

(昭和 42 年 11 月造船協会秋季講演会において講演)

クラックアレスターに関する基礎的研究 (第 5 報)

— 溝型およびスチフナ型クラックアレスターの解析 —

正員 金 沢 武* 正員 町 田 進*
 正員 大 八 木 正 広**

Some Basic Considerations on Crack Arresters (The 5th Report)

—with special reference to “Ditch-type” & “Stiffener-type arresters”—

by Takeshi Kanazawa, *Member*Susumu Machida, *Member*Masahiro Ohyagi, *Member*

Summary

In this 5th report “Ditch-type” and “Stiffener-type” arresters are considered. In the former the arresting of brittle crack is effected by the mechanical factor associated with the singularities of stress field due to “ditch way” where discontinuous change in plate thickness exists and as well as to the increase in toughness of the material by plate thickness reduction. The latter type is similar to stiffener and frame which are popularly seen in the plate and shell structures. In the case of stiffener type arrester, material quality and/or dimensions of stiffener is so tough that the stiffener never breaks even when the crack in plate passes the line where the stiffener is attached and the crack arresting is effected by the crack closing action of the stiffener.

Stress intensity factors with the presence of the above two types of arrester are approximately calculated and the results are compared with those of brittle crack propagation-arrest test using the double tension specimens with arresters. In connection with the analysis of Ditch-type arrester, the mechanical effect of plate thickness on fracture toughness is discussed.

Further it has been found out that the stiffener type crack arrester is effective and promising from the practical point of view.

1. 緒 言

クラックアレスターに対する設計者の立場からの考察方法およびそのための基礎資料を得ることを目的に、前報^{1)~4)}までに 4 種類の基礎的なクラックアレスターについて破壊力学的立場からその解析を行ない実験結果とともに報告した。

本報では、さらに 2 種類のアレスター模型についての検討結果を報告する。一つは溝型アレスターで、他はスチフナ型アレスターである。後者は前報⁴⁾で取扱った integral stiffener 型とはややそのクラック阻止機構を異にしたものであり、船体構造における実用化がより容易な形式といえるものである。

2. 基礎的考察—アレスタ模型の破壊力学的解析

2.1 溝型アレスター

2.1.1 概 要 Fig.1 に示すごとく無限遠にて一様引張応力 σ を受ける単一クラックを有する無限平板にクラック進展方向と直角方向の溝が存在する模型を考える。溝は一定の幅だけ不連続的に板厚が薄くなっているも

原稿受付 昭和 42 年 7 月 10 日

* 東京大学工学部

** 日本海事協会

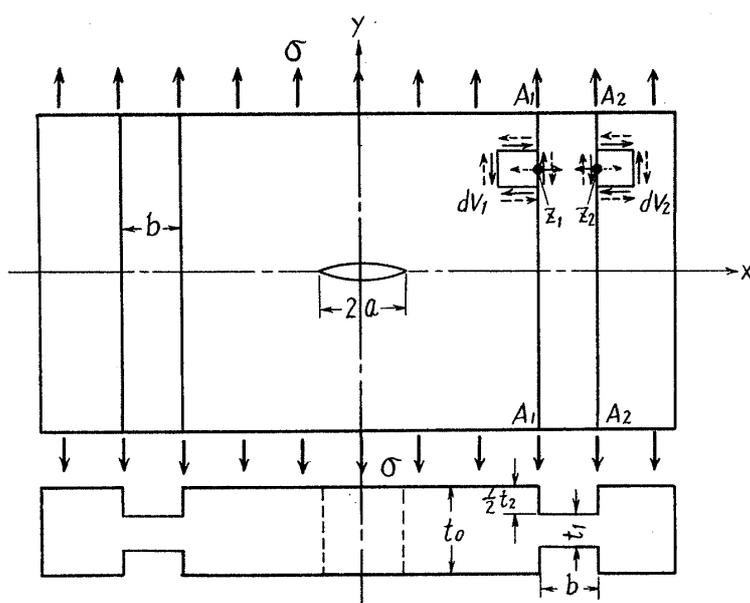


Fig.1 Ditch-type crack arrester model

ので、丁度前報の梁型アレスタの逆ともいえる形状である。この溝の部分が存在することによる応力、歪分布の攪乱と、その部分の板厚が薄くなっていることによる多軸応力状態の緩和作用とが重畳して、溝型アレスタの寸法を適当にとれば有効なクラック阻止効果が得られることが期待される。

