，寿命が上記とは逆に短くなっている。

以上の結果，本報告で設定した荷重履歴の取り扱い手法は，ほぼ平均的な疲労き裂成長曲線を与えられられる。

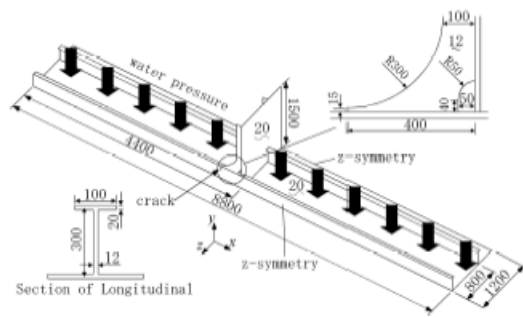


図-2.3.3.6 解析対象（ダブルハルタンカー縦通材と横部材の交差部）

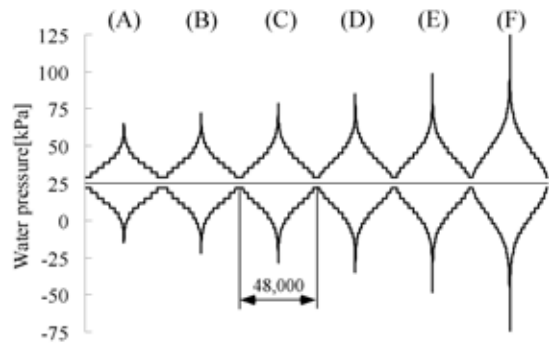


図-2.3.3.7 嵐モデル荷重

表-2.3.3.1 各嵐の個数

A	B	C	D	E	F
× 42	× 25	× 12	× 7	× 6	× 1

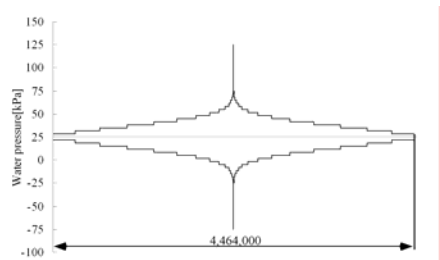


図-2.3.3.8 嵐 A~F の荷重頻度を結合した嵐モデル

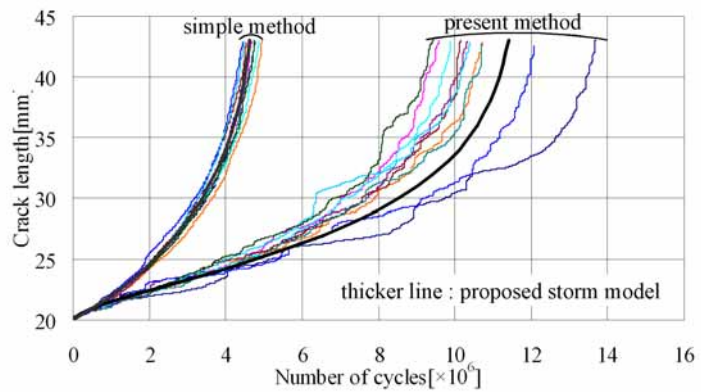


図-2.3.3.9 嵐 A~F の荷重頻度を結合した嵐モデルの繰り返し数を 1/93 にし、これを 93 回作用させた時のき裂成長曲線（黒太線）及び、ランダムに嵐を作用させた時のき裂成長曲線

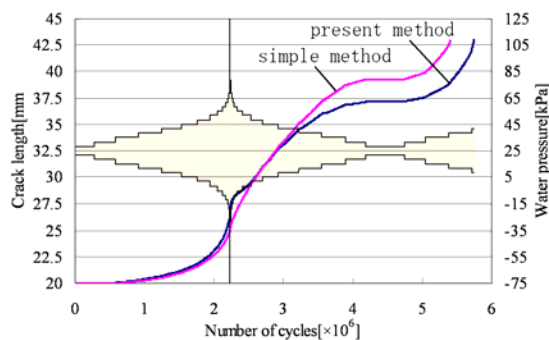


図-2.3.3.10 図-2.3.3.8 の嵐を直接適用した結果

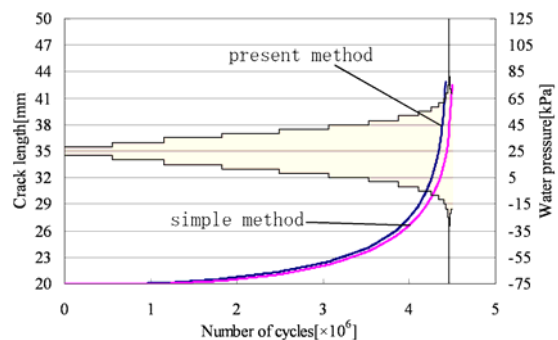


図-2.3.3.11 荷重が単調増加するように並べ替えた結果

2.4 まとめ

本章では、ハッチサイドコーミングの突合せ溶接部から疲労き裂が発生・成長し、これが脆性破壊の引き金になるとの懸念に基づき、1) 溶接止端からの脆性破壊の発生、及び 2) 突合せ溶接内部に存在する初期欠陥からの脆性破壊の発生、の 2 ケースを想定し、この両者についてのケーススタディーを実施した。

その結果、「溶接止端からの発生」についてはその可能性殆どないことが確認された。

一方、「突合せ溶接内部に存在する初期欠陥からの発生」については、板厚方向初期欠陥寸法が板厚の 1 割程度以上であれば、設計寿命期間中に疲労により板厚貫通き裂にまで成長する場合があります、且つその後の成長速度が急となる（例えば図 2.3.3.4 を参照すれば板厚貫通後のき裂成長曲線が急勾配になっていることから理解される）ので早晚限界に達し、脆性破壊事故の引き金になり得ることが判明した。

A船、B船、C船が就航中の全コンテナ船の両極端をカバーしているとは言えないが、大雑把ながら疲労き裂の成長速度は個船ごとの波浪変動応力の相違で $\pm 20\%$ 、波浪荷重遭遇履歴の相違で $\pm 30\%$ 程度（概ね正規分布を想定した場合の ± 2 範囲に相当すると考える^{*}）、ゆらくことを考慮する必要がある。

そこで、疲労による初期欠陥の成長が変動応力幅の 3 乗に比例すると近似した上で、3 船の単純平均を全コンテナ船の平均であると仮定した場合の概略限界寿命線図を、図-2.4 に示す。縦軸は埋没欠陥サイズ（幅で板厚との比）を示し、初期欠陥サイズを約 0.15 (9.75mm:大きめ)、脆性破壊発生限界サイズの目安として板厚貫通時点 (1.0) を設定している。一方、3 本の横軸は就航航路別の相当船齢を示している。ここでは耐用寿命の目安として 25 年を設定している。破線 (Lower Boundary) は、「変動範囲 (成分) が、かなり大きいコンテナ船 (仮に全数の 20% 相当とすれば安全側の想定と考えられる)」で波浪荷重遭遇履歴も -2 (超過確率 2.5%) と厳しい場合を、一点鎖線 (Upper Boundary) は、「変動応力範囲 (成分) が、かなり小さいコンテナ船」で波浪荷重遭遇履歴も +2 (超過確率 2.5%) と楽な場合を、大凡示す。実線 (mean) は変動応力範囲 (成分) も波浪荷重遭遇履歴も、共に平均的な場合を示す。以下の と は、実際に就航船数が多い中で最も厳しい北太平洋航路への就航船に注目した場合の考察である。

変動応力範囲 (成分) が相対的に大きいコンテナ船で波浪荷重遭遇履歴 (順序) が最も厳しいものから約 2.5% にあたる “非常に限定された数” のコンテナ船では、船齢約 15 年時点で限界欠陥サイズに達し得る。換言すれば、北太平洋航路就航船の殆ど (大雑把には、 $100 - 0.2 \times 2.5 = 99.5\%$ 以上) では、船齢 15 年時点までに限界欠陥サイズに達しない。

平均的なコンテナ船では、船齢 25 年時点でも限界欠陥サイズには達せず、脆性破壊は発生しな

^{*} 図-2.3.3.9 の亀裂成長曲線は、図-2.3.3.7 と表-2.3.3.1 に示された 6 階級の嵐 (計 93 個) の遭遇順序を、ランダムに 10 通り生成して作用させた場合のゆらぎを示す。ゆらぎは大凡、平均 (1 ケース) の周り $\pm 20\%$ の範囲に収まっている。一方 $\pm 15\%$ の範囲に、11 ケース中の 8 ケースが収まっており、乱暴ながら正規分布を仮定した場合の ± 2 範囲 (約 70% を納める) に相当するので、ここでは実船でのゆらぎ範囲を、拡張して $\pm 30\%$ (正規分布での ± 2 範囲相当) と設定する。なお実船では、片道航海あたり 1 回の “嵐” に遭遇すると仮定すれば、25 年間累計で約 500 回レベルの “嵐” 数に遭遇する事になる。

