

海上輸送構造物における脆性き裂伝播制御のための破壊力学モデルの構築

研究代表者 東京大学 大学院工学系研究科 システム創成学専攻
講師 柴沼一樹

1. 緒言

船体構造設計においては、万が一脆性亀裂が発生しても、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、伝播する亀裂をアレスト（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おり、この脆性亀裂伝播停止挙動を規定する材料特性値として、アレスト靱性値 K_{ca} が一般的に用いられている。

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、脆性亀裂伝播停止挙動が従来の鋼板と異なる可能性が報告され¹⁾、脆性破壊に対する再評価の必要性が指摘された。

これを受けて日本海事協会は、板厚が75mm 以下の鋼板において、アレスト靱性値が $K_{ca} = 6,000 \text{ N/mm}^{3/2}$ 以上であれば発生した脆性亀裂をアレストさせることが可能であるとの設計指針を発表した¹⁾。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たものであり、破壊力学に基づく理論により裏付けされたものではない。

線形破壊力学に従えば、亀裂長さが長くなるほど応力拡大係数 K は大きくなる。このため、上記のようにいかなる亀裂をもアレストすることが可能な K_{ca} の存在は、従来の線形破壊力学の考え方では説明できない。これに対し、Kanazawa らは Fig. 1 に示すように広幅試験と標準幅試験の K_{ca} が一致しないことを実証し、この現象を説明するために、亀裂の伝播に伴い K がある上限値をもって飽和するという仮説を提案した²⁾。しかしながら、未だこの仮説を理論的に説明することはできておらず、40 年以上未解明の「長大亀裂問題」と呼ばれている。

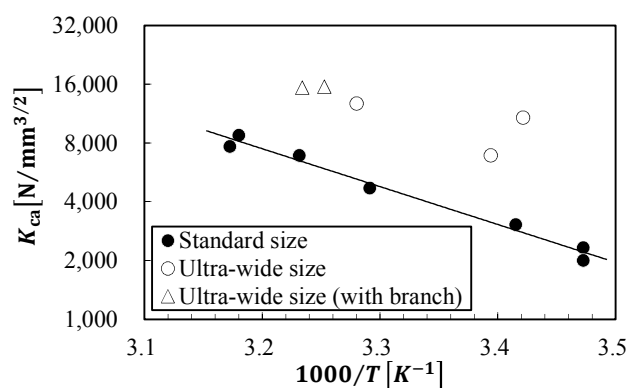


Fig. 1 Dependence of K_{ca} on temperature for standard and ultra-wide specimens¹⁾

本研究では、この長大亀裂問題の解明に向けた実験および解析モデルの提案を行う。具体的には、まず広範囲の応力拡大係数条件下で脆性亀裂アレスト試験を実施し、得られた試験板の破面観察を行う。さらに、実験より得られた知見を踏まえ、鋼板の脆性亀裂伝播停止挙動を再現可能なモデルを構築し、各種実験結果との比較によりその妥当性検証を行う。

2. 脆性亀裂アレスト試験

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、応力拡大係数 K と材料のアレスト靱性値 K_{ca} の比較により亀裂の伝播・アレストを判定する¹⁾。

K_{ca} は一般的に Fig. 2(a)に示す標準の温度勾配型試験で評価される³⁾。亀裂伝播に伴う亀裂先端部の温度上昇によって K_{ca} は増加し、これが応力拡大係数 K に一致した時点で亀裂はアレストする。したがって、停止亀裂長さ a と応力 σ_{app} から次式のように K_{ca} を評価できる。

$$K_{ca} = \sigma_{app} \sqrt{\pi a} \left\{ \frac{2W}{\pi a} \tan \left(\frac{\pi a}{2W} \right) \right\}^{1/2} \quad (1)$$

また、 K_{ca} と亀裂停止点の温度 T は Fig. 1 に示すような次式に示すアレニウス型の依存性を示すことが経験的に知られている。

$$K_{ca} = K_0 \cdot \exp(-k_0/T) \quad (2)$$

ここで、 K_0 および k_0 は材料定数である。ただし、標準幅試験と広幅試験で得られる K_{ca} が一致しないことが知られており、その原因は未解明である²⁾。

