

# 厚鋼板脆性き裂アレスト特性評価法に関する研究

## Investigation on the evaluation of brittle crack arrest toughness of steel plates

東京大学大学院 工学系研究科  
環境海洋工学専攻 安全評価工学研究室  
学籍番号 76315 安藤 翼  
指導教員 粟飯原 周二

### 1. 序論

#### 1.1. 船舶分野における最近の動向

近年、海上物流量の急増に伴いコンテナ船の大型化が進んでいる。中には 10,000TEU を超える超大型コンテナ船も現れ、使用鋼板は現行規則の規定範囲を超える程に極厚なものとなってきた。この従来使用実績のない極厚鋼板の実用に際して、脆性破壊に対する不安が高まっている。船体構造設計においては、万が一脆性き裂が発生しても、それが船体折損のような致命的な事故に繋がらないよう、伝播するき裂をアレスト(停止)させることを重要視する “Fail Safe Design” の思想が取り入れられているが、極厚鋼板の脆性き裂伝播・停止挙動が従来鋼板と違う可能性があることが分かってきた[1]。こうした報告を受けて、2007 年、日本海事協会は大型コンテナ船脆性き裂アレスト設計技術基準の策定を目標とする委員会を設置して、脆性き裂伝播・停止に関する従来知見の見直し、及び、大型コンテナ船強力甲板部に必要な材料靱性値、継ぎ手部構造を模索する各種試験を実施してきた。

#### 1.2. 本研究の目的と位置づけ

本研究では、この船舶用鋼板アレスト諸問題再燃の社会的動向を踏まえ、脆性き裂アレスト設計委員会(以後、“委員会”)に参加し、各アレスト特性評価試験の動的計測を元にした数値解析、き裂破面観察を実施し、それらから得られる知見の整理と提案、抽出された問題の解決を目指す。具体的には、I. 標準 ESSO 試験法基準の策定に向けた検討課題、①アレスト特性評価式、②試験片形状制限、について動的解析に基づく検討を行い、具体的な提案を掲げることを目指す。II. 標準 ESSO 試験片の破面観察、及び、小型アレスト試験を実施し、実現象と理論との対応からき裂前縁形状に着目した脆性き裂伝播停止挙動の解明を目指す。III. 超広幅混成 ESSO 試験の動的解析を実施して広幅混成試験における問題の解決を目指す。

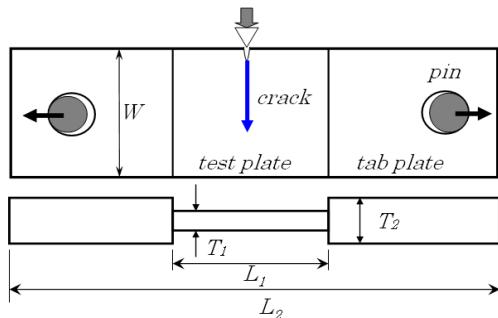


Fig.1 Standard ESSO test specimen

### 2. 理論

#### 2.1. アレスト靱性値 $K_{ca}$

線形破壊力学では、脆性き裂伝播の駆動力たる応力拡大係数  $K$  と、温度依存性を持つ材料アレスト靱性  $K_{ca}$  を比較して  $K \geq K_{ca}$  の場合はき裂が伝播し、 $K = K_{ca}$  の時点でき裂がアレストすると考える。 $K_{ca}$  は Fig.1 の標準 ESSO 試験で求められる。試験片に温度勾配を付けて脆性き裂を発生させ、き裂進展に伴い増大する  $K$  を、高温部突入による  $K_{ca}$  の増大が上回った時にき裂はアレストし、停止き裂長さと初期負荷応力から求められる  $K$  が停止温度における  $K_{ca}$  となる。