い。但し，船齢 25 年時点では約 50% 弱のコンテナ船が限界欠陥サイズに達する。

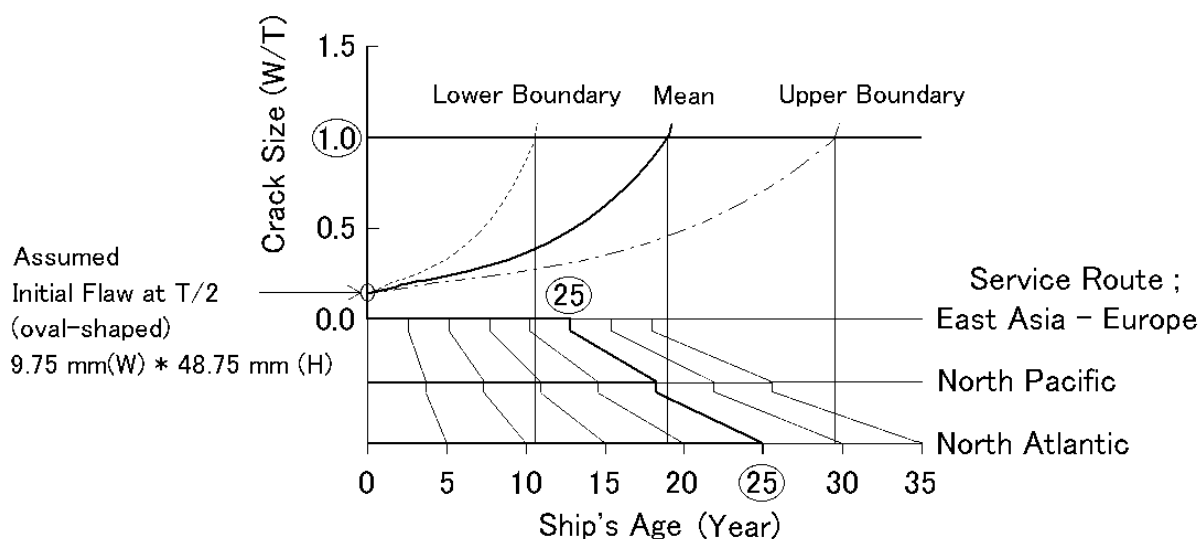


図-2.4 概略限界船齢線図

就航航路が極東欧州であれば，船齢 25 年時点でも限界欠陥サイズに達する可能性はかなり減少する。但し，殆ど無くなるとまでは言えない。反面，もし船齢で約 10 年以上の北大西洋航路就航船が実際にあれば，限界欠陥サイズに達する場合があるので注意が必要である。

なお，以上の考察の「前提条件」は以下であり，実際の該当隻数が更に絞られる点に留意すべきである。特に，実際の初期欠陥サイズが想定よりも小さい場合（例えば板厚の 10% 以内？）には，限界欠陥サイズに達する可能性が大幅に低下すると考えられる。

- ・（極）厚鋼板採用のコンテナ船であること
- ・ 40 キロ級の高張力鋼採用による高応力作用船であること
- ・ 埋没初期欠陥サイズが約 10mm（幅）* 50mm（高）と，大きめであること
- ・ 初期欠陥が板厚中央に位置し，表面に達して視認（容易に検知）可能となるのが遅れること
- ・ 厳冬期に大嵐に遭遇すること

これらの検討結果から板厚の 1 割程度の幅を有する初期欠陥は，新造時検査において全て検出して補修することが望ましい可能性がある。また，就航船についても航路と船齢に応じて追加検査を行い，要すれば補修することが望ましいが，限界欠陥サイズについては個船ごとの条件を勘案して決める必要がある。

以上の検討では，非破壊検査で確実に検出できると期待され得るという観点から限界初期欠陥幅（板厚方向のき裂長さ）の目安を板厚の 1 割程度としたが，万一板厚を貫通して大きなき裂になっても，破壊靱性値 K_{IC} が大きい場合には限界き裂長さが大きくなるので，脆性破壊発生にすぐさま繋がるという訳ではない（前述の様に，早晚繋がる傾向にはある）。一方，次章に示す様に実際の K_{IC} 値が低い場合には板厚貫通以前に脆性破壊にいたる可能性も否定できない。

また，本章では簡易化のために，鋼材の諸性能を板厚に関わらず同一と仮定した検討を行ったが，鋼材性能の実傾向からは，ハッチコーミングが厚手である程許容される初期欠陥幅（絶対値）

が大きい即ち、「初期欠陥幅が同じであるならば厚手程（板厚貫通までに要する時間が長くなるので）安全である」と一般的に解釈するのは誤りであり、注意を要する。今後、より多くの要因を考慮した包括的な検討が必要である。

また、厳密には脆性破壊の発生の可能性については、静的な条件下だけでなく、動的条件も考慮した木目の細かい検討が必要である。

参考文献（第2章）

- 大川鉄平,角洋一(2006):変動振幅荷重を受ける船体構造の疲労き裂伝播シミュレーション,日本船舶海洋工学会講演論文集, Vol.3, pp.393~394
- 加藤,栗原,川原(1983):広範囲の応力比条件下での疲労き裂伝播速度式の検討 き裂開閉口挙動に基づいた考察,日本造船学会論文集,第153号, pp.336-343
- 川原正言,栗原正好(1975):表面き裂の疲労による伝播成長過程に関する予備的考察,日本造船学会論文集, Vol.137, pp.297-306
- 豊貞雅宏他(1997):回し溶接止端部から発生・伝播する微視・微小き裂の アスペクト比変化に関する研究,西部造船会々報, No.95, pp.171~179
- 豊貞雅宏(2006):新しい概念による疲労寿命評価の概要と開発の現状,溶接構造シンポジウム2006 講演論文集, Vol.1, pp.211~218
- 日本造船研究協会,RR3 基準部会(1978,1979):危険物の特性及び運搬船の特殊設備に関する調査研究,研究資料 No.68R,及び No.78R
- 日本溶接協会規格、WES2805、(1997):溶接継手の脆性破壊発生及び疲労き裂進展に対する欠陥の評価の方法
- 松岡一祥(1983):溶接製殻構造物の残留応力に関する一解法,日本造船学会論文集, Vol.153, pp.210-217
- Glinka,G(1985):Calculation of Inelastic Notch-Tip Strain-Stress Histories under Cyclic Loading, Engineering Fracture Mechanics, Vol.22, Issue 5, pp.839~854
- Matsuoka, K. and Yoshii, T.(1996):Weld Residual Stress in Corner Boxing Joints, NK TECK BULLETIN, pp.1-10
- Newman, J.C. and Raju, I.S.(1981):An Empirical Stress-Intensity Factor Equation for the Surface Crack, Engineering Fracture Mechanics, Vol.15, No.1-2, pp.185-192
- Toyosada, M. et al.(2004):Fatigue life assessment for welded structures without initial defects; an algorithm for predicting fatigue crack growth from a sound site, International Journal of Fatigue, Vol.26, No.9, pp.993~1002

3. ハッチサイドコーミング部からの脆性破壊発生を防止させるための検討課題

脆性破壊に関しては、母材および溶接継手部（溶接金属と熱影響部）のシャルピー試験値が規格を満足していれば、発生しないものと考えられてきた。これは、通常はシャルピー試験値と脆性破壊の発生特性（ K_c ）に相関が成り立ち、シャルピー値が一定以上であれば、所定の K_c 値を満足するという考えに基づいている [北田, 1990]

しかし、厚手高強度材の熱影響部での最近の試験において、溶接金属と鋼材の硬さマッチングによっては、シャルピー値と K_c 値の相関が成り立たない場合があることが報告されている。その概要を以下に示す。

3.1 溶接部のシャルピー値と K_c 値に及ぼす硬さマッチングの影響

調査された鋼材は 36 キロ鋼と 47 キロ鋼のE級鋼で、板厚は何れも 50 から 70mmである。実績の降伏点は 36 キロ鋼で 375 ~ 426N/mm², 47 キロ鋼で 500 ~ 513N/mm²であった。溶接は、立て向きの 1 パス溶接で、入熱は板厚に応じ約 300 ~ 400 kJ/cmである。熱影響部の $vTrs$ は、9 から -21 の範囲にあり、-20 でのシャルピー値は 60 ~ 150Jと良好なものが用いられている。

尚、実測 K_c 値は中央切欠付広幅引張試験により求められている。

図 - 3.1 に溶接熱影響部の-20 での推定 K_c と実測 K_c 値の関係を示す。ここで推定 K_c は、図-3.1 中に示す日本溶接協会鉄鋼部会FTC委員会で得られたシャルピー試験での $vTrs$ からのもの [FTC委, 1981] である。なお、 K_c 値は機械ノッチのデータを疲労ノッチに換算 [日本造船協会第 3 基準研究部会, 1977] したものである。

推定値と実測値が概ね一致するグループと、推定値に比べ実績値が低下するグループが認められる。この差異は板厚中央部の溶接金属と母材の硬さの比()で整理され、YP36 キロ鋼では が 1.30 超で、YP47 キロ鋼では が 1.20 以上では相関が成り立たず、シャルピー値は良好でも、 K_c 値が低下する場合があることを示している。

これは、溶接金属と溶接により軟化した熱影響部との境界部にひずみが集中し、脆性き裂が発生しやすくなるものと考えられ、強度マッチングや溶接熱影響部の軟化幅の影響、ひずみ速度の影響等につき検討する必要がある。

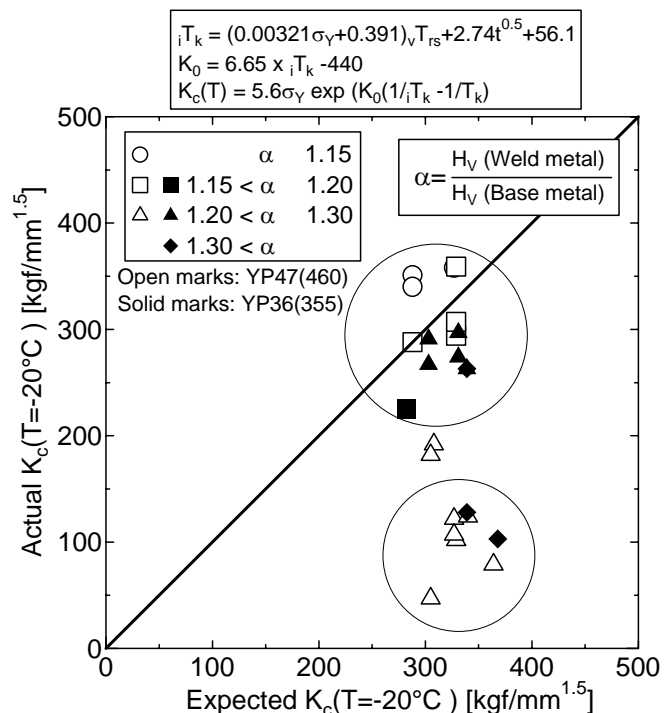


図-3.1 破壊靱性値 K_c に及ぼす強度マッチングの影響

4. 万一脆性破壊を起こした場合に脆性き裂を停止させるための検討課題

従来、溶接部から発生した脆性き裂は、溶接残留応力により溶接部から母材に逸れ、その脆性き裂伝播停止性能により停止すると考えられてきたが、厚手高強度材の場合で、脆性き裂が溶接部に沿って伝播する例、および、母材に脆性き裂が進入しても、停止しない可能性があることが報告されている。その概要を以下に示す。

