

脆性き裂伝播停止挙動の実験及び数値モデル解析と鋼構造物アレスト設計への応用 Experiments and Numerical Model Analyses of Brittle Crack Propagation / Arrest Behaviors and Application to Crack Arrest Design of Steel Structures

東京大学大学院 工学系研究科 システム創成学専攻 96372 渡部 良行
指導教員：栗飯原 周二 教授

1 序論

1. 1 背景

近年、国際的な海上物流量の増加と輸送コスト低減に伴い、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、使用鋼板は現行船級規則の規定範囲を超える程に極厚なものとなってきた。このような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異なる可能性があることが分かつてきただ[1]。

コンテナ船大型化の気運とこのような報告を受けて、2007 年、日本海事協会は大型コンテナ船設計技術基準の策定を目的とする脆性き裂アレスト設計委員会を設置して、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、継手部構造を模索する各種試験を実施してきた。また、日本溶接協会も 2009 年より FTE 委員会 WG-A を発足させ、汎用的なアレスト特性評価試験方法規格の作成を目的として各種活動を行ってきた。

そして、2009 年 9 月、日本海事協会は板厚が 75mm の以下の鋼板において、材料アレスト靱性値 K_{ca} が 6000N/mm^3 ³² あれば発生した脆性き裂をアレストさせることが出来るとの脆性き裂アレスト設計指針を発表した[2]。しかし、本指針は各種試験に基づく実験事実として規定されており、破壊力学に基づいた理論で裏付けされてはいない。より合理的な設計指針の作成のためには、長大き裂進展による必要靱性値飽和現象である 40 年來未解決の長大き裂問題の解決が求められている。

1. 2 目的

本研究では、この極厚鋼板脆性き裂アレスト問題への社会的動向を踏まえ、脆性き裂アレスト設計委員会、FTE 委員会 WG-A に参加し、実験及び解析を行うことで、40 年來未解決の長大き裂問題を解決することを目的とする。さらに、得られた知見を整理し、より合理的な大型コンテナ船アレスト設計指針の作成に向けた提案を行う。

2 理論

2. 1 線形破壊力学によるアレスト性能評価

線形破壊力学では、脆性き裂伝播の駆動力である応力拡大係数 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、 $K > K_{ca}$ の場合にはき裂が伝播し、 $K = K_{ca}$ の時点でき裂がアレストすると考える。材料アレスト特性である K_{ca} は Fig.1 に示す標準 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算出される K が停止温度における K_{ca} となる。

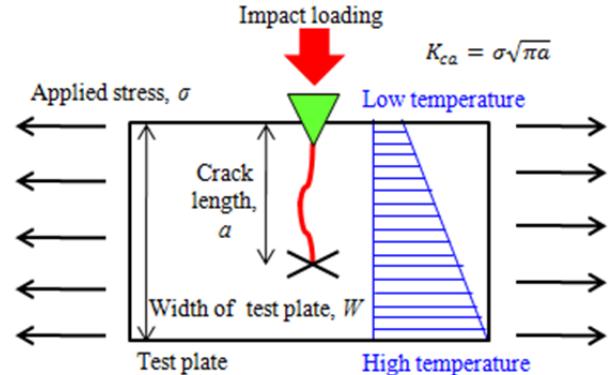


Fig. 1 Standard ESSO test specimen

2. 2 局所破壊応力モデル

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算出し、さらに、鋼板表面に生成するリガメント・シアリップによるき裂閉口効果と鋼板内部のき裂が先行する形状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[3]に、新たに塑性拘束緩和の効果を導入した新モデルを作成し、解析を行った。

2. 3 塑性拘束緩和効果の導入

局所破壊応力モデルでは、Achenbach らが求めた線形硬化材料に対する解析解[4]を基に、動的に伝播するき裂先端塑性域内の応力分布を次式で仮定している。

$$\sigma_{yy}[r, \theta] = \sigma_Y \left\{ \left(1 - \nu^2\right) \left(\frac{K_d}{\sigma_Y} \right)^2 \frac{1}{r} \right\}^{-s} \Sigma_{yy}[\theta, V] \quad (1)$$

ここで $[r, \theta]$ はき裂先端を原点とする極座標、 $\sigma_{yy}[r, \theta]$ は $[r, \theta]$ における y 方向応力成分、 V はき裂伝播速度、 σ_Y は