#### 2.2. 局所破壊応力モデル[2]

本研究では、局所破壊応力仮説に立脚し、伝播き裂先端の塑性応力場と降伏応力の歪速度依存性を考慮することにより、基本的材料特性から動的破壊靱性値を求め、さらに、鋼板表面に生成するリガメント・シリップによるき裂閉口効果と鋼板内部のき裂先行の効果を考慮することにより、脆性き裂伝播・停止挙動を再現した既存モデルを用いた考察を行った。

### 3. 脆性き裂アレスト特性評価式の検討

#### 3.1. 検討目的・方針

従来より標準 ESSO 試験  $K_{ca}$  評価式として慣用的に、試験片有限幅の影響を考慮した tangent formula が用いられてきたが、試験法基準策定に際し、評価式を検討しておく必要がある。本研究では、タブ板の影響による荷重低下のない標準 ESSO 試験片を想定した片側き裂平板モデルの動的き裂伝播 FEM 解析を実施し、き裂伝播中の動的応力拡大係数  $K_d$ 、及び、静的  $K$  に換算した値を算定し、各種静的応力拡大係数式と比較して  $K_{ca}$  評価式として最適な式を検討する。

#### 3.2. 解析手法の確立・片側き裂平板モデル解析条件

本研究のき裂伝播 FEM 解析は全て二次元弾性解析で、解法は動的陰解法、HHT (Hilber-Hughes-Taylor) 法である。要素は平面歪 2 次要素を使用し、最小要素サイズは 1mm、材料定数はヤング率 206GPa・ポアソン比 0.3・密度 7874kg/m<sup>3</sup>とした。き裂伝播手法は、き裂進展線上の節点の変位拘束境界条件を少しづつ解放する“節点力解放法”とした。まず、無限平板を想定したモデルのき裂伝播解析を実施し、得られた  $K_d$  と理論値が整合することを確認した。 $K_d$  はき裂先端から 3mm に位置するき裂線上節点のき裂閉口方向応力から算定した。タブ板影響のない片側き裂平板モデルの形状は、 $W=500\text{mm}$ 、 $T_1=T_2=16\text{mm}$ 、 $L_2/2=5,000\text{mm}$  とし、一様応力境界条件で荷重を負荷した。き裂伝播

速度  $V$  は, Fig.2 に示す合計 6 条件とした。得られた  $K_d$  は静的, 及び, 動的応力拡大係数の比である  $f(V)(K_d=f(V)K)$  で割り戻して静的  $K$  に換算した[4]。

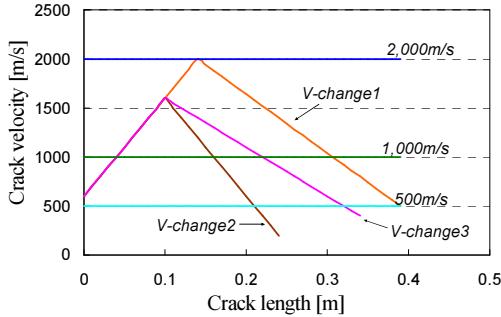


Fig.2 Crack velocity conditions

### 3.3. 片側き裂平板モデル解析結果と考察

片側き裂平板モデルで算定された  $K_d$  を Fig.3 に示す。定常速度伝播する 3 条件では,  $K_d$  は速度が大きいほど, 動的な効果を強く受けて低い値となる。 $V$  が変化する V-change1, 2, 3 では, 速度の増減に伴って  $K_d$  が変化している様子が良く分かる。 $K_d$  から換算した静的  $K$  を Fig.4 に示す。 $V=500\text{m/s}$  を除く全ての条件で  $K_d/f(V)$  は無限板の静的応力拡大係数式に最も近い値を示していた。これは, タブ板影響のない標準 ESSO 試験の  $K_{ca}$  は無限板の静的式で表されることを示している。理由は次のように説明できる。高速に伝播するき裂では, き裂進展駆動力たる  $K$  は主に荷重負荷方向グロス応力によって支配され, 有限幅の影響であるリガメント部ネット応力はほとんど寄与しない。低速度の場合には試験片幅方向の影響が少なからずあるがそれでも tangent formula より下回る。よって本研究では, 標準 ESSO 試験法  $K_{ca}$  評価式として, 無限板の静的式を最適な式と考える。次に, 委員会で実施された標準 ESSO 試験の試験結果を用いて, 無限板の静的式による整理を試みた[3]。また, き裂長さとして, 現行の最深部き裂長さ  $a_d$  ではなく, 平均き裂長さ  $a_{ave}$  による整理を試みた。Fig.5 に, 鋼種 B(板厚  $t=50\text{mm}$ ) の tangent formula による  $K_{ca}$  と, 無限板静的式による  $K_{ca}$  の比較を示す。 $a_{ave}$  と無限板静的式による  $K_{ca}$  評価は,  $a_d$  と tangent formula による場合に比べて低目の(安全側の)評価となり, 温度勾配の影響は小さくなる傾向にあった。他鋼種についても, 無限板静的式による整理は概ね問題無いことが確認された。