4.1 大入熱溶接熱影響部の脆性き裂伝播停止性能

試験体は実構造を模したもので、幅は 2.3m、ピン間距離は 7.3m であり、8000 t 級の試験機で大型 ESSO 試験が実施された。試験体の構造を図-4.1 に示す。

使用された鋼板は YP47 キロの E 級鋼で、板厚は 70mm、溶接熱影響部のシャルピー値は-20 で 138J であった。

負荷応力は 230MPa で、-10 で試験が実施された。窓枠型スターノッチは 0.2mm のソーカットとし、熱影響部からき裂を発生させている。その結果を写真 - 4.1 に示す。

脆性き裂は溶接熱影響部から逸れることなく直進し、停止することなく破断に至った。スティフナは隅肉溶接(熱影響部)とパーシャル溶接(熱影響部以外)の取り合いで脆性き裂が発生し、破断している。

この結果は、日本造船研究協会 SR147 研究部会での大型アレスト試験結果と [日本造船研究協会第 147 研究部会, 1978], 大きく異なったものとなっている。これは、SR147 研究部会が板厚 40mm 以下であるのに対し、本試験は板厚が 70mm と厚く、その影響の可能性を指摘している。

なお、その後の追加試験により、YP40 キロ鋼(板厚 65mm)でも同様の結果が得られている。

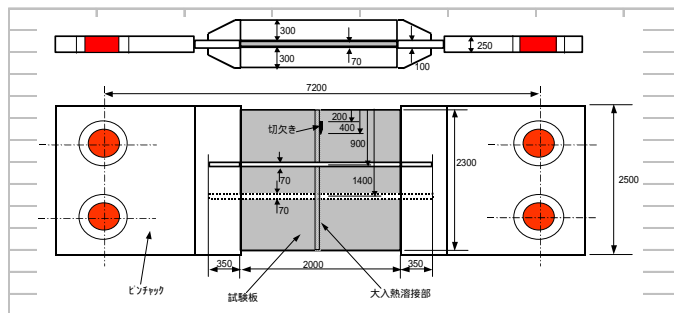


図-4.1 大型 ESSO 試験体



写真-4.1 溶接熱影響部の大型 ESSO 試験結果

4.2 母材部の脆性き裂伝播停止性能

YP40 キロ鋼でも脆性き裂が溶接部を直進するという結果が得られたため、たとえばバットシフトのようにき裂を母材に突入させることを想定し、母材の大型 ESSO 試験でその停止性能が調査されている[山口他,2005、Yamaguchi et.al,2006]

試験体は概ね図-4.1 に示すものと同じであるが、き裂を直進させるため、試験体片面に500mm のサイドグループが付与されている。試験は負荷応力を 252MPa とし、-10 で大型 ESSO 試験が実施された。鋼材は板厚 65mm でシャルピー試験値は-40 で 170J の YP40 キロ E 級鋼である。



写真-4.2 母材の大型 ESSO 試験結果

試験結果を写真-4.2 に示す。

き裂は分岐し、一方は上部スティフナ手前で停止したが、もう一方は停止せず、破断に至った。やはりこの場合も、E 級鋼として、船級規則を満足するシャルピー値を有していても、脆性き裂を停止できない場合があることを示している。その後、試験体の構造は異なるが、何れも大入熱溶接熱影響部を約 800mm 助走させ母材に脆性き裂を突入させるタイプで前述と合わせ、合計 6 体の 8000 t 大型 ESSO 試験が実施された。その試験結果を図-4.2 に示す。

試験数が少ないため結果は明確ではないが、停止のためにはかなり低い $vTrs$ とすることが必要と考えられる。

本報告は、鋼板にき裂停止性能を要求する場合には、現状の船級規則の試験温度、および吸収エネルギーはき裂停止の指標になっていないことを示しており、シャルピー試験値の再検討や、板厚中央部の試験を含めた、新たな評価試験方法につき検討する必要があることを示唆している。

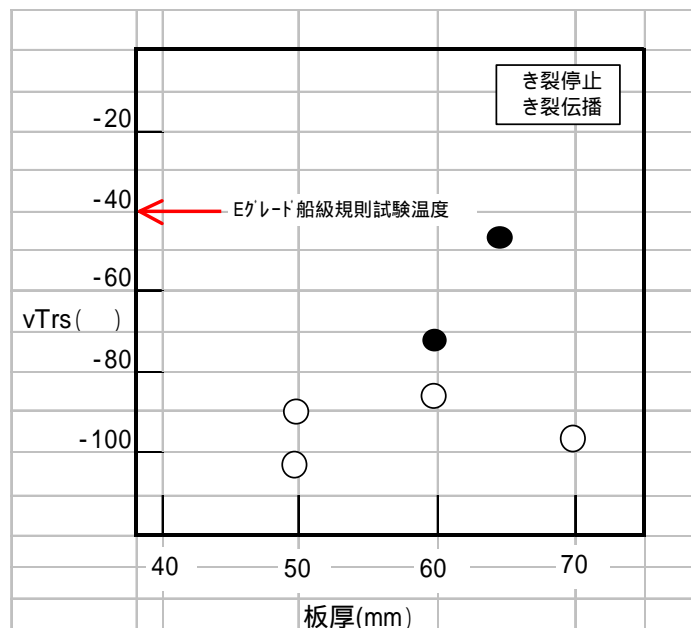


図-4.2 大型 ESSO 試験の停止性能に及ぼす母材靱性(1/4t L 方向)の影響

引用文献 (第3章, 4.1 および 4.2 章)

- 北田博重 (1990): TMCPによる降伏点 40kgf/mm^2 級鋼板の実船適用にあたっての靱性要求基準に関する研究” 東京大学工学部学位論文
- 日本造船研究協会第3 基準研究部会 (1977): 危険物の特性および運搬船の特殊設備に関する調査研究報告書 (別冊), 研究資料 No.59R
- 日本造船研究協会 第147 研究部会 (1978): 船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度に関する研究, 日本造船研究協会報告書第 87 号
- 日本溶接協会鉄鋼部会 FTC 委員会共同研究総合報告書,(1981): 破壊靱性基準に関する研究
- 山口欣也, 北田博重, 矢島浩, 廣田一博, 白木原浩 (2005): 超大型コンテナ船の開発 - 新しい高強度極厚鋼板の実用 - , 咸臨, 第3号, pp.70
- Y.Yamaguchi , T.Matsumoto and H.Yajima (2006): Technical Requirements to Ensure Structural Reliability for Mega Container Ships –Application of New Higher Strength Hull Structural Steel Plates of Heavy Thickness- , Int Sympo. Royal Institute of Naval Architect .

4.3 構造アレスト性能

一般に、船体構造は脆性破壊を発生させないように設計されているが、万一脆性き裂が発生した場合に、このき裂を停止させるのがアレスト性能である。このアレスト性能には鋼材自体の特性に因るものの他に、実際の船体構造における鋼板の交差部等において構造的なアレスト性能(構造アレスト性能)があることが知られている。

大型コンテナ船では、ハッチサイドコーミングと強力甲板は隅肉溶接継手であり、さらに長手方向に各々の突合せ継手位置をシフトさせることで、それらの接合部は未溶着部を持つT継手とすることが可能である。その一例を図-4.3.1に示す。

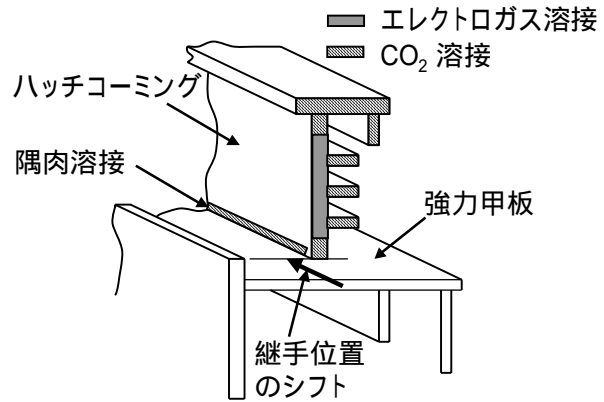


図-4.3.1 構造アレスト性に適したハッチサイドコーミングの一例

このような未溶着部が存在する隅肉継手の構造アレスト性能についての実験および解析結果が最近報告されているので、その報告[木治,2006、半田,2006]の概要を以下に示す。

(1) 厚板T継手部の脆性き裂伝播停止性能

ハッチサイドコーミングと強力甲板のT継手部に関する脆性き裂伝播停止性能を調査するため、厚板T継手ESSO試験が実施された。強力甲板を模擬する供試鋼板には、船体構造用の降伏点 355N/mm^2 級の厚鋼板(板厚60mm)が用いられており、T継手部の開先形状により未溶着幅を変化させ、脆性き裂伝播停止挙動が調べられている。図-4.3.2にT継手部の断面マクロ、図-4.3.3に試験体形状を示す。試験体を -10 に冷却後、公称応力 235N/mm^2 に相当する荷重を付与し、機械ノッチ部に打撃を与えて脆性き裂を発生・伝播させた。試験機のピン間(荷重負荷点間)の距離は3mであった。

表-4.3.1に本報告による試験結果を示す。未溶着幅0mm(完全溶込溶接)の場合、脆性き裂は脆化鋼板からT継手部に突入し、溶接金属を介して供試鋼板に流れ込み供試鋼板を貫通した。一方、未溶着幅33mmの条件では、脆性き裂は供試鋼板内に伝播したが停止した。未溶着幅65mmでは、脆性き裂は供試鋼板内に流れ込まずに、供試鋼板と溶接金属部の境界付近で停止した。

また、本T継手ESSO試験を対象とした静的弾性FEM解析がおこなわれ、T継手部における未溶着部のき裂停止効果は、脆性き裂がフランジに伝播してから顕著に現れることが示された。図-4.3.4に解析結果の一例を示す。