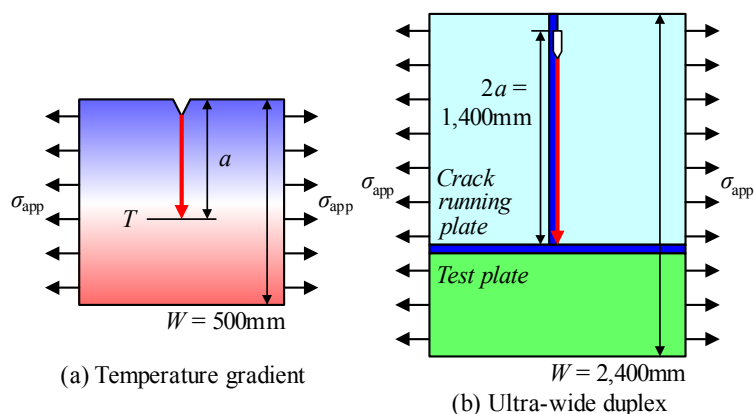


Fig. 2 Crack arrest specimens

2.2 脆性亀裂アレスト試験

応力拡大係数による亀裂伝播の駆動力の評価において、亀裂長さを長くすることと負荷応力を高くすることは等価である。このような観点から、標準的な板幅 ($W =$

500mm), 板厚30mm, 室温降伏応力368MPaの試験板を用いて, 93~310MPaという広範囲の負荷応力の条件の下で温度勾配型アレスト試験を実施し, 破面の形成形態が亀裂の伝播・停止挙動に与える影響を考察した.

Fig. 3 に実験により得られた K_{ca} の温度依存性を示す. 負荷応力が $\sigma_{app} = 93\sim 300\text{MPa}$ の範囲においては式(2)に示すアレニウス型の温度依存性を示すものの, $\sigma_{app} = 310\text{MPa}$ の条件下では, 従来のアレニウス型の温度依存性を示す曲線とかい離し, より早期にアレストが生じることが示された. この結果を Fig. 1 と比較すると, 高負荷応力の試験条件下では, 長大亀裂を対象とした実験結果と同様の傾向が得られることが明らかとなった.

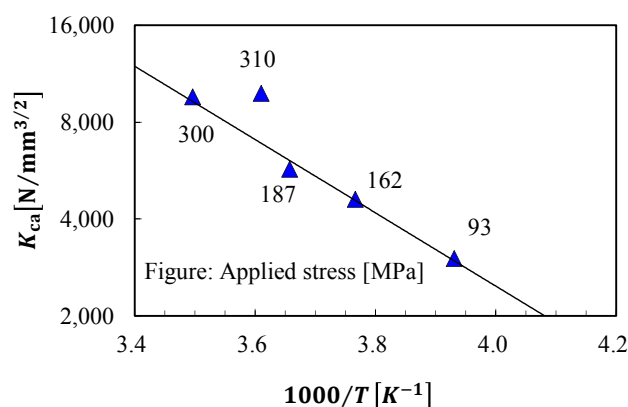


Fig. 3 Experimental results of the dependence of K_{ca} on temperature

また, 停止亀裂長さが同程度である $\sigma_{app} = 187\text{MPa}$ および 310MPa の場合に関して, 亀裂停止位置近傍の破面写真を Fig. 4 に示す. 鋼板における脆性破壊では, 亀裂伝播に伴って板表面部近傍に未破断のサイドリガメントが形成される. このサイドリガメントは伝播中の亀裂に対して閉口応力を作用させ, 最終的には亀裂前縁の後方で延性的に破断してシアリップと呼ばれる破面を形成する. 破面観察によると, 低負荷応力の $\sigma_{app} = 187\text{MPa}$ の場合では, 亀裂停止直前までサイドリガメントはほとんど形成されずアレストに至った. 一方, 高負荷応力の $\sigma_{app} = 310\text{MPa}$ の場合では, 亀裂停止に至るまでにサイドリガメントの幅が徐々に厚く拡大してアレストした. すなわち, 負荷応力の大きさによってアレストに至る破面の様相, 特にサイドリガメントの形成形態が大きく異なる.

サイドリガメントは板表面近傍において塑性拘束が弱まることで板厚方向に亀裂がアレストした結果として生じるものと考えられる. 一方, 負荷応力が大きくなると亀裂前方に生じる塑性域が拡大し, 板厚方向に対して塑性拘束の緩和が進み, 結果として厚いサイドリガメントを形成すると考えられる.