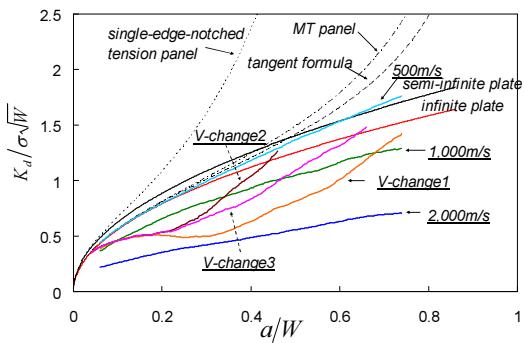


Fig.3 Calculated  $K_d$  with some static  $K$  formula

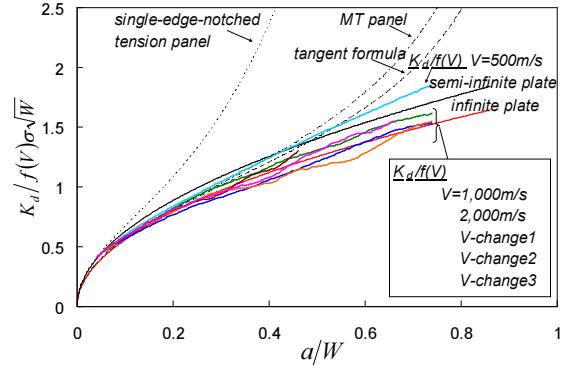


Fig.4 Comparison between calculated  $K_d/f(V)$  and some static  $K$  formula

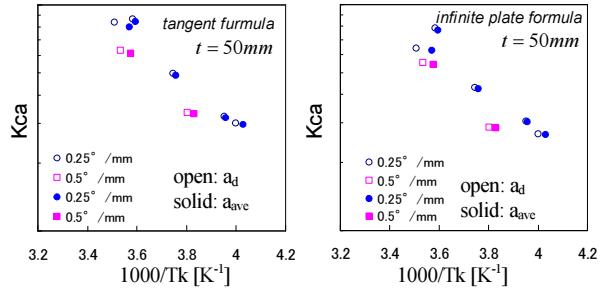


Fig.5 Comparison between arrest toughness calculated by tangent formula and infinite plate formula(steel.B)

## 4. 標準 ESSO 試験片形状制限の検討

### 4.1. 目的と検討方針

標準 ESSO 試験片は一般的に, 評価対象である試験板に, タブ板と呼ばれる試験機ピンを取り付けるための, 通常試験板より厚い板を接合している。これまで, タブ板形状によってはき裂伝播中にタブ板で反射した応力波の影響で試験板の荷重が低下している可能性が指摘されてきたが, 実際にその影響を評価したモデルや計算はなく, 許容されるタブ板形状は明らかではない。そこで本研究では, タブ板と試験板を区別した, 実試験片形状モデルの動的き裂伝播 FEM 解析を実施し, 算定した  $K_d$  と, 荷重低下が無い場合として先の片側き裂平板モデルの結果とを比較して, き裂伝播中の荷重低下を調べる。さらに, タブ板での応力波反射を考慮したき裂線上の荷重低下を求める簡易計算プログラムを考案し, 系統的計算を実施して具体的な試験片形状の許容範囲を求めていく。