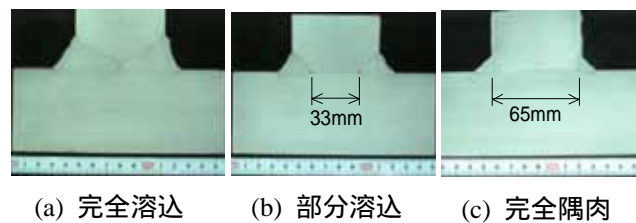


図-4.3.2 T継手の断面マクロ

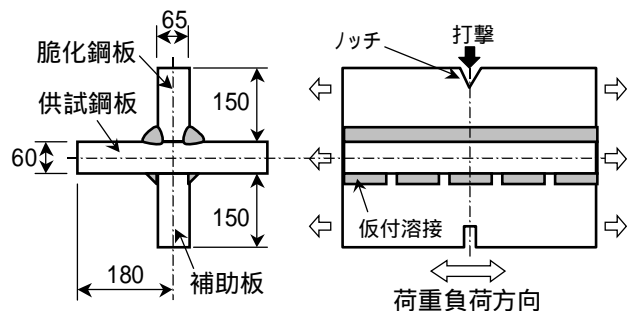
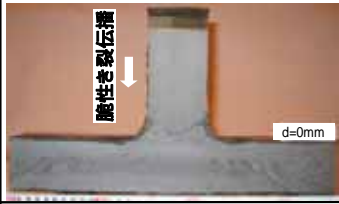
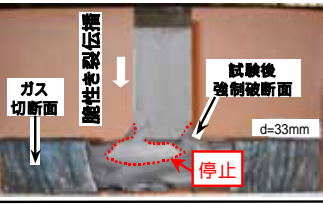

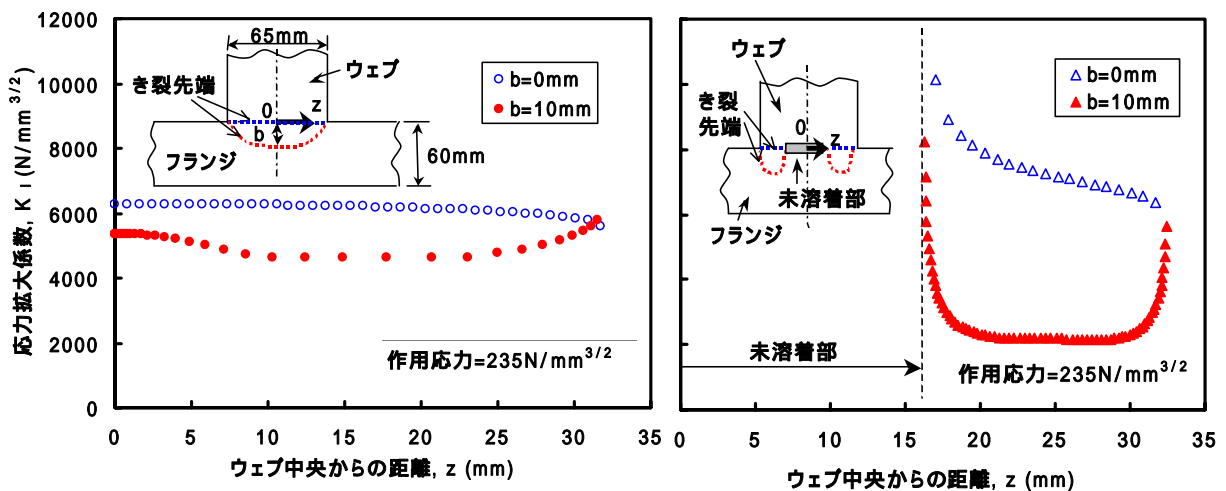


図-4.3.3 T継手 ESSO 試験体形状

表-4.3.1 T継手 ESO 試験結果

試験温度	-10		
作用応力	235N/mm ²		
未溶着幅	0mm [完全溶込]	33mm [部分溶込]	65mm [完全隔肉]
試験体破面			
試験結果	貫通	停止	停止



(a) 完全溶込モデル

(b) 部分溶込モデル

図-4.3.4 T継手ESO試験体モデルにおけるき裂の応力拡大係数 K_I

(2) まとめ

厚板 T 継手において、未溶着部を設けた継手構造とすることにより、突入する脆性き裂が停止し易くなるという試験結果が報告され、溶接継手形式の選定や未溶着部を設けること等の構造的な工夫で脆性き裂を停止させる構造アレスト性能の可能性が示されたといえる。しかし、本報告における突入き裂長さは 150mm であり、実船のハッチコーミングで想定される脆性き裂長さと比較して短いため、より大型の試験体を用いた検討が今後必要であろう。

引用文献 (第 4.3 章)

木治 昇, 中西 保正, 豊田 昌信, 與倉 隆人, 半田 恒久, 鈴木 伸一 (2006): 厚板 T 継手の脆性き裂伝播停止特性, 溶接学会全国大会講演概要, Vol.79, pp.164-165
 半田 恒久, 鈴木 伸一, 豊田 昌信, 與倉 隆人, 木治 昇, 中西 保正 (2006): 厚板 T 継手における脆性き裂伝播停止挙動, 日本船舶海洋工学会講演論文集, Vol.3, pp.363-364
 半田 恒久, 鈴木 伸一, 木治 昇, 豊田 昌信, 宮田 隆司 (2006): T 継手部の脆性き裂伝播停止挙動に及ぼす未溶着寸法の影響, 溶接構造シンポジウム 2006 講演論文集, pp.195-202

4.4 まとめ

極厚板の大型 ESSO 試験によると、船級規則の E 級鋼の要求を満足する鋼材でも、最低使用温度の-10 において、脆性き裂が停止しない場合があることが明らかとなった。大型 ESSO 試験での数少ない結果であるが、図 4.2 に見るように、E 級鋼として船級協会規則を満足するシャルピー値を有していても、1/4 t の位置で採取したシャルピー試験における破面遷移温度 (50%FATT) が通常の E 級鋼の実績 (約 -40) よりもかなり低い鋼材でない限り停止しないことを示している。

き裂長さが 300mm 程度までのき裂で停止させる場合には、 $K_{ca} < K_{ca}$ なるクライテリオンで脆性き裂の停止問題がほぼ論じられる。しかし、 K_{ca} 値 (の実測) を実船向けに製造された各鋼板で要求することは経済的でなく、その代わりにシャルピー値が要求値として設定される。

板厚 35mm より薄い鋼材に関しては、過去に 2 重引張試験が多くなされておりシャルピーエネルギー遷移温度 vT_E と K_{ca} 値の相関が検討され、WES3003[WES,1983]でその関係式を与えている。その後、日本鉄鋼協会[日本鉄鋼協会,1982]で 55 チャージの板で行われた温度勾配型 2 重引張試験とシャルピー試験 (最大板厚 50mm , 75mm のものが 1 チャージあるが 3 %Ni 鋼) の結果より、WES3003 の相関が調査され、全体的に vT_E (通常 50%FATT とほぼ同じ) からの推定値の方が高めであり、精度はあまり良くなく、非安全側となっていることが指摘された。そして独自に相関式を検討し、

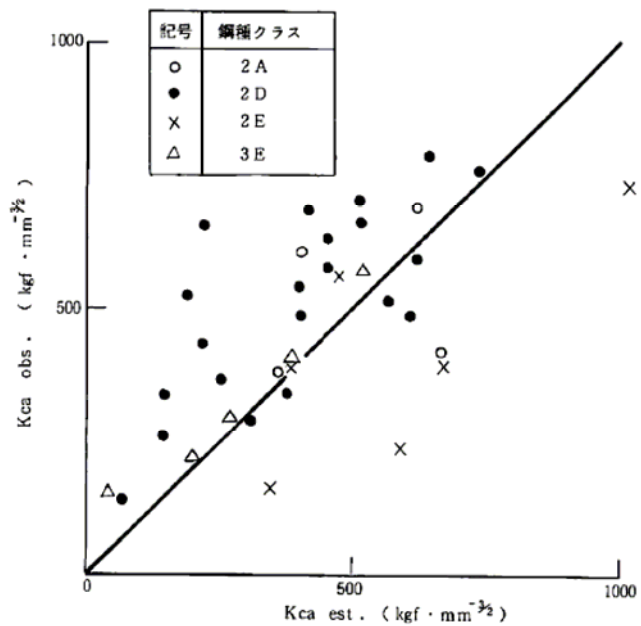


図 4.4.1 50 キロ級高張力鋼のシャルピーエネルギー遷移温度による K_{ca} 値の推定値と実験値の比較 [データシリーズ 4 , 1982 , 1976]

$$K_{ca} = 1548.8 \exp \left\{ \left(0.00327 - \frac{1}{T + 273} \right) 10^{3.488 + 0.0069 vT_E + 0.0055 t} \right\}$$

ただし、

K_{ca} : き裂伝播停止靱性値 ($kgf \cdot mm^{-3/2}$)

vT_E : エネルギー遷移温度 ()

t : 板厚 (mm)

T : 温度 ()

なる結果を得ている。図 4.4.1 は 50 キロ級高張力鋼 (YP315 鋼および YP355 鋼) の A 級鋼および

D 級鋼（記号 2A,2D，板厚は 25~35mm が大半で $\sqrt{T_E}$ は -27~-47）に，50mm が 1 チャージ（記号 3E（BS4360Gr.50）， $\sqrt{T_E} = -43$ ）と 35mm が 1 チャージ（記号 2E， $\sqrt{T_E} = -62$ の E 級鋼）についての相関図であり，良い相関があることが報告されている。

上記相関式を使って，SR193 での一般部材での最低使用温度 -10 における要求 K_{ca} 値 $400 \text{ kgf}\cdot\text{mm}^{-3/2}$ を求めると，板厚 60mm で $\sqrt{T_E} \approx -60$ ，板厚 80mm で $\sqrt{T_E} \approx -77$ となる。この値は，平均的な相関関係から求めたもので，図 4.4.1 のばらつきは $\sqrt{T_E}$ でおおよそ ± 20 あるので，安全側をとれば，板厚 60mm で $\sqrt{T_E} \approx -80$ ，板厚 80mm で $\sqrt{T_E} \approx -97$ となる。図 4.2 の結果と比較すると，同等の要求でき裂停止が生じており， K_{ca} 値が $400 \text{ kgf}\cdot\text{mm}^{-3/2}$ 以上あると，ほぼき裂停止が期待できるのではという結果となっている。また SR193 での重要部材に対する要求 K_{ca} 値 $600 \text{ kgf}\cdot\text{mm}^{-3/2}$ を採用すると，さらに 20~30 低温側の遷移温度を要求しなければならないことになる。