降伏応力、 ν はポアソン比、 K_d は動的応力拡大係数、 s はき裂先端近傍の応力特異性の強さを表す指標、 $\Sigma_{yy}[\theta, V]$ は応力の強さを表わすパラメータであり、平面歪の場合 $\Sigma_{yy}[0, V]$ は約4、平面応力場合は約 $2/\sqrt{3}$ であることが知られている。

ここで、局所破壊応力モデルを用いた過去の計算では、二次元問題であることと前述のように板厚中心が平面歪に近いことから(1)式において $\Sigma_{yy}[0, V]$ の値を4で計算していた。しかし、長大き裂問題の原因の一つとして、K値増加に伴う塑性拘束の低下（塑性域が大きくなる）と共に伴うき裂先端応力の低下が想定されること、さらに、実際の破壊現象では板厚中心点だけの破壊条件で決まるわけではなく、ある程度の範囲が影響することの二点を踏まえ、本研究ではFig. 2に示すように、 $\Sigma_{yy}[0, V]$ の板厚方向分布を直線で近似し、範囲 $\beta_o t$ で平均化した $\Sigma_{yy}[0, V]$ の値を塑性拘束緩和の影響を考慮した値として採用した。この際、板表面から平面歪が達成される板内部までの距離 D を、(2)式に示す動的き裂の塑性域寸法 r_{pd} の4倍として計算した。ここで、 α は縦弾性係数 E と線形硬化則の接線係数 E_t を用いて $\alpha = E_t/E$ で表されるパラメータで、rateCは降伏歪 ε_Y に対する塑性歪 ε_p の比率であり、 $rateC \geq 1$ である。

$$r_{pd} = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_d}{\sigma_Y} \right)^2 (1 + \alpha \cdot rateC)^{\frac{1}{s[\alpha, V]} - \frac{1}{s[\alpha, 0]}} \quad (2)$$

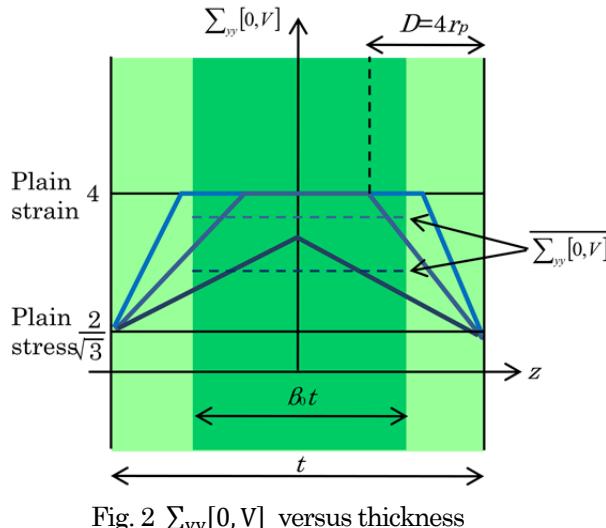


Fig. 2 $\Sigma_{yy}[0, V]$ versus thickness

3 温度勾配型 ESSO 試験の解析

3. 1 解析条件

本解析は、世の中に広く普及している板厚40mmのYP40鋼を用いた標準サイズの試験片に対して、負荷応力を広範囲で変化させ、塑性拘束緩和が脆性き裂の伝播・停止にどのような影響を及ぼすのか評価する。限界破壊応力は局所破壊応力モデルに計算事例[3]を参考にして4500MPaに設定した。また、 β_o とrateCは本モデルから

は決められないため、塑性拘束緩和が起きた状態でアレストした実験結果を参照して決める必要がある。本解析では、それぞれ1/1.5と5に設定した。

3. 2 解析結果

本解析を、本研究の新モデルと $\Sigma_{yy}[0, V]=4$ で一定とする従来モデルで実行した。アレスト靱性値 K_{ca} とき裂停止点の温度Tはアレニウス型の依存関係にあることが知られている。Fig.3に従来モデルによる解析結果と新モデルによる解析結果の比較を示した。