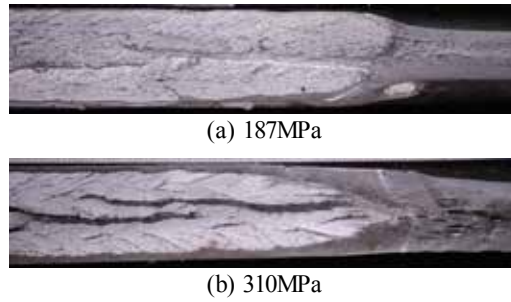


Fig. 4 Uncracked side-ligament in experimental results

3. 脆性亀裂伝播・停止挙動のモデル化

3.1 局所破壊応力説

脆性破壊は応力支配型の現象であることが知られている．本研究では，栗飯原らの研究成果⁴⁾をベースとして，サイドリガメントによる亀裂の閉口効果を考慮した新たな解析モデルを提案する．

本モデルでは，脆性亀裂伝播が亀裂先端近傍の微視的なプロセスゾーンに作用する平均的な引張応力 $\bar{\sigma}_{yy}$ が局所限界破壊応力 σ_c に達した状態で継続すると仮定する．

$$\bar{\sigma}_{yy}[r_c] = \sigma_c \quad (3)$$

ここで， r_c はプロセスゾーンの大きさである． σ_c は温度や亀裂伝播速度に依存しない材料定数であり，実験結果の再現においてはフィッティングパラメータとして扱う．

3.2 解析モデルの概要

Fig. 5 に亀裂伝播に伴う破面形態の模式図を示す．本モデルでは，簡単のため亀裂先端の形状を板厚方向の垂線で仮定し，亀裂先端の板厚中心部において，式(3)の局所破壊条件を満足するものとした．

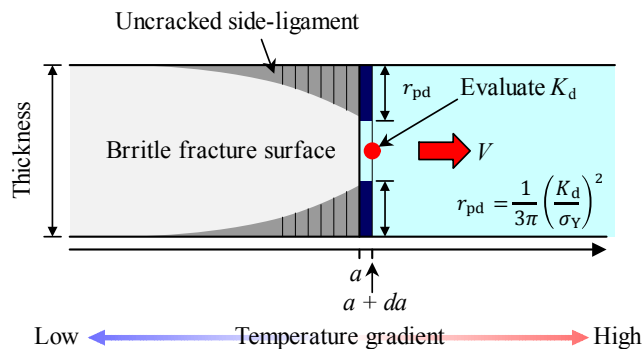


Fig.5 Modeling crack propagation considering uncracked side-ligaments

線形硬化材料に対する Achenbach *et al.*の解析解⁵⁾を基に，動的に伝播する亀裂先端塑性域内の引張応力 σ_{yy} を次式で仮定する．

$$\sigma_{yy}[r, \theta] = \sigma_Y \left\{ (1 - \nu^2) \left(\frac{K_d}{\sigma_Y} \right)^2 \frac{1}{r} \right\}^{-s} \Sigma_{yy}[\theta, V] \quad (4)$$

ここで、 (r, θ) は亀裂先端を原点とする極座標、 V は亀裂伝播速度、 ν はポアソン比、 s は亀裂先端近傍の応力特異性を表す指数である。また、 $\Sigma_{yy}[\theta, V]$ は応力の強さを表わす係数であり、ここでは平面ひずみを仮定し、 $\Sigma_{yy}[0, V] = 4$ とした。 σ_Y は降伏応力であるが、後藤らの研究⁶⁾に基づき、温度 T およびひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ の関数として扱う。

K_d は、負荷応力、サイドリガメントによる亀裂閉口効果および亀裂伝播速度の影響を考慮した、有効動的応力拡大係数である。 K_d の具体的な算出方法は3.3節に示す。

プロセスゾーン内部の平均的な引張応力 $\bar{\sigma}_{yy}[r_c]$ を、式(4)における亀裂前方 $\theta = 0$ の特性距離 $r_c = 0.3\text{mm}$ の引張応力 $\sigma_{yy}[r_c, 0]$ に置き換えて用いる。この σ_{yy} は、(1) 亀裂伝播速度、(2) サイドリガメント長さ、(3) 塑性域のひずみ硬化係数、(4) ひずみ速度、を定義する方程式を連立して解くことで算出されるが、この解が存在しなくなった時点で亀裂のアレストを評価できる。