しかし上記の結果はあくまで 35mm 程度までの 2 重引張試験と 1/4 t のシャルピー値の相関が極厚板でもそのまま成立すると仮定して導いたものである。厚板になると圧延効果が板厚中心まではなかなか作用せず，1/4 t の位置より 1/2 t の位置でのシャルピー遷移温度は高くなることが予想される。一方き裂停止には，表層部のシアリップが影響を及ぼすが，板厚中心部のトンネル効果も影響を与え， K_{ca} 値が 1/4 t の位置での靱性で支配されるのか，1/2 t の位置の靱性で支配されるのかも現状では分からない。したがって，脆性き裂伝播停止性能の観点から極厚板ではどの位置のシャルピー試験が必要なのかを明らかにして，その要求値を検討することが必要である。

いずれにしても -10 における K_{ca} 値が $400 \text{ kgf}\cdot\text{mm}^{-3/2}$ 以上に対応するシャルピーの要求値は現状で出回っている E 級鋼の上限に近い。板厚が 35mm までの鋼材に対する K_{ca} と $\sqrt{T_E}$ の相関が，極厚板の 50 キロ級ハイテンにもそのまま成り立つとしての結果であり，この関係を見直すことがまず必要であろう。

実船の場合，極厚板で脆性破壊発生の可能性があるのは，溶接継手に融合不良などの初期欠陥が存在する場合に限られるであろう。この場合，初期欠陥からいきなり脆性破壊が発生する可能性は低く[Ⓢ]，繰返し負荷が作用して初期欠陥が疲労で成長し，限界き裂長さになって脆性破壊が発生することが問題となる。しかし，溶接継手に沿って脆性き裂が伝播しても，例えば実船のハッチコーミングのようにエレガス継手に続き CO_2 溶接継手が存在する場合は，靱性が比較的高い小入熱の溶接部でき裂が停止することも考えられる。これら実船の構造を考慮した現象についても今後検討する必要がある。

ハッチサイドコーミング部から脆性破壊が発生して脆性き裂が甲板を伝播した場合でも，船体側板に入ると板厚も薄くなるので，この効果で脆性き裂が停止する可能性もある。しかし側板の大部分にき裂が入った場合，たとえき裂が停止しても後の波で引きちぎられる事が起こるかも知

[Ⓢ] 欠陥補修時に欠陥を完全に除去せずに補修溶接すると，欠陥先端が熱ひずみ脆化を起こし，それより脆性破壊を起こす場合もある。この場合，局部的に発生・停止するポップインが生じる可能性もある。この直後はき裂閉口が生じないため，疲労き裂は一時的に加速する。

れず、このようになる前に停止させるための条件を明らかにすることも必要である。さらには、脆性破壊が短いき裂で停止した場合には、その後の波浪で再度脆性破壊が起こらないことを担保できる条件についての検討も必要であろう。

また 4.3 に示したようにハッチサイドコーミングと甲板の取り合いを部分溶込み T 継手あるいは隅肉 T 継手とすることで、甲板突入時の K 値を低下させると同時に、甲板に突入時の甲板の圧延効果による表層部の高靱性によって、構造的に脆性き裂は停止し易くなることは明らかである。ただし 4.3 で用いた試験片では、脆性き裂を試験板に突入させた時のき裂長さが 150 mm と短く、その時の K 値が低かったために停止した可能性もある。試験片端部からの応力反射で多軸拘束度が小さくなり停止しやすくなるなどの効果が実船では表れにくくなるので、アレスト現象を定量的に解明するには、動的効果を考慮したシミュレーション技術の向上を図りそれらと併用した検討が今後必要である。すなわち構造的不連続を利用して長大き裂領域で停止させ得るか否かを探るには、未だ完全なものでないが、脆性き裂が伝播できる最低速度を 100m/s と仮定してき裂停止を論じている 1.2 で紹介した動的効果を考慮したコンピュータシミュレーションを使って実験結果と比較することがまず必要であろう。そしてシミュレーションでのき裂停止状況と実験結果が一致するよう修正を行い、その手法を用いて実船でのクラック停止性能を議論するべきである。

上記シミュレーションは温度勾配型 ESSO タイプの平板にしか適用されていないが、スティフナーや部分溶け込み T 継手にも適用できるように改良し、サギング状態からホギング状態に変化する負荷過程での最大応力速度を与えて脆性き裂を発生させ、この条件下で脆性き裂が停止するか否かを検討し、この情報をもとに、要求 K_{ca} 値などの検討をする必要がある。

この要求 K_{ca} 値が定まった後、工学的な指標であるシャルピー値要求を検討しなければならない。もちろん、脆性き裂を停止できるということで脆性き裂を発生させないための検討が不必要というのではなく、最優先である脆性き裂発生防止に加えて停止能力を持たせることが安全性の観点から望ましい（特に脆性き裂の確実な発生防止が現実的に不確実で、且つ、発生の確率が許容できないレベルにある場合）。

参考文献

日本鉄鋼協会(1982)：データシートシリーズ 4，構造用鋼板の破壊靱性値

日本溶接協会規格 WES3003,(1983)：低温用圧延鋼板判定基準

5 . 極厚板溶接部に対する非破壊検査技術の現状

5 . 1 各種非破壊検査技術について

船体の検査に適用される非破壊検査法は通常下記の方法がある。

(1) 内部欠陥検査方法

(a) 放射線透過試験 (RT)

健全部と欠陥部の放射線透過能の差を利用して、欠陥検出を行う検査法。一般に X 線が利用される。体積欠陥の検出精度が高く、き裂などの面状欠陥の検出性能は劣る。

(b) 超音波探傷試験 (UT)

指向性のある超音波ビームを送受信して、欠陥の反射波の伝播時間及び反射強度を計測し、欠陥を評価する検査法。割れ等の面状欠陥の検出精度は高いが、体積欠陥からの反射エコーが球状波として広がり、受信位置で十分な超音波の強度が得られにくいため体積欠陥の検出性能は劣る。鋼板の板厚が 100mm 程度でも十分な欠陥の検出能がある。

(2) 表面欠陥検査方法

(a) 浸透探傷試験 (PT)

毛細管現象を利用して、表面開口欠陥の内部に浸み込ませた浸透液を、現像剤を用いて吸い出して得られる指示模様から、表面に開口した欠陥を検出する検査法。

(b) 磁粉探傷試験 (MT)

電磁石等によって被検査体に磁束を発生させ、そこに微細な鉄粉を散布して欠陥部で生じる漏洩磁束に吸着された磁粉模様を詳細に観察し、表面開口欠陥や表面直下の欠陥を検出する検査法。表面上の微小な欠陥や、表面近くにある欠陥を検出するのに優れている。

5 . 2 極厚板溶接部の非破壊検査について

表面欠陥に対しては、極厚板であっても従来と同様の精度で浸透探傷試験、或いは磁粉探傷試験により欠陥検出は可能である。

内部欠陥に対しては、放射線探傷試験では、極厚板ともなると高出力 X 線装置である必要がある。しかし、最大出力 300kVp の装置でも、鋼板の透過力は 60mm 程度、また、コバルト 60 ガンマ線装置の場合、透過力は約 70mm であるが、船台上での取り扱いには非常に困難である。従って、極厚板の内部欠陥の検査に放射線透過試験を用いるのは困難であり、超音波探傷試験のみが現実的である

(1) 極厚板に対する検査の実際

極厚板(65mm ~)の内部欠陥検査には、超音波探傷試験のみが行われているが、基本的な要領は下記に示すように、低周波数の探触子で両面両側から直射法で行われている。(図-5.1 参照)。

周波数：2MHz (又は 5MHz)

屈折角：45° ~ 70°

探傷方法：直射法 (又は、直射法及び一回反射法)

探傷面：両面・両側 (又は、片面・両側)

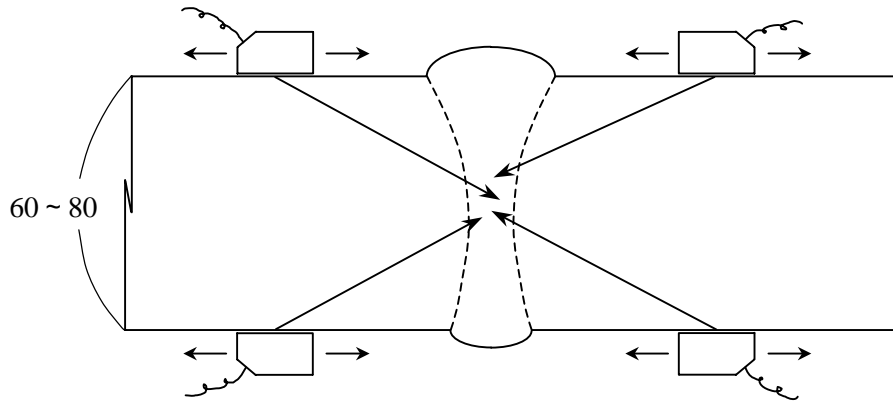


図-5.1 極厚板溶接部に対する超音波探傷試験

(2) 従来の超音波探傷試験法による非破壊検査の問題点

2章の疲労き裂成長解析ケーススタディー結果によると 検出が要求されるのは安全側を見て板厚の10%以上の初期欠陥である。しかし、不確定要素を考え安全側として板厚の5%を検出する必要があるとすると、板厚が65mmの場合、初期欠陥幅は約3mmとなる。超音波探傷試験の検知限界寸法の目安としては理論的には波長/2と言われており、数ミリの欠陥まで検出可能である。実際、検査実務者によると、3mm程度の大きさまでの欠陥なら何とか検知(存在の有無)する事ができるとのことである。