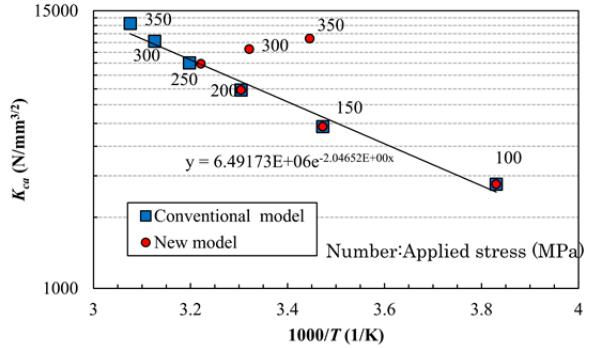


Fig. 3 Arrhenius plot of conventional model and new model

従来モデルによる解析結果が示すように、本来であれば相関を示す直線上にプロット点が載るはずである。しかし、塑性拘束緩和の影響を考慮した本研究の新モデルでは、負荷応力が低いときには従来モデルと同様の解析結果が得られる一方で、負荷応力がある値を超えて大きくなると、この直線から上側に逸れた位置にプロット点が得られる。ここでは、き裂伝播の途中で、 $\Sigma_{yy}[0, V]$ の値が急激に下がり始め、これに伴い、き裂伝播速度も急速に減速し、アレストに至っている。

4 温度勾配型 ESSO 試験

4. 1 実験条件

ここでは、上記の解析の結果が妥当であることを実際に温度勾配型ESSO試験を行うことで検証する。ここで、上記の結果がき裂長さ200~300mmのデータでもアレニウスプロットから上側に逸れた位置にプロット点が得られることから、長大き裂問題の本質的な要因はき裂長さの長短ではなく、試験板突入時の応力拡大係数Kの大小であると考えられるため、板厚30mmの標準サイズの試験板を用いて実験を行った。

試験体数は2体で、負荷応力は、事前に鉄鋼会社が同試験板で行った結果を参考にして、高めの300MPaと310MPaに設定した。Validな結果のみのアレニウスプロットをFig. 4に示す。

4. 2 実験結果

実験結果を見てみると、上記の解析と同様の結果を、本研究で実施した2体の高負荷応力ESSO試験で示すこ

とができた。以上の結果より、長大き裂問題の本質的な要因が試験板突入時の K の大小であるという本研究の仮説の妥当性が示唆される。

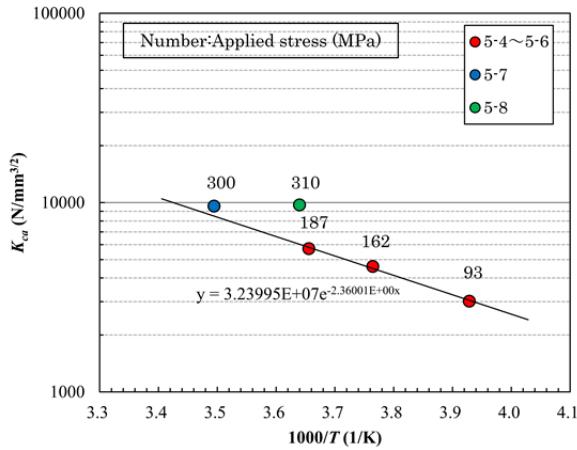


Fig. 4 Result of gradient-type ESSO test

5 模擬混成型 ESSO 試験

5. 1 実験条件

ここでは、塑性拘束緩和の効果がより実船に近い条件において脆性き裂の伝播・停止にどのような影響を及ぼすのかを確認するため、Fig. 5 に示す模擬混成型 ESSO 試験を行った。混成型 ESSO 試験のような溶接部は存在しておらず、温度分布のみき裂を伝播させるものであり、混成型 ESSO 試験の結果と大差ないと考えられる。

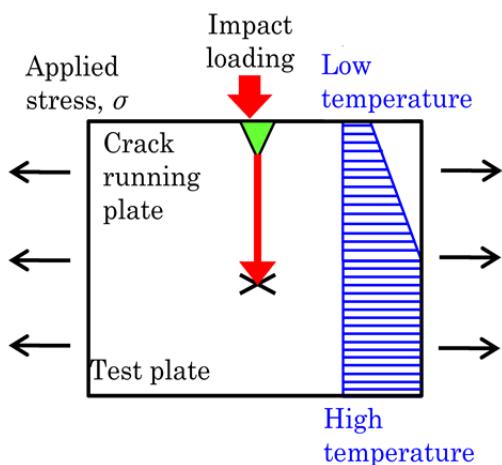


Fig. 5 Quasi duplex-type ESSO test

試験体数は 2 体で、試験板の狙い温度は 2°C に設定した。Fig. 4 の結果とこの狙い温度から、狙い K_{ca} を求めるに、約 $6000\text{N/mm}^{3/2}$ である。また、負荷応力はそれぞれ 240MPa と 270MPa に設定した。尚、試験板突入時の K が長大き裂問題の本質的な要因であるとの仮説から、本実験では助走溶接部の距離を 300mm に加工している。