溝の幅、板厚その他以後の計算に必要な諸量の記号は Fig.1 中に示してあるごとく定めることとする。

2.1.2 溝型アレスタの解析 板が不連続的に変化していることによる力学的効果を真正面から取扱うことは三次元問題となり困難であるので、次のような単純な取扱いでこれを近似する。

まず溝のない平板を考え、溝の側面 (Fig.1 中 A1 および A2 面) の部分に生ずる応力 σ_x, τ_{xy} の境界条件を満たすように、すなわちこれらの応力成分が零となるように外力を加えることにより、溝の存在する状態が近似できるものとする。

いまクラックを有する溝の無い平板で Fig.1 に示すごとく溝の二つの側面部分の任意の点 z_1, z_2 において溝側面に接した微小直方体 $dV_1(dx_1 \times dy_1 \times t_2)$, および $dV_2(dx_2 \times dy_2 \times t_2)$ を取出し、各々溝側面にあたる微小面 $dA_1(dy_1 \times t_2)$, $dA_2(dy_2 \times t_2)$ を考える。これらの面に生じる応力を σ_{xi}, τ_{xyi} ($i=1, 2$, 1は溝の左端, 2は右端を示すものとする) とすると、近似的に境界条件を満たすために付加すべき外力は dA_i 面に対し次のようになる。ただし $i=1, 2$ 。

$$\left. \begin{aligned} P_i &= -\tau_{xyi} \cdot t_2 \cdot dy_i \text{ (y 方向)} \\ Q_i &= -\sigma_{xi} \cdot t_2 \cdot dy_i \text{ (x 方向)} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

原点を中心に x 軸上長さ $2a$ のクラックを有する溝のない平板において、第1象限の点 (x_0, y_0) に単位板厚当りの y 方向 P , および x 方向 Q なる集中力を他の象限にはこれを原点に対象となるような位置と方向の集中力を P, Q を作用させた時のクラック先端の応力集中度 (stress intensity factor) K_P, K_Q は次式で示される。

$$\left. \begin{aligned} k_P &= \frac{K_P}{P\sqrt{x_0}} = \frac{1}{\pi\sqrt{c}} \cdot \frac{1}{\sqrt{\rho_1\rho_2}} \cdot \left[(\rho_1 + \rho_2) \sin\left(\frac{\theta_1 - \theta_2}{2}\right) - \frac{2\alpha c}{J+1} \left\{ \frac{1}{\rho_1} \cos\left(\frac{3\theta_1 + \theta_2}{2}\right) \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + \frac{1}{\rho_2} \cos\left(\frac{\theta_1 + 3\theta_2}{2}\right) \right\} \right] \\ k_Q &= \frac{K_Q}{Q\sqrt{x_0}} = \frac{1}{\pi\sqrt{c}} \left[\frac{1-J}{1+J} \left(\sqrt{\frac{\rho_2}{\rho_1}} - \sqrt{\frac{\rho_1}{\rho_2}} \right) \cos\left(\frac{\theta_1 - \theta_2}{2}\right) \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{1+J} \frac{2\alpha c}{\sqrt{\rho_1\rho_2}} \left\{ \frac{1}{\rho_1} \sin\left(\frac{3\theta_1 + \theta_2}{2}\right) + \frac{1}{\rho_2} \sin\left(\frac{\theta_1 + 3\theta_2}{2}\right) \right\} \right] \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