しかしながら、現在行われている超音波探傷試験法では、標準試験片を使って作成したエコー高さ区分線を基に、エコー高さと欠陥指示長さをを用いて、欠陥の分類/可否を判定する。この評価基準である欠陥分類は、JIS Z 3060 の例では1類から4類までの4種類が定義されているが、相対的な指標であり、具体的な欠陥寸法とは対応していない。船級協会が船体構造の溶接部に要求する超音波探傷試験も基本的に同様であり、具体的な欠陥寸法とは対応しておらず、3mm程度の欠陥を排除しているといえるのか判断することができない。なお、UTにより欠陥幅を測定する参考手法として「きずの指示高さの測定方法」がJIS Z 3060 付属書8に記載されているが、船台上での実施は非常に困難で、計測対象の欠陥の状況に影響を受け易く、精度もよくない。

以上より、許容欠陥幅を3mm程度とするならば、現在造船所で実施されている通常の超音波探傷試験法では、その検出自体がそれ程容易では無いと言える。更に、欠陥寸法を精度よく測定する方法がないので、合理的な検出欠陥の判定が困難であると考えられる。

(3) 超音波探傷試験の精度を上げる方策

検出精度向上策として、従来超音波法を改良して利用する方法(例えば極厚板の検査に対応した集束探傷法等)や、欠陥寸法を精度よく測定することが出来る新しい超音波探傷試験法として近年、種々の業界で利用されてきている TOFD 法やフェーズドアレイ超音波法の利用が考えられる。

表 5-1 に、それぞれの方法に対する今後の検討項目を示す。

5.3 まとめ

極厚板溶接部の検査については、現実的な面より超音波探傷試験に限られる。しかし、厚板になることによる検出精度の検証が十分とは言い切れない。また、現在行われている検査方法は、エコー高さと欠陥指示長さを元に判定する手法で有り、欠陥検知の上では合理的な手法であるが、一方で具体的な欠陥寸法との結びつきが弱く、欠陥寸法を厳密に定義した場合には検出欠陥の判定が困難である。今後の課題として例えば

次の項目が挙げられるが、実際の非破壊検査作業に即した現実的な検証が必要である。

- 1) 極厚板溶接部で問題となる疲労き裂発生原因となる初期欠陥は、例えば溶接未溶着欠陥の様な応力集中の大きい初期欠陥に限定されると考えられる。すなわち、検査対象となる溶接部と排除すべき欠陥の形態を限定することで、現在行われている超音波探傷試験法による検知可能な欠陥サイズの定量的評価ができないか検討する。
- 2) より検出精度の高い超音波探傷法について検討を実施する。また、定量的な欠陥寸法測定の可能な超音波探傷法の採用について検討する。

表-5.1 検討項目

1. 従来 UT 法 (改良) による検討
(1) パラメータ
非集束斜角 UT 法 [一般に用いられている方法]
<ul style="list-style-type: none"> ・ 周波数 ・ 屈折角 ・ 振動子寸法
集束斜角 UT 法 [精度が要求される場合等に用いられる方法]
<ul style="list-style-type: none"> ・ 周波数 ・ 屈折角 ・ 振動子寸法 ・ 超音波の集束範囲 (集束領域) ・ 超音波の集束径
(2) 検討項目
欠陥検出性能
<ul style="list-style-type: none"> ・ 材料ノイズレベル ・ SN 比 (欠陥信号と材料ノイズの比)
結果位置, 欠陥寸法 (長さ) 測定精度
<ul style="list-style-type: none"> ・ 寸法 (長さ) 測定方法と測定精度の関係把握
(3) 試験体
<ul style="list-style-type: none"> ・ 人工欠陥内在試験体 ・ 自然欠陥内在試験体
2. 新しい UT 法 (TOFD 法) による検討
2-1 TOFD 法
(1) パラメータ
<ul style="list-style-type: none"> ・ 周波数 ・ 屈折角 ・ 振動子寸法 ・ 交軸点深さ (探触子配置)
(2) 検討項目
欠陥検出性能

<ul style="list-style-type: none"> ・材料ノイズレベル ・SN比（欠陥信号と材料ノイズの比）
<p>結果位置，欠陥寸法（高さ，長さ）測定精度</p> <ul style="list-style-type: none"> ・探傷条件と測定精度の関係把握 対象物に対応した TOFD 法の探傷条件を明らかにする。
（3）試験体
<ul style="list-style-type: none"> ・人工欠陥内在試験体 ・自然欠陥内在試験体
2-2 フェーズドアレイ超音波法
（1）パラメータ
<ul style="list-style-type: none"> ・周波数 ・振動子寸法（1エレメントの寸法，同時励振エレメント数） ・超音波集束方法 ・スキャン方法（セクタ，リニア）
（2）検討項目
欠陥検出性能
<ul style="list-style-type: none"> ・材料ノイズレベル ・SN比（欠陥信号と材料ノイズの比）
結果位置，欠陥寸法（高さ，長さ．）測定精度
<ul style="list-style-type: none"> ・探傷条件と測定精度の関係把握
対象物に対応したフェーズドアレイ超音波法の探傷条件を明らかにする。
（3）試験体
<ul style="list-style-type: none"> ・人工欠陥内在試験体 ・自然欠陥内在試験体

6.まとめと今後の課題

E級鋼の規格を満たす極厚板大入熱溶接継手の大型 ESO 試験で、脆性き裂が停止しなかった実験結果を受けて、極厚板を大型コンテナ船に適用する可否の初期検討を行った。

具体的には本 FS 委員会参加造船会社中の 3 社による大型コンテナ建造船を対象に、そのハッチサイドコーミングの突合せ継手部（それぞれ板厚は 65mm, 80mm, 65mm の EH40 鋼）について疲労き裂発生ならびに成長を検討し、脆性破壊の危険性を有するか否かのラフな検討を行った。

【疲労き裂の発生と成長に関して】

まず、As Weld突合せ継手止端部曲率半径の実績値における平均的な大きさ 0.5mmを建造船が有するとして、北大西洋航路という厳しい航路を就航すると仮定して、FLARPで疲労き裂発生・成長をシミュレーションしたが、 10^8 サイクルの波浪（船の一生を 25 年と仮定）を受けた後も、最大 10 μ mの深さの表面き裂に留まることから、特段の表面欠陥がなければ脆性破壊は生じないであろうという結論に達した。

そこで、ハッチサイドコーミングの突合せ継手の内部に埋没欠陥があり、そこから疲労き裂が進展して板厚貫通後脆性破壊にいたるというストーリー（板厚貫通後のき裂成長がはやくなったので、貫通時点で脆性破壊をしないとしても早晩脆性破壊を引き起こす限界き裂長さに達すると考えられるため）を考えた検討を行った。既存船も対象とすることから、船上で UT 検査することを考え、確実に捕捉できる初期欠陥幅（欠陥高さ）を板厚の 12~15%とかなり大きめに設定した[ⓧ]。すなわち、具体的には 9.75mmの欠陥幅で欠陥長さ 48.8mmを初期欠陥として、北大西洋航路、北太平洋航路ならびに極東欧州航路の 3 つの航路に就航して、それぞれが種々の順序で大小様々な嵐に遭遇した場合を考慮したき裂成長曲線を case study 結果から推定した。その結果

- (1) 板厚貫通時点までの寿命に対し、荷重遭遇履歴に起因するゆらぎは約 $\pm 30\%$ 、個船毎の波浪変動応力の相違によるゆらぎは約 $\pm 20\%$ であった。前者のゆらぎ約 $\pm 30\%$ は、2.4 で論じたように、概ね寿命が正規分布で表されると想定した場合の ± 2 範囲に相当している。
- (2) 波浪変動応力範囲（成分）が相対的に大きいコンテナ船で波浪荷重遭遇履歴（順序）が最も厳しいものから約 2.5%にあたる“非常に限定された数”のコンテナ船では、船齢約 15 年時点で限界欠陥サイズに達し得る。換言すれば、北太平洋航路就航船の殆ど（大雑把には、 $100 - 0.2 \times 2.5 = 99.5\%$ 以上）では、船齢 15 年時点までに限界欠陥サイズに達しない。
- (3) 平均的なコンテナ船では、船齢 25 年時点でも板厚貫通き裂には達せず、脆性破壊は発生しない。但し、船齢 25 年時点では約 50%弱のコンテナ船が疲労で板厚貫通き裂に達する。

上記は、通常の UT しか出来ないと考え、板厚貫通き裂になる前には脆性破壊が発生しないと考えられるだけのレベルの破壊靱性値を有している継手を対象としたものである。しかし、板厚貫通き裂になる前に脆性破壊発生が危惧されるような低破壊靱性継手の場合には、欠陥幅 9.75mm

[ⓧ] 板厚が 60mmを超える板の突合せ継手の内部欠陥を検出する手段としては UT が現実的である。通常溶接欠陥の検出には横波斜角探触子を用いた UT が適用される。この場合高さ 3 mm以上の面状内部欠陥は確実に検出できる実績を有するが、反射法によって欠陥を検出しなければならず表面近傍に存在する欠陥に対しての検出能は低下し、傷の検出、その高さ方向の寸法測定などで満足できる結果が得られていないのが現状である。それを解決するための探触子はクリーニング波探触子、収束斜角探触子、表面 SH 波探触子、コンポジット斜角探触子、TOFD 溶接波斜角斜角探触子、フェイズドアレイ探触子などが開発されている。これらには長所、短所があり、これらを複数個組み合わせれば、確実な欠陥の捕捉が行える。ただし造船現場環境では複数手段を組み合わせるのは非現実的と考えられる。

よりも小さな幅の欠陥を確実に捕捉できることを確認した上で検査間隔などについて、きめ細かい検討をする必要がある。

[脆性破壊発生に関して]

船級規則の E 級鋼の要件(1/4 t 位置ボンド部 ~ HAZ3mm におけるシャルピー衝撃値が - 20 で 34 J 以上) を満たした極厚板突合せ継手のボンド部に貫通切欠きを挿入した中央貫通き裂付広幅引張が - 20 で行われている。試験に供された鋼材、溶接条件などは下記であった。

鋼材：YP355 鋼と YP460 鋼の E 級鋼

板厚：50 から 70mm

実績の降伏点：(YP355 鋼) 375 ~ 426N/mm² , (YP460 鋼) 500 ~ 513N/mm²

溶接：立て向きの 1 パス溶接 (入熱：約 300 ~ 400 kJ/cm)