### 4.2. 実試験片形状モデル解析条件

解析ソルバ, 解法, 使用要素, 材料定数, 基本的解析手法は, 片側き裂平板モデルと同様とした。荷重負荷方法を, 剛体定義したピンに荷重負荷方向強制変位を与え, タブ板との接触による方法とした。き裂伝播手法は先のモデルと同様である。Fig.6 に対象とした標準 ESSO 試験片と実試験片形状 FE モデルを示す。ここで,  $W=500\text{mm}$ ,  $L_1=500\text{mm}$ ,  $L_2=2000\text{mm}$ ,  $T_1=16\text{mm}$  に対して,  $T_2=16, 24, 50\text{mm}$  とし, 各々  $V=1,000\text{m/s}$ ,  $2,000\text{m/s}$ , V-change1 の 3 条件について解析を実施した。

初期き裂は0で最終き裂長さは全て400mmとした。

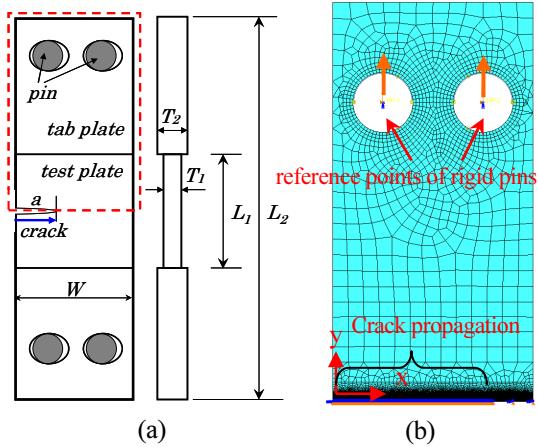


Fig.6 Standard ESSO specimen FE model  
(a)Standard ESSO specimen (b)mesh partition and boundary conditions

#### 4.3. 実試験片形状モデル解析結果

Fig.7に $T_2=50\text{mm}$ の結果を示す。何れの $V$ においても、き裂進展に伴う荷重低下の影響で $K_d$ は応力波反射のない場合に比べて低下しており、速度が小さいほど低下は顕著であった。 $V=1,000\text{m/s}$ の場合に、 $a/W=0.7$ での $K_d$ 低下率は約30%であり、試験誤差として許容される範囲ではない。また、 $T_2=16\text{mm}$ では、 $K_d$ は片側き裂平板モデルの結果とほぼ一致し、タブ板以外(ピン等)の影響で荷重低下が生じていないことが確認された。

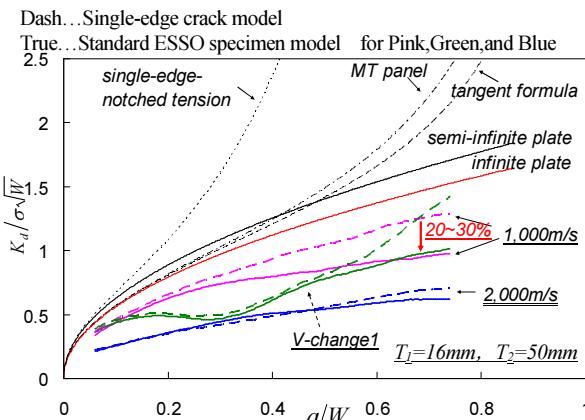


Fig.7 Comparison of  $K_d$  calculated by Standard ESSO specimen FEM model to Single-edge crack FEM model