ただし

$$c = \frac{a}{x_0}, \quad \alpha = \frac{y_0}{x_0}, \quad \rho_1 = \frac{\sqrt{(x_0 - a)^2 + y_0^2}}{x_0}, \quad \rho_2 = \frac{\sqrt{(x_0 + a)^2 + y_0^2}}{x_0},$$

$$\theta_1 = \tan^{-1}\left(\frac{y_0}{x_0 - a}\right), \quad \theta_2 = \tan^{-1}\left(\frac{y_0}{x_0 + a}\right)$$

$$J = \frac{3+\nu}{1+\nu} \quad (\nu: \text{Poisson's ratio})$$

上式を用いて dA_1, dA_2 面に対して加えられた外力による応力集中度は次のように求めこととする。

上式においての集中力 P, Q は単位板厚当りの値であるから、先に求めた加えるべき外力も単位板厚当りの値とする。すなわち、クラック先端が溝に達しないときには板厚 t_0 に対しての値を取り、クラックが溝部分を進展している間は、溝の板厚 t_1 に対しての単位板厚の値を取る。このことに注意して各外力 P_i, Q_i ($i=1,2$) による応力集中度を次のごとく求める。ただし式は数値計算の便宜上無次元化してある。

$$\left. \begin{aligned} K_{P_i}/(\sigma \cdot t_2 \cdot t^{-1} \cdot \sqrt{x_i}) &= -k_{P_i} \frac{\tau_{xyi}}{\sigma} dy_i \\ K_{Q_i}/(\sigma \cdot t_2 \cdot t^{-1} \cdot \sqrt{x_i}) &= -k_{Q_i} \frac{\sigma_{xi}}{\sigma} dy_i \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

ここで $i=1,2$ で、 x_1 は溝の側面 A_1, x_2 は側面 A_2 の座標を示す。また t は上に述べたごとくクラック先端位置の板厚を表わすものとする。

応力集中度は加算的性質を有するから、上式から溝の影響による応力集中度 K^* は次のごとく求められる。

ここに

$$\left. \begin{aligned} K^* &= \sum_{i=1}^2 K_{P_i} + \sum_{i=1}^2 K_{Q_i} \\ K_{P_i} &= -\sigma \cdot \frac{t_2}{t} \cdot \sqrt{x_i} \int k_{P_i} \left(\frac{\tau_{xyi}}{\sigma} \right) dy_i \\ K_{Q_i} &= -\sigma \cdot \frac{t_2}{t} \cdot \sqrt{x_i} \int k_{Q_i} \left(\frac{\sigma_{xi}}{\sigma} \right) dy_i \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

式中例えば K_{P_1} は溝の側面 A_1 における剪断力 τ_{xy} を打消したことによる応力集中度の補正項を意味する。

Fig. 2 は上述のようにして求められた溝の一方の側面における応力 τ_{xy}, σ_x を打ち消したことによる応力集中度 K の補正項を表わす。すなわち $K_T = K_P + K_Q$ を計算した結果を示す。 K_T を各々溝側面 A_1, A_2 について求め、これと無限遠の一樣引張応力 σ による主項 K_0 とから、溝型アレスターの存在するときの応力集中度 K は次のごとくなる。

$$K = K_0 + K_{T_1} + K_{T_2} \quad (5)$$

式 (1)~(5) に示す σ_x, τ_{xy} 等は例えば Westergaard 等により与えられた無限板中のクラックの弾性問題の解を用いて次のごとく求められる。