3.3 サイドリガメントによる亀裂閉口効果

サイドリガメントは、脆性亀裂の伝播に伴って亀裂の後方に形成され、最終的に亀裂の開口によって延性的に破断することでシアリップを形成する。このサイドリガメントでは降伏応力にはほぼ等しい亀裂閉口応力を生じる。ここでは、この亀裂閉口効果によって、脆性亀裂先端の応力拡大係数が低下する影響を定量化する。

Fig. 6に示すような半無限の長さを有する亀裂表面の任意の点 (z, b) に荷重 P が作用する場合の静的応力拡大係数 K_p は次式で書ける。

$$K_p[z, b, P] = \frac{\sqrt{2}P}{(\pi b)^{3/2}} \frac{1}{1 + (z/b)^2} \quad (5)$$

サイドリガメントによる静的応力拡大係数の低下量 K_{sl} は、式(5)をサイドリガメントに対応する領域 A_{sl} に対し積分することで次式のように得られる。

$$K_{sl} = \iint_{A_{sl}} K_p[z, b, \sigma_Y] dA \quad (6)$$

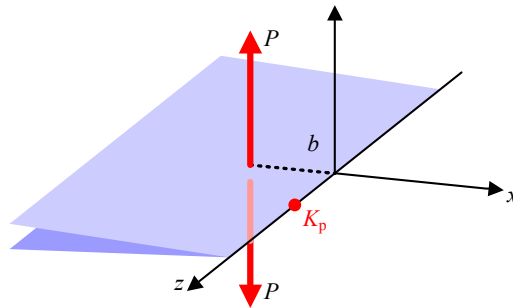


Fig. 6 Stress intensity factor by point forces acting on a crack faces

式(6)は 3 次元な無限体を対象としたものであるため、有限板厚の影響を模擬するために、Fig. 7 に示すような周期的な領域として A_{sl} を仮定する。

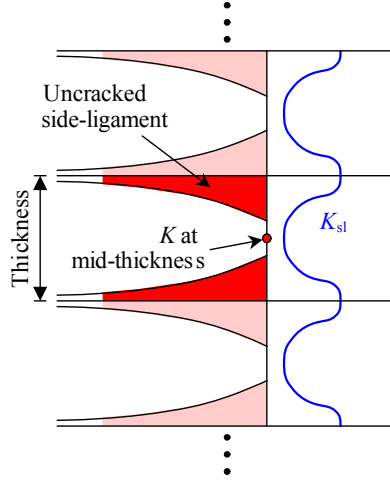


Fig. 7 Modeling of side-ligaments to calculate K_{sl}

遠方応力 σ_{app} による亀裂前縁の静的応力拡大係数は次式で書ける。

$$K_{\sigma} = \sigma_{app} \sqrt{\pi a} \quad (7)$$

したがって、板厚中心部における応力拡大係数 K は次式で書ける。

$$K = K_{\sigma} - K_{sl} \quad (8)$$

脆性亀裂伝播は動的な現象であることを考慮して、式(4)で用いた有効動的応力拡大係数を次式で仮定する。

$$K_d = (K_{\sigma} - K_{sl}) f_k[V] \quad (9)$$

ここで、 $f_k[V]$ は $V = 0 \text{ m/s}$ の場合に 1、 V がレイリー波速度 $V_R = 2,951 \text{ m/s}$ で 0 になる補正係数である⁷⁾。

亀裂伝播に伴い形成されるサイドリガメントの厚さ r_{pd} は、 K および V の関数として次式で仮定する。

$$r_{pd} = r_p[K] f_p[V] \quad (10)$$

ここで、 $r_p[K]$ は $V = 0 \text{ m/s}$ の場合のサイドリガメント厚さであり、既往の研究⁴⁾を参考に亀裂前方に形成される塑性域寸法と同等と仮定した。

$$r_p = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K}{\sigma_y} \right)^2 \quad (11)$$

サイドリガメント厚さの伝播速度依存性は有限要素法を用いて算出した塑性ひずみの板厚方向成分 ε_z によって決定した。評価に用いた有限要素モデルを Fig. 8 に示す。また得られた ε_z の板厚方向分布の例を Fig. 9 に示す。