#### 4.4. 荷重低下計算プログラムによる系統的検討

このプログラムの基本理論は、微小時間 $dt$ のき裂進展に伴うき裂線上荷重の解放が応力波となって伝播し、タブ板との境界で弾性体における弾性波の反射係数 $f_r = (\alpha - 1)/(\alpha + 1)$ を乗じた大きさとなって反射し、き裂線上に到達すると負荷応力が反射波の大きさ $d\sigma$ だけ減少すると考える。ここで、 $\alpha = T_2/T_1$ である。き裂進展を開始した時刻から時刻 $t$ までに反射してくる全ての反射波による $d\sigma$ を初期応力 $\sigma_0$ から引くことで時刻 $t$ における $\sigma(t)$ が求められる。まず、実

試験片形状 FEM 解析と同じ条件でき裂線上荷重低下を計算し、無限板の静的式( $K = \sigma\sqrt{\pi a}$ )より $K$ を求めて結果を比較すると、このプログラムはき裂線上の荷重低下を良い精度で計算できることが確認できた。

次に、 $\alpha (= T_2/T_1)$ 、 $l (= L_1/W)$ を系統的に変化させた計算を実施した。それぞれ得られた $K$ を Fig.8,9 に、 $a/W=0.7$ における $K$ の低下率を Table.1 に示す。新基準には、有効き裂長さの範囲として $0.3 \leq a/W \leq 0.7$ が採用される見込みであり、範囲内で $K$ 値低下率が最大となる $a/W=0.7$ での値を判断基準として設定した。ここで、 $K$ 低下率 10%未満を試験誤差として許容するとすると、標準 ESSO 試験試験片形状制限として、次が得られた。

(1) $1.0 \leq \alpha \leq 1.5$ の場合、 $l$ に関する制限なし。

(2) $1.5 \leq \alpha \leq 3.0$ の場合、 $2.0 \leq l$ とする。

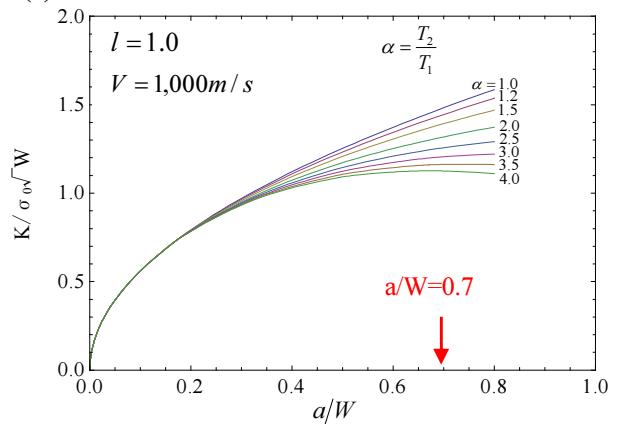


Fig.8 Parametric study about tab plate thickness( $l=1.0$ )

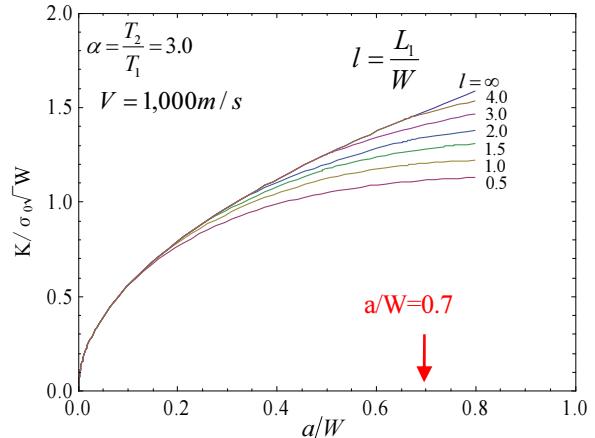


Fig.9 Parametric study about test plate length ( $\alpha=3.0$ )

Table.1 Calculated K dropping ratio at  $a/W=0.7$

$\alpha$ ( $l = 1.0$ )	$K$ dropping ratio[%]	$l$ ( $\alpha = 3.0$ )	$K$ dropping ratio[%]
1.0	0.0	$\infty$	0.0
1.2	2.6	4.0	0.7
1.5	6.1	3.0	4.9
2.0	11.1	2.0	9.5
2.5	15.2	1.5	13.6
3.0	18.7	1.0	18.7
3.5	21.6	0.5	24.8
4.0	24.1		