熱影響部の v_{Trs} ：9 から - 21

- 20 でのシャルピー値：60 ~ 150J

そして、過去に日本溶接協会鉄鋼部会FTC委員会において得られた、35mm厚以下の鋼板溶接継手の 1/4 t 位置のHAZ部から採取したシャルピー試験で得た破面遷移温度 v_{TRS} と、ボンド部切欠き付き広幅引張試験で計測された K_C 値との相関式に当てはめて検討した結果、上記厚板でもそのまま同じ相関を有しているグループと、 v_{TRS} から推定されるより小さい K_C 値しか有しないグループに 2 分されることが明らかとなった。

この原因は溶接金属と母材の硬さの比 が大きい場合、ボンド部で軟らかい方にひずみが集中し、脆性破壊が発生しやすくなるためだと考察されている。そしてこの現象が生じるのは、

YP355 鋼：1.30 超

YP460 鋼：1.20 以上

の継手であることが報告された。

上記の結果は大入熱のため、HAZ軟化が生じたためなのか、あるいはCO₂継手のような小入熱溶接でも生じる現象なのか、さらには生じるとしてその場合の下限の は？など、今後調査する必要がある。また、脆性き裂発生の抵抗能力である破壊靱性値はひずみ速度が大なるほど低下するので、これも含めて脆性破壊発生問題を扱う必要がある。

[脆性き裂伝播停止性能に関して]

板厚 70mm、試験片幅 2,300mm でき裂伝播方向に直交してスティフナを配し、大入熱突合せ継手 HAZ から脆性き裂を発生させる超広幅 ESSO 試験が、下記の条件下で行われている。

鋼板 (板厚)：YP460 鋼 (70mm)

負荷応力：230MPa

試験温度：- 10 (船舶の最低使用温度)

HAZ のシャルピー値：138J (at - 20)

(E 級鋼溶接継手のシャルピー要求値 34J 以上を軽くクリアしている)

スティフナ：試験板と同じ

脆性き裂は HAZ を逸れることなく直進した。板厚 40mm 以下で行われた超広幅 ESSO 試験では、き裂は母材側に逸れて停止した結果とは大きく異なっている。YP390 (65mm) 鋼でも同様の結果が得られている。

また、YP390 の E 級鋼母材(65mm 厚)に突入させる試験 ,スティフナに突入させる超広幅 ESSO 試験も行われ、やはり脆性き裂が直進するという結果が得られている。さらに靱性を意図的に向上させた鋼材についても同様の試験が行われ、1/4 t のシャルピー破面遷移温度が - 80 以下では、脆性き裂が停止するという結果が得られている。

ただし、試験数が 6 体と少なく v_{TRS} が - 80 以下で脆性き裂を停止させ得るという結論は導けない。しかし、母材の靱性値を低温用鋼なみに非常に良好にすれば、脆性き裂を停止させ得る可能性がある。

また、ハッチサイドコーミングと強力甲板の取り合いを隅肉溶接継手とし、さらに長手方向に各々の突合せ継手位置をシフトさせ、それらの接合部を未溶着部を持つ T 継手とすると、構造的に脆性き裂が停止させる方向に働くことが明らかになった。

ただし 1.2 節で説明したように、脆性き裂停止問題は複雑で、端部からの応力波の影響を受けることによる脆性き裂停止能を動的効果を考慮して定量的に評価できるようにするか、実船で脆性破壊が起こり、停止したという事例がある程度存在しそれを逆解析するというようなことを行わないと実船で停止するか否かを真には判断できない。今後これらの研究が進展することを期待する。

また、脆性き裂が停止するという答だけでなく、停止する時のき裂長さまでを推定しなければ、その後の波浪でさらなる脆性破壊発生や、リガメントが小さくなって塑性崩壊はしないということを議論できないので、それも併せて求める研究が望まれる。

【 極厚板溶接部の欠陥検出能について 】

極厚板溶接部の検査については、現実的な面より超音波探傷試験に限られる。検出能は探触子の能力に依存するが、通常使用されている斜角探触子では、幅数 mm 程度の欠陥に対して面状欠陥なのか、球状欠陥なのか、さらには偏析なのかなどの欠陥判定も困難であり、厚板になることによる検出精度の検証が十分とは言えない。また、現在行われている検査方法では、欠陥寸法を精度よく測定できないので検出欠陥寸法に基づいた補修要否判定も困難である。したがって、今後の課題として、厚板溶接部の欠陥検出精度の検証、欠陥寸法計測方法の改善等があげられる。

上記の結果、すぐさまの対応が必要とは言えないが、今後船上での目視検査や定期検査などの機会に注意深く該当箇所に注視しておく必要がある。

付録 現時点の情報からの対策試案

本 FS 委員会での検討により、コンテナ船ハッチサイドコーミング部の極厚板突合せ溶接継手部に初期欠陥が存在しなければ、就航中に疲労き裂が発生しても、設計寿命の間には 1 結晶粒径程度しか成長せずに停留するため、脆性破壊の危険性はほぼ無い事が確認された。

しかし、波浪荷重履歴が平均的と考えられる北太平洋航路を就航するコンテナ船を想定すると、埋没溶接欠陥が存在し、その欠陥幅（板厚方向き裂寸法）が 10mm 程度（板厚が 65mm～80mm の場合）以上であれば、欠陥から疲労き裂が発生・伝播して船の一生（25 年）を待たずして板厚貫通にいたり、その後急速に成長する可能性があることが判明した。一方欠陥幅が 6mm 程度であれば、船の一生の間に初期の欠陥幅の 3 倍程度まで、すなわち 20mm 程度までしか成長しないことが判明した（図 2.3.3.3(a)参照）。

以下では現実的な重畳発生確率を考慮して、2 章で取り上げた A 船、B 船、C 船の北大西洋航路における縦曲げ応力振幅の最大期待値の 6/8 倍^④が、検知されないままに限界幅に達した溶接欠陥を有する状態で遭遇する最も大きな嵐の中を航行する際の最大縦曲げ応力振幅（以後、この応力に静水中の応力を加えたものを通常最大縦曲げ応力と呼ぶ）とする。

そのとき作用する通常最大縦曲げ応力（設計応力）は、

A 船	208MPa
B 船	209MPa
C 船	202MPa

となる。そこでき裂が内部欠陥より成長して板厚の半分程度の幅になった段階と、き裂が成長して板厚貫通き裂になった段階について、どの程度の K 値を有していれば脆性破壊が生じないのかを検討する。ここで縦曲げ応力として上記を丸めて、210 MPa が作用するとする。ここで、板厚は 65mm～80mm を考えているので、板厚の半分程度のき裂は図 A.1a) に示すき裂を想定していることになる。埋没き裂が表面に近い場合には板表面が自由境界となるため、K 値は上昇する。しかし、表面に同じ深さで偏平なき裂が存在する場合のき裂程には K 値は大きくならない。そこで安全側を採用して、半無限板の表面に 40mm 深さの非常に偏平なき裂がある b) 図に対する K 値、すなわち、

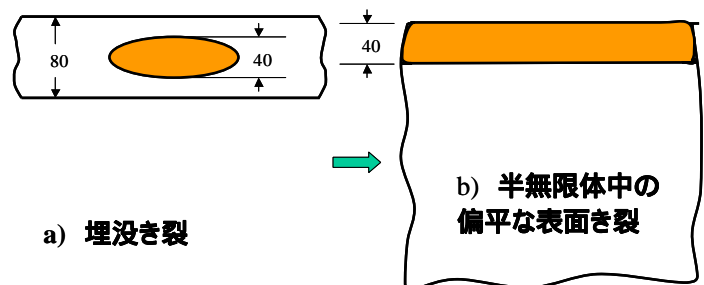


図 A.1 埋没き裂の安全側置き換え

$$K = 1.12\sigma\sqrt{\pi a} \tag{A.1}$$

ここで σ : 通常最大縦曲げ応力

a : き裂幅（ここでは 40mm。）

として検討する。また、板厚方向にほぼ一様な応力が作用するハッチサイドコーミングの場合、板厚貫通時のき裂長さは、川原ら [川原他, 1975] の結果より、板厚/0.46 になりき裂半幅で 87mm となるが、まるめて 100mm のき裂になった時として、

^④浸水時や局部損傷時のSurvival対応で考慮すべき動的荷重成分で、IMOやIACSで採用されている。0.2～0.25年(2～3ヶ月)に一回発生する荷重。

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \tag{A.2}$$

ただし、この場合、 a は板厚貫通時の表面き裂長さの 1/2 で与えた。ここで、板厚貫通時のき裂長さに関しては、図 A.2 に示すように、初期欠陥が板厚中央でなく、表面部近傍に存在した場合のき裂長さとしている。なお、通常は図 A.2 の b) の過程をたどるが、板厚貫通寿命は a) の場合の方が、最終き裂幅が板厚の 1/2 となるため、短寿命となる。得られた結果を表 A.1 に示す。

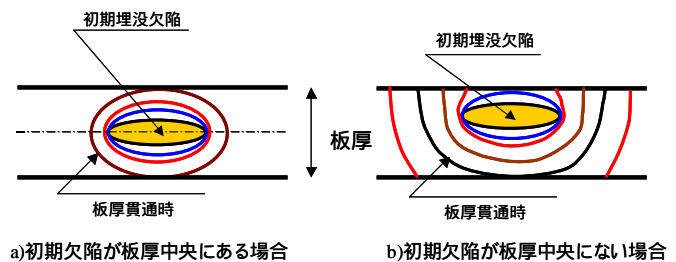


図 A.2 埋没欠陥の成長過程の模式図

表 A.1 2つの特定時期における K 値概算

航路	通常最大縦曲げ 応力 (MPa) [kgf/mm ²]	き裂サイズが板厚 の半分程度になっ た時のK値 (N/mm ^{3/2}) [kgf/mm ^{3/2}]	板厚貫通時のK値 (N/mm ^{3/2}) [kgf/mm ^{3/2}]
北大西洋航路船	210 [21.4]	2630 [269]	3720 [380]
北太平洋航路船	191 [19.5]	2400 [245]	3390 [346]
極東欧州航路船	168 [17.1]	2110 [215]	2980 [304]