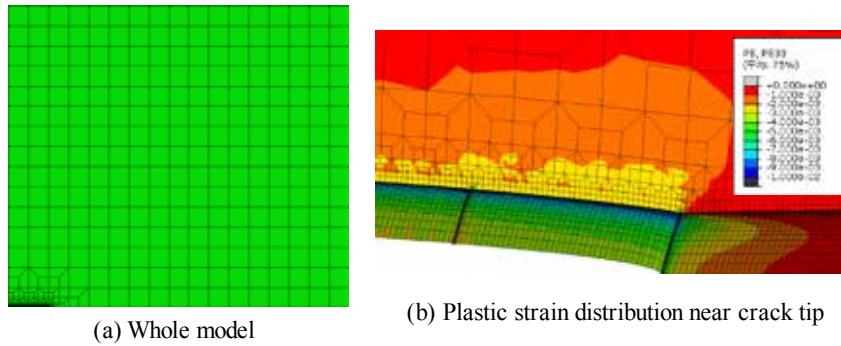


Fig. 8 Finite element model for calculating plastic strain distribution

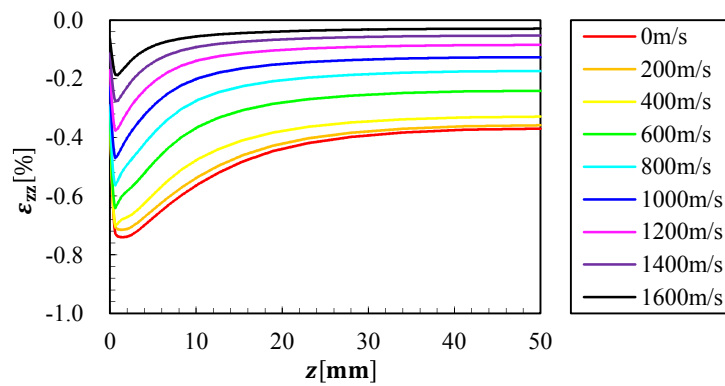


Fig. 9 Distributions of plastic strain along crack front ($K = 4,000 \text{ N/mm}^{3/2}$)

サイドリガメントの亀裂伝播速度依存性 $f_p[V]$ は $K = 2,000 \sim 8,000 \text{ N/mm}^{3/2}$ の条件下において、式(11)に示した $V = 0 \text{ m/s}$ の場合のサイドリガメント厚さを基準として、 ε_z の板厚方向分布の減少率として定量化した。Fig. 10 に得られた計算結果を示す。この結果より、 $f_p[V]$ は K にほとんど依存せず、次式で近似できることが示された。

$$f_p = \left\{ \cos \left(\frac{\pi V}{2 V_R} \right) \right\}^{23.9} \quad (12)$$

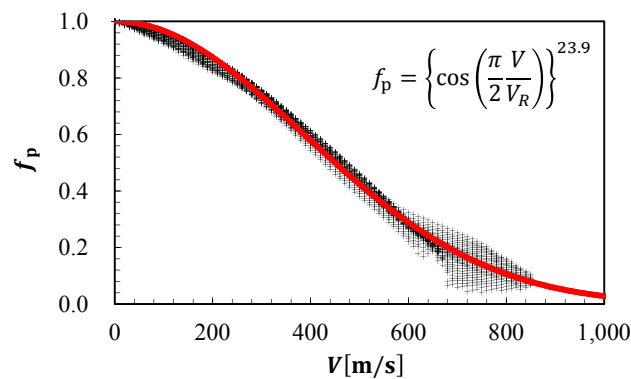


Fig. 10 Normalized uncracked side-ligament depth f_p

4. アレスト試験の再現解析による妥当性検証

ここでは、本研究で提案した解析モデルを、幅広い負荷応力の条件下での標準幅温度勾配型試験および、近年報告された超広幅混成型試験⁸⁾に適用し、その妥当性検証を行う。

4.1 標準幅温度勾配型試験への適用

本研究で提案した解析モデルを、2節に示した広範囲負荷応力の条件下での標準幅温度勾配型試験へと適用した。局所限界破壊応力は $\sigma_{app} = 187\text{MPa}$ の条件で同定した。