5. 2 実験結果

Fig. 6 に模擬混成型 ESSO 試験の結果を示す。この結

果より、温度が一定型でも、高負荷応力下でき裂が止まるという結果となった。しかし、今回の試験のき裂アレスト時の静的応力拡大係数は、試験板の狙い K_{ca} である約 $6000\text{N/mm}^{3/2}$ を大きく上回る値であり、 $K > K_{ca}$ にもかかわらずき裂がアレストするという従来の破壊力学の知識では説明することの出来ない結果となった。

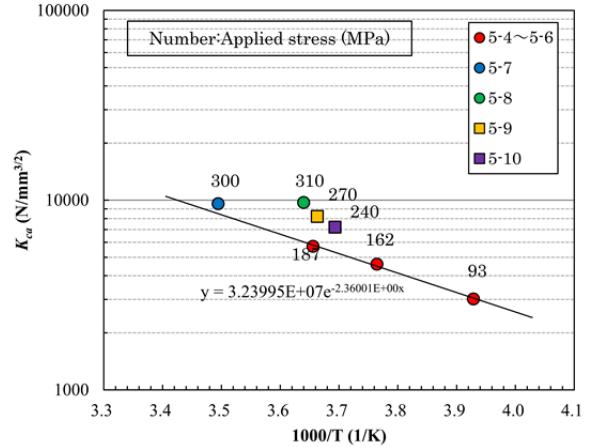


Fig. 6 Result of quasi duplex-type ESSO test

6 数値モデル解析と考察

6. 1 温度勾配型 ESSO 試験の再現解析

本解析では、本研究で行った温度勾配型 ESSO 試験を模した解析条件で解析を行い、その結果と実験結果との比較を行う。基本的な解析条件は、実験と同様の値を採用しているが、 β_0 と $rateC$ はそれぞれ $1/1.1$ と 8 に設定した。また、試験板の限界破壊応力は、Fig. 4 で示した実験結果のうち、 K_{ca} のアレニウスプロットの中心近傍に位置する負荷応力 162MPa のプロットと解析結果が合うように合わせ込みを行い、 4594MPa に設定した。Fig. 7 の解析結果を見てみると、緩和の効果が強すぎるため、実験結果と比べて停止き裂長さが短くなっている。

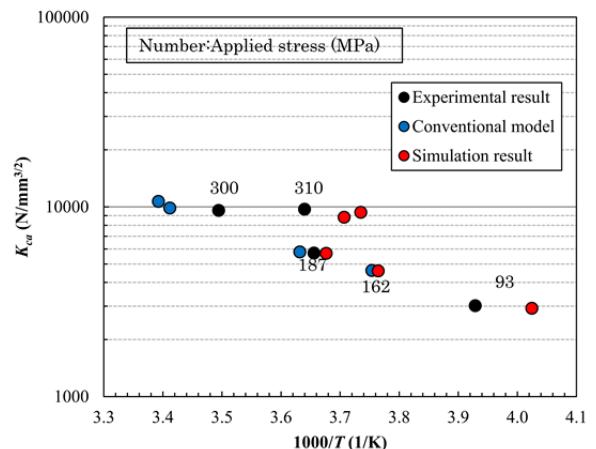


Fig. 7 Simulation result of gradient-type ESSO test

しかし、従来モデルによる解析結果が示す様に、プロ

ット点が K_{ca} のアレニウスプロットの直線から上側に逸れた位置に得られるという本研究の仮説に関しては、実験と同様の傾向を示すことができた。

6. 2 模擬混成型 ESSO 試験の再現解析

前節と同様に、模擬混成型 ESSO 試験の実験結果を模した解析条件で解析を行った。 β_0 と $rateC$ と限界破壊応力に関しては温度勾配型 ESSO 試験と同じものを使用している。実験と解析の結果の比較を Fig. 8 に示す。