## 5. 脆性き裂前縁形状の温度依存性

### 5.1. 標準 ESSO 試験片の破面観察

一般に、脆性き裂は板厚内部で先行した形状を呈する。既存研究の中で、き裂前縁形状には温度依存性があり、低温ほどき裂は直線状となり、高温になるほどトンネル現象が顕著となることが定性的に示された[2]。しかし、実際の破面のき裂前縁形状、及び、シアリップ厚さを定量的に評価し、理論と対応付けてき裂伝播に与える効果を明確に説明できたことはこれまでに必ずしもなく、未だ定性的な議論の域を出ていないのが現状である。本研究では、委員会で実施された板厚の異なる3鋼種A(板厚16mm), B(板厚50mm), C(板厚80mm)シリーズからなる標準ESSO試験のき裂前縁部を観察し、停止温度との関係を調べたところ、停止温度が高くなるほどトンネルが深くなる傾向が認められた。Fig.10,11に停止き裂破面の例を示す。



Fig.10 Fracture surface profile around crack tip



Fig.11 Fracture surface profile around crack tip

### 5.2. 小型アレスト試験

き裂前縁形状と停止温度の関係をさらに調査するため、鋼種A試験片から小型試験片を採取し、小型アレスト試験を実施した。試験片形状は80mm×160mmとし、長さ40mmのシェブロン加工を施した切欠に楔を打ち込んで脆性き裂を発生、アレストさせる方法とした。き裂発生を簡易にするため、切欠部に圧縮予歪を付与し、試験片温度調節方法として、試験片上部に小型の冷却層を取り付けて局所的に冷却する方法を探った。試験片6体について試験を実施した結果、3体の試験片において、脆性き裂が発生、アレストし、それぞれ停止温度の違う(-161°C, -129°C, -83°C)アレストき裂破面を得た。Fig.12に停止温度-129°Cの破面を示す。き裂前縁は、標準ESSO試験のようなトンネル形状とは明らかに異なる、直線的な形状となっていた。

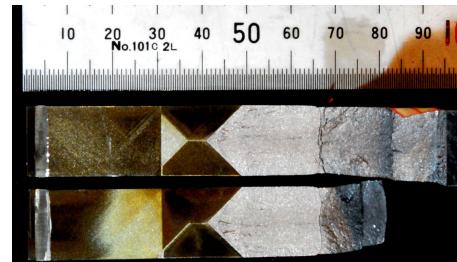


Fig.12 Brittle fracture surface (arrested temperature:-129°C)

### 5.3. 脆性き裂伝播・停止シミュレーション

次に、既存の研究で開発された局所限界応力モデル[2]を用いて、標準ESSO試験シリーズのき裂伝播・停止シミュレーション計算を実施し、得られるき裂前縁形状、シアリップ厚さの値と、実際の破面、及び、小型アレスト試験破面から読み取った実測値との整合性を調べた。(i) Fig.13に標準ESSO試験片のシアリップ厚さ実測値と計算値を示す。計算値を表す曲線に沿うように実測値が点在し、シアリップ厚さの温度依存性が実測値と計算値で一致した。(ii)局所限界応力モデル、及び、本研究では、き裂前縁形状として半楕円を仮定し、形状の差を半楕円のアスペクト比  $a/b$  で表現した。以後、 $a/b$  をき裂前縁のトンネル現象の度合いを表す意味から、“トンネル係数”(=“Crack tunneling parameter”)と呼ぶ。Fig.14に実測例、Fig.15に小型アレスト試験、及び、標準ESSO試験破面から読み取ったトンネル係数を計算値と比較した結果を示す。両者の温度に対する傾向は良く一致していた。