Fig. 11に、 K_{ca} の温度依存性に関する実験とモデル解析の比較結果を示す。これにより、本研究で提案した解析モデルを用いることで、高負荷応力の条件下における K_{ca} のアレニウス型の温度依存性からのかい離を精度よく再現可能であることが示された。

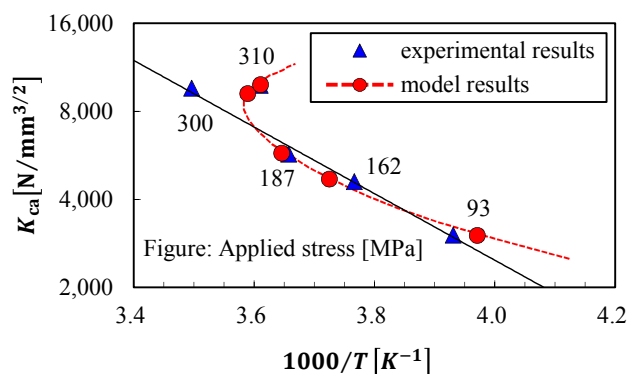


Fig. 11 Comparison between the experimental and model results of K_{ca}

また、Fig. 12に亀裂停止位置近傍におけるサイドリガメント厚さの解析結果を示す。Fig. 4に示した実験結果と比較すると、両者の傾向がよく一致していることが分かる。したがって、負荷応力の増加によって K_{ca} に関するアレニウス型の温度依存性からのかい離は、亀裂伝播に伴って増加する駆動力がサイドリガメント形成に与える影響を考慮することで再現可能であることが示され、本モデルの妥当性が明らかとなった。

4.2 超広幅混成型試験への適用

最近、日本海事協会により、現状の脆性亀裂アレスト設計指針¹⁾の適用性拡大に向けて、超広幅 ($W = 2,400\text{ mm}$) の混成型試験が実施された⁸⁾。本試験では、線形破壊力学に基づく応力拡大係数 K よりもはるかに低い K_{ca} を有する鋼板で亀裂をアレスト可能であることを実証したものである。混成型試験では、Fig. 2(b)に示すように助走板と呼ばれる低靱性の鋼板において亀裂を伝播させ、試験板のアレスト靱性を評価する。本試験は、負荷応力 $\sigma_{app} = 257\text{MPa}$ 、試験板突入時の応力拡大係数を $K = 12,000\text{ N/mm}^{3/2}$ とし、別途実施された標準幅温度勾配型試験で得られた $K_{ca} = 6,100, 7000\text{ N/mm}^{3/2}$ の条件で実施した。

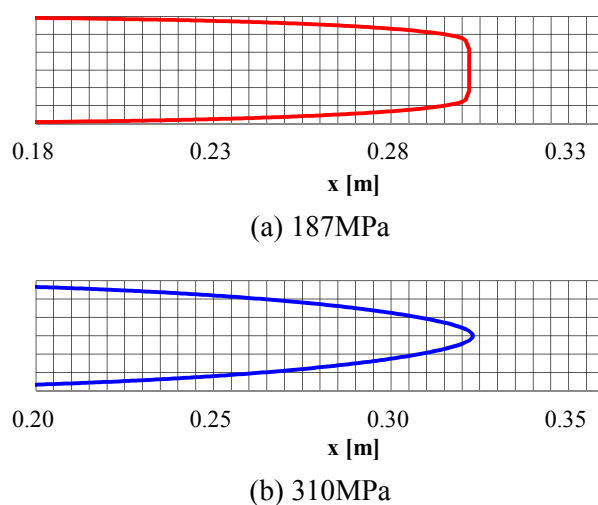


Fig. 12 Uncracked side-ligament in model results (compared with Fig. 4)

局所限界破壊応力は、標準幅温度勾配型試験の実験結果を使用して同定した。Fig. 13 に亀裂停止位置に関する実験およびモデル計算の比較結果を示す。なお、実験にはない $K_{ca} = 5,200 \text{ N/mm}^{3/2}$ に対する解析も実施した。