図3.1は疲労き裂材の試験温度-20 における得たK c 値に相当する。ひずみ速度が1桁速くなると、遷移温度が約20 高温側にずれる [WES2805,1997]、ひずみ速度を調べた実績では、静的破壊靱性試験でのひずみ速度は10⁻⁵/s ~ 10⁻⁶/s、波浪外力によるひずみ速度は10⁻⁴/s、スロッシングや船首部スラミング時には10⁻³/s となっている [豊貞他,1987]、WES2805での検討時には、静的破壊靱性試験でのひずみ速度が上記ほど遅くはないとして再調査が行われ5 × 10⁻⁵/s となった。ひずみ速度が1桁速くなると、約20 破壊靱性値の遷移温度が高温側にシフトする [WES2805,1997]、したがって、静的荷重と波浪荷重ではひずみ速度に約半桁の差がある。したがって、静的条件下の-20 におけるK c 値が、波浪荷重下の-10 におけるK c 値に対応することになる。この破壊靱性値と表A.1の結果を比較すれば、実船での脆性破壊発生の危険性を評価できることになる。

表 A.2 は図 3.1 と表 A.1 を比較して疲労き裂が板厚貫通する時点と、板厚の半分まで成長した時

表 A.2 き裂成長の特定段階における脆性破壊発生危険度評価結果

継手	硬度比	Kc at -10 波浪荷重下 (kgf·mm ^{-1.5})	板厚貫通時			板厚の半分までき裂が 成長した時点		
			北大西 洋航路	北大平 洋航路	極東欧 州航路	北大西 洋航路	北大平 洋航路	極東欧 州航路
YP355 大入熱 溶接継 手	1.3	331 ~ 437	×		○	○	○	○
	> 1.3	152 ~ 188	×	×	×	×	×	×
YP460 大入熱 溶接継 手	1.2	424 ~ 528	○	○	○	○	○	○
	> 1.2	69 ~ 283	×	×	×			

- × : 2 ~ 3 ヶ月に 1 回発生するレベルの嵐で脆性破壊する
- : 2 ~ 3 ヶ月に 1 回発生するレベルの嵐では脆性破壊しない場合もある
- ◇ : 2 ~ 3 ヶ月に 1 回発生するレベルの嵐では脆性破壊しない

点における脆性破壊の可能性を検討した結果である。本結果より、通常最大縦曲げ応力が作用した時、溶接金属と母材の硬度比が高い場合には、板厚の半分程度のき裂に成長する前に脆性破壊が発生する可能性が高いことが分かる。

上記は、継手の破壊靱性は十分高いという場合を想定し、おおざっぱな非破壊検査でも確実に捕捉できると考えられる板厚の 12% ~ 15% という非常に大きい初期埋没欠陥幅があるような場合でも問題ないという前提で検討した結果である。この場合には既存船に対して殆ど特別な対応をとらなくても良い場合をイメージしたものである。しかし初期の期待に反して、表 A.2 の結果からは、何らかの対策を講じなければ何年か後には問題が生じ得るという結果と受け止めなければならないであろう。

そこで、K_C値から限界き裂幅を推定し、UT検査をある時期に行い必要な処置をするという前提で、どれぐらいの大きさの埋没欠陥を捕捉しなければならないかを大まかに逆算することにする。

溶接部と母材の硬度比 が大きい場合と小さい場合のK_C値の下限界値より、(A.1)式を用いて限界き裂幅 a_f を求め、北大西洋航路で 9.75mm から板厚の 65mm になるまでの最短寿命を図 2.4 の結果より 10 年 (北大西洋航路で 15 年) として、 a_f より初期埋没欠陥幅 a_i を推定した。すなわち、

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{RPG})^m = C(U\Delta K)^m \quad (A.3)$$

ただし U : 有効荷重比

C, m : 材料定数 (RPG 荷重基準では、50 キロ級高張力鋼の m は 2.69)

K 値を(A.1)式で表されるとすると、

$$dN = \frac{a^m}{CU^m \pi^{m/2}} da$$

ここで、 U が変化しないと仮定すると、

$$a_f^{2-m/2} - a_i^{2-m/2} = (2-m)CU^m \pi^{m/2} N \quad (A.4)$$

表A.3 就航 10 年あるいは 15 年後に脆性破壊発生の確率が 2.5%程度^註になる埋没初期欠陥幅

継手	硬度比	Kc at -10 波浪荷重下 下限値 (kgf·mm ^{-1.5})	北大西洋航路船 (最短10年)(mm)		北大平洋航路船 (最短15年)(mm)	
			限界き裂幅 a_f	初期き裂幅 a_i	限界き裂幅 a_f	初期き裂幅 a_i
YP355大 入熱溶接 継手	1.3	320	56.8	13.9	68.4	15.6
	> 1.3	150	12.5	5.02	15.0	5.72
YP460大 入熱溶接 継手	1.2	410	117*	-	141*	-
	> 1.2	70	2.72	1.53	3.27	1.78

* 板厚貫通き裂の半長

図 2.4 より $a_i = 9.75\text{mm}$ から $a_f = 32.5\text{mm}$ (板厚の半分で貫通、図A.2 参照) になるまでに、 $N = 10\text{year}$ (北太平洋航路で 15 年) がかかることになる。したがって右辺の値を変えずに、限界き裂幅 a_f を与えて a_i を求めれば、第一近似ではあるが、それが 10 年後 (北太平洋航路で 15 年後) に限界き裂幅に到達する初期欠陥幅になる。このようにして得た限界き裂幅ならびに初期埋没欠陥幅を表A.3 に示す。

現状で採用されている YP355 鋼大入熱継手部については、溶接部の硬度と母材の硬度の比 α が 1.3 以下の継手では、十数ミリ幅の初期欠陥があっても北太平洋航路で 15 年後でも脆性破壊の危険性が生じないということになる。さらに、限界き裂幅が殆ど板厚に等しくなっているので、板厚貫通までは殆ど脆性破壊は生じないということになる。しかし α が 1.3 超の継手では 5.7mm 幅以上の初期欠陥があれば、15 年を待たずして冬季に脆性破壊の危険性が生じることになる。

今後のコンテナ船に対しては、例えば α を小さくして K_c 値の優れた継手を作成することが可能であり、指向すべきであるが、既存船では個々の継手の α 自体が分からない。したがって、取りうる対策としては、できるだけ早い機会に欠陥幅を検出する手段を確立して、UT 検査を実施し 5mm 程度を超える幅を有する欠陥を除去し補修することが必要であろう。

また、YP460 鋼も使われようとしているが、 α を 1.2 以下に抑える溶接材、溶接条件下で施工

^註 極厚板採用で、波浪変動応力の大きめのコンテナ船の 2.5%はおおよそ極厚板採用コンテナ船の 0.5%以下にあたる。北太平洋就航コンテナ船は高々200隻で、極厚板採用(ここ10年建造船)船は、その1/3程度である。従って、 $200/3 \times 0.005 = 0.33$ 隻ということになる。(但し、大嵐ではなく通常嵐で発生することに注意する必要がある。)

しなければ、YP355 鋼よりも厳しい継手となることを念頭においた現場施工が必要である。しかし α を 1.2 以下に抑えれば、板厚貫通時点でもほとんど脆性破壊の危険性はない。

以上の結果には脆性破壊発生に対する動的効果を見逃しており、実際には考慮する必要があるのもう少し厳しい結果になるかも知れない。

なお、上記の a_i の推定は非常にラフな推定によるものであり、今後詳細に推定することが必要であろう。また α は板厚中央断面で硬度を測定して得られるので、既存船に対してどのように対処するかは、今後十分検討しなければならない。

本 FS 委では時間の関係で初期き裂幅が 6.5mm の場合について、様々な航路に対しての疲労き裂成長曲線をシミュレートしていないので、上記の寿命はかなりラフな推定であり、今後より詳細なき裂成長曲線を推定して、より精度の良い寿命を求め、これを基に現実的な対策を検討すべきであろう。

また、内部欠陥サイズが同一であれば、一般的に K 値は薄板である程大きくなる。即ち本推定手法を援用すると、同一の K_c 値であれば大入熱継手採用実績が長期に亘るタンカーやバルクキャリアの方が厳しいとの結果になる。タンカーやバルクキャリアの脆性破壊事故実績調査などによる妥当性の検証も必要であろう。

なお、 α は溶接金属と母材（熱影響部を含む）の局所的な界面現象を表すファクターと考えられるが、その破壊力学的な意味合いについては検討するべき点が残っている。すなわち α は影響が大きいファクターであるだけに、その限界値については、板厚、軟化幅、母材の強度の影響など、種々の要因につき調査する必要があると考えられる。

が真に破壊靱性に非常に大きな影響を与えることが確認された後のこととなるが、可能ならば溶接継手部を挟んで開口穴を開けて α を計測すると同時に内部欠陥を検査することが最も信頼できる対策であろう。ただし、ガスによる穴開け加工をすると、フリーエッジ部からの疲労き裂の発生が懸念されるので、首都高速道路の隅角部に生じた疲労き裂補修の際に用いられた機械加工による大コア法（100 コア抜き法）[梶原，2004] などの適用が必要となろう。ただし、このような対策をたてる場合には、そこから疲労き裂が発生しないよう開孔形状の設計的な検討を行うと同時に、その加工作業訓練なども入念に行わなければならないであろう。

参考文献（付録）

梶原仁(2004)：首都高速道路における鋼製橋脚隅角部の疲労損傷対策、溶接学会 FS 委員会、資料 No.FS-1097-04

川原正言、栗原正好(1975)：表面き裂の疲労による伝播成長過程に関する予備的考察、日本造船学会論文集、Vol.137,pp.297~306

豊貞雅宏、藤井英輔、野原和宏、川口喜明、有持和茂、井坂和実(1987)：破壊靱性に及ぼすひずみ速度の影響、日本造船学会論文集、Vol.161,pp.367~380

WES2805 解説(1997)：溶接継手の脆性破壊発生及び疲労き裂進展に対する欠陥の評価方法、pp.

解説 41 ~ 42