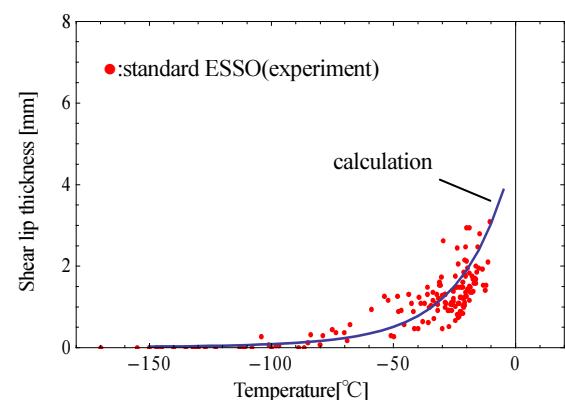


Fig.13 Comparison between experimental and calculated shear lip thickness, versus temperature

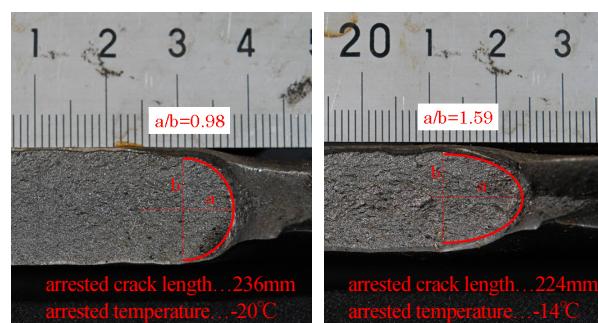


Fig.14 Examples of measuring “crack tunneling parameter”

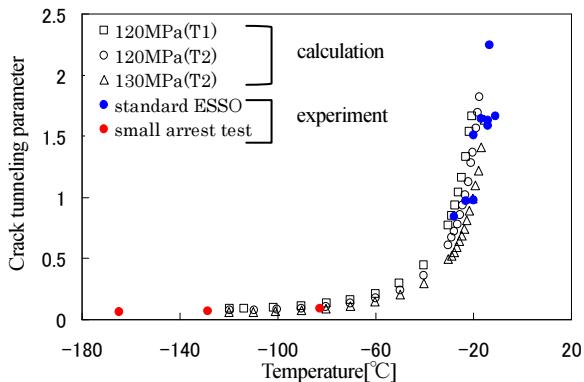


Fig.15 Comparison between experimental and calculated crack tunneling parameter, versus temperature

## 6. 超広幅混成 ESSO 試験の動的解析

### 6.1. 長大き裂の問題と検討指針

超広幅混成 ESSO 試験は、助走板で発生させた脆性き裂を溶接部に沿って伝播させ、狙い  $K_{ca}$  に対応する温度の試験板に突入させてき裂がアレストするか否かを評価する実船モデル試験である。標準型 (W=500mm) 温度勾配 ESSO 試験により得られる  $K_{ca}$  と、超広幅 (W>2000mm) 混成 ESSO 試験における  $K_{ca}$  が必ずしも一致しない問題がこれまで指摘されており、未だ解決に至っていない。本研究では、委員会で実施された超広幅混成 ESSO 試験の試験片形状を正確にモデル化して実測き裂伝播速度[3]による動的き裂伝播 FEM 解析を実施し、タブ板及びピン周り形状での応力波反射による荷重低下の影響を評価することで、問題の解決を目指した。