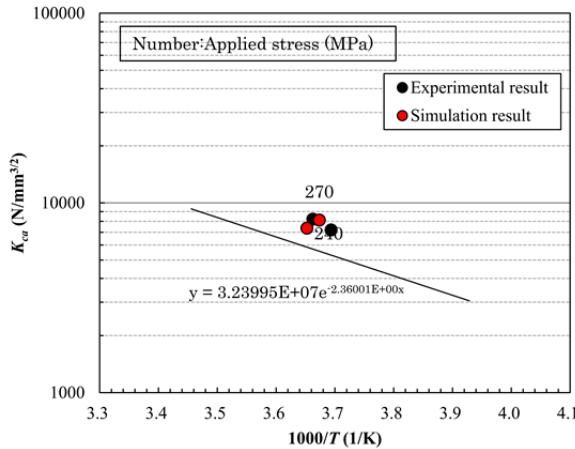


Fig.8 Simulation result of quasi duplex-type ESSO test

結果の比較を見ると、非常によく一致していることがわかる。これより、高負荷応力下において K が K_{ca} を上回っているにもかかわらず、き裂がアレストするのは塑性拘束緩和の効果が採用するためだと考えられる。

6. 3 長大き裂問題の解明

本解析では、広幅の K_{ca} が大きくなても対応する温度の標準の K_{ca} はこれに比例しないという長大き裂問題の発端となった有効 K (K_{eff})の仮説の図[5]を再現するとともに、板厚と YP の変化によって K_{eff} がどのように変化するのかについて考察する。代表例として、YP24 における板厚ごとの K_{eff} を Fig. 9 に示す。得られた図が数々の実験による K_{eff} のデータと非常に良い一致を示す。

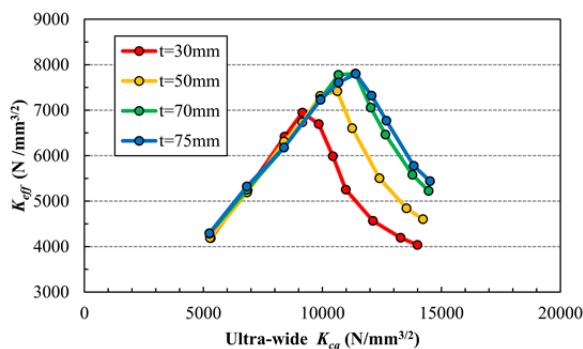


Fig.9 Relation of Ultra-wide K_{ca} and K_{eff} (YP24)

以上より、有効 K の仮説の本質は、破壊に寄与する有効な K の減少ではなく、塑性拘束の緩和によって、き裂の伝播が継続できなくなることによるアレストだということがわかった。

7 結論と今後の方針

本研究では、40 年来未解決の長大き裂問題を解明することと、より合理的な大型コンテナ船アレスト設計指針の作成に向けた提案を行うことの 2 つの目的を達成するため、種々の実験及び解析を行い、以下の結論を得た。

- ・未破断リガメント（シリップ）によるき裂閉口効果を考慮した局所破壊応力モデルに、塑性拘束緩和の効果を取り入れた新モデルを構築した。
- ・負荷応力を大きくした温度勾配型 ESSO 試験より、試験板突入時の K が大きくなると、塑性拘束緩和の影響でき裂が早期にアレストし、現在の破壊力学の知識である K_{ca} の温度依存性を示す曲線とは異なる線が存在することを実証した。また数値モデルで再現した。
- ・試験板突入時の応力拡大係数 K が大きくなることで、塑性拘束緩和が起こり、き裂が早期にアレストする現象を超広幅の混成型 ESSO 試験においても再現することができた。
- ・負荷応力を大きくした模擬混成型 ESSO 試験より、 K が K_{ca} を上回っているにもかかわらず、き裂がアレストするという従来の破壊力学では説明することのできない結果を得ることができた。
- ・本研究で構築したモデルを用いて、長大き裂問題の基となつた有効 K の仮説の図を再現することができた。

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)、造船三学会連合大会ポスターセッション、2004.11
- [2] (財) 日本海事協会、脆性き裂アレスト設計委員会報告書、2009.9
- [3] 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、1998.
- [4] Achenbach, J.D., Kanninen, M.F. and Popelar, C.H., crack-tip fields for fast fracture of an elastic-plastic materials, ibid, Vol.29 (1981), pp.211-225.
- [5] 町田進、青木満、クラックアレスターに関する基礎的研究 (第 7 報)、日本造船学会論文集第 131 号, pp.367-378, 1972.