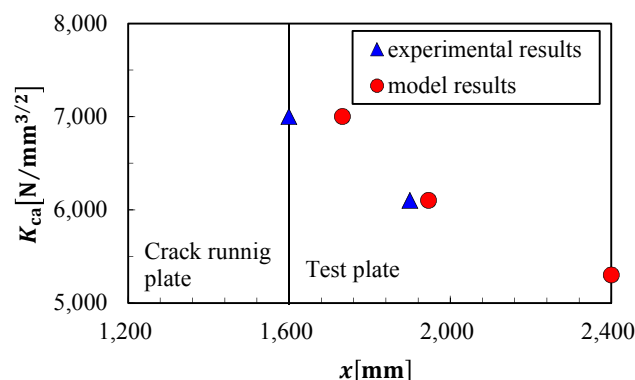


Fig. 13 Arrest crack lengths of ultra-wide duplex crack arrest tests

これらの結果より、提案したモデルを用いることで、実験結果を精度よく再現し、 K が K_{ca} よりもはるかに大きい条件の下でも亀裂を停止可能であり、40年来未解決であった長大亀裂問題を解決できる可能性が示唆された。

5. 結論

本研究は40年来未解決の長大亀裂問題の解明に向けた実験および解析モデルの提案を行い、以下の結論を得た。

- (1) 広範囲の負荷応力の条件下で標準幅温度勾配型アレスト試験を実施した結果、高負荷応力の下では従来の K_{ca} に関するアレニウス型の温度依存性より早期にアレストが生じ、長大亀裂を対象とした実験結果と同様の傾向を示すことが明らかとなった。

また破面上に形成される未破断のサイドリガメントは負荷応力が大きいほどに停止直前において厚くなることが明らかとなった。

- (2) 実験で得られた知見を踏まえ、サイドリガメントの亀裂閉口効果を考慮した脆性亀裂の伝播・停止挙動のモデル化を提案した。本モデルは局所破壊応力説に基づき、応力拡大係数および亀裂伝播速度の関数として、亀裂伝播に伴い形成されるサイドリガメントの厚さを定量化することでモデルに組み込んだ。
- (3) 提案した解析モデルを標準幅の温度勾配型試験および超広幅の混成型試験に適用した結果、それらの実験結果を精度よく再現することができ、提案したモデルの妥当性が示された。特に、超広幅試験では、 K が K_{ca} よりもはるかに大きい条件の下でも亀裂を停止可能である現象が再現され、40年来未解決であった長大亀裂問題を解決できる可能性が示唆された。

謝辞

本研究は、2013年度公益財団法人 JFE21 世紀財団技術研究助成鉄鋼技術研究により実施されたものであります。ここに深甚なる謝意を表します。

参考文献

- 1) 日本海事協会, 脆性亀裂アレスト設計指針, 2009.
- 2) T. Kanazawa, S. Machida, H. Yajima, M. Aoki, Study on brittle crack arrester: Consideration on the arrest of very long crack, *Selected papers from the journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol.11, pp.135-147, 1973.
- 3) 日本溶接協会, 脆性亀裂アレスト靱性試験方法, 2014.
- 4) 町田進, 吉成仁志, 安田真, 栗飯原周二, 間淵秀里, 鋼材の脆性亀裂伝播・停止の力学モデル(1): 基礎モデルの構築, 日本造船学会論文集, Vol.177, pp.243-258, 1995.
- 5) J.D. Achenbach, M.F. Kanninen, C.H. Popelar, Crack-tip fields for fast fracture of an elastic-plastic materials, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol.29, pp.211-225, 1981.
- 6) L.R.F. Rose, An approximate (Wiener-Hopf) kernel for dynamic crack problems in linear elasticity and viscoelasticity, *Proceedings, Royal Society of London*, Vol.A-349, 1976, pp.497-521, 1976.
- 7) 後藤浩二, 平澤宏章, 豊貞雅宏, ひずみ速度, 温度を考慮した構造用鋼構成方程式の簡易推定法, 日本造船学会論文集, Vol.176, pp.501-507, 1994.
- 8) K. Sugimoto, H. Yajima, S. Aihara, H. Yoshianri, K. Hirota, M. Toyoda, T. Kiyose, T. Inoue, T., Handa, T. Kawabata, T. Tani, A. Usami, Thickness effect on the brittle crack arrest toughness value (K_{ca}): Brittle Crack Arrest Design for Large Container Ships -6, *Proc. 23th Int. Offshore and Polar Eng. Conf.*, ISOPE2012, 2012.