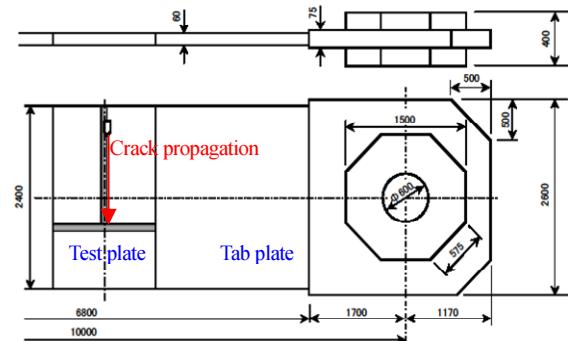
### 6.2. 超広幅混成 ESSO 試験の動的き裂伝播解析

基本的な解法、き裂伝播手法、荷重負荷方法は先の実試験片形状モデルと同様とした。Fig.16 に超広幅混成 ESSO 試験片形状と FE モデルを示す[3]。Fig.17 に解析によって得られた  $K_d$  と割戻して換算した静的  $K$  ( $= K_d / f(V)$ )、比較として半無限平板の内部き裂の静的解析  $K$ 、同式で、き裂を無限に内部においていた場合の  $K$  を示す。換算静的  $K$  は試験板突入時、及び、アレスト時点での標準型温度勾配試験の  $K_{ca}$  より約 2 倍の値を示し、タブ板での応力波反射による荷重低下の  $K_d$  への影響は比較的小さいことが分かった。

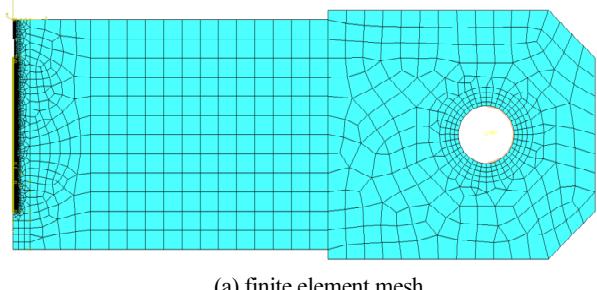
## 7. 結論

本研究では、船舶用鋼板脆性き裂アレスト特性評価法に関して、主に FEM を用いた各試験の数値解析、き裂破面の観察、小型試験の実施と既存モデルを用いた検証、を実施して次の結論を得た。I. 標準 ESSO 試験法基準策定に向けた検討課題①、②への提案を掲げた。II. き裂前縁形状、及び、シアリップ厚さの温度依存性が実測値と計算値の整合性を持って示せた。III. 超広幅試験のタブ板、及び、ピン周りの形状による荷重低下の影響は比較的小さく、それだけでは標準型温度勾配試験との  $K_{ca}$  の差を定量的に説明するこ

とはできないことが分かった。



(a)specimen configuration[3]



(a) finite element mesh

Fig.16 Super wide duplex-type ESSO test FE model  
(a): specimen configuration (b):finite element mesh

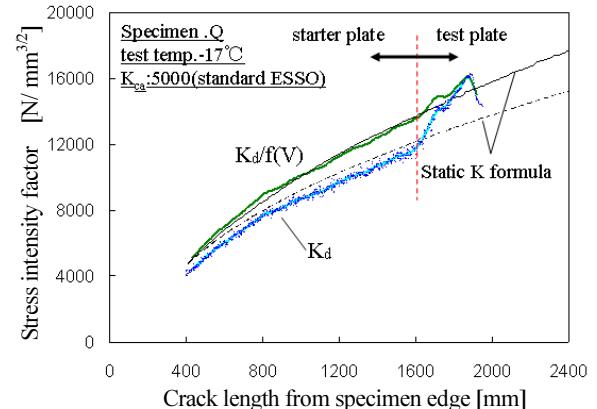


Fig.17 Dynamic stress intensity factor calculated by super wide duplex-type test model

## 参考文献

- [1] 石川忠, 井上健祐, 小関正, 廣田一博, 白木原浩, 矢島浩, 厚鋼板を使用した溶接継手における脆性き裂伝播挙動 No.3, 造船三学連合大会ポスターセッション, 2004.11
- [2] 町田進, 吉成仁志, 安田真, 栗飯原周二, 間淵秀里, 鋼材の脆性き裂伝播・停止の力学モデル(1), 日本造船学会論文集, 第 177 号, p.243-258, 1995.
- [3] (財)日本海事協会, 脆性き裂アレスト設計委員会報告書, 2009.
- [4] Broberg,K.B., *Cracks and Fracture*, Academic Press, 1999.