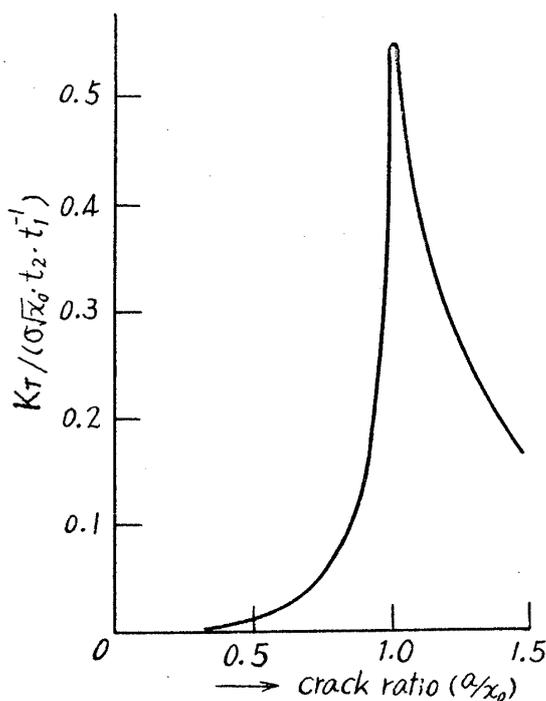


Fig. 2 K_T -crack length curve

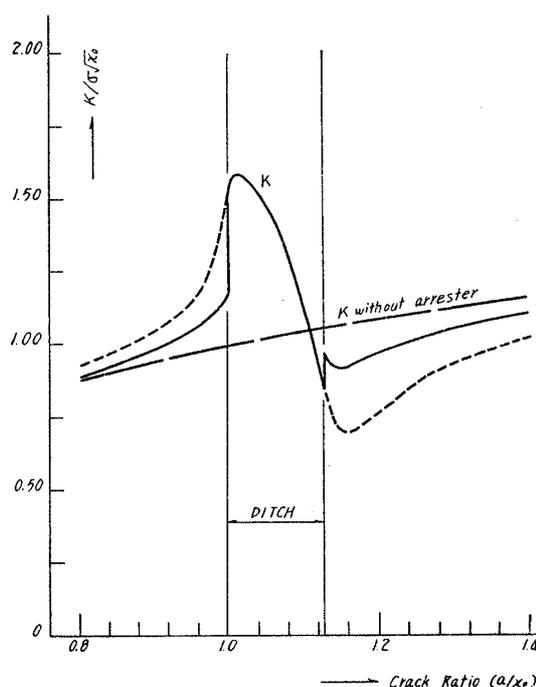


Fig. 3 An example of calculated K value with the "Ditch-type" arrester presence

$$\sigma_x = \frac{\sigma r}{\sqrt{r_1 r_2}} \cos\left(\theta - \frac{\theta_1 + \theta_2}{2}\right) - y \frac{\sigma a^2}{(r_1 r_2)^{3/2}} \sin \theta_1 \sin \frac{3}{2}(\theta_1 + \theta_2) - \sigma$$

$$\tau_{xy} = \frac{\sigma y a^2}{(r_1 r_2)^{3/2}} \cos \frac{3}{2}(\theta_1 + \theta_2)$$

ただし $r_1 = \rho_1 a$, $r_2 = \rho_2 a$, $\theta = \tan^{-1}\left(\frac{y}{x}\right)$

ここで以上の方法で求めた数値計算結果の一例を Fig. 3 に示す。細い破線は溝のないときの値で、溝型アレスター要素により太い実線のごとくなる。溝の部分で不連続的に変化しているのは、単位板厚当りの値を示してあるため、不連続的板厚変化に対応している。したがって全板厚当りの応力集中度で示せば滑らかに連続した太い破線のごとくなる。これからクラックは溝に近づくに従いむしろ加速され、溝に突入してから応力集中度 K が急激に減少していることから、溝型アレスターの場合はアレスターに突入する以前でクラックが伝播を阻止されることはあり得ず、溝の内部またはそれを通過した後に停止することが予想される。この応力集中度の傾向は前報の integral stiffener 型アレスターの計算結果から定性的に予測できる傾向と一致している。

つぎにクラック伝播阻止効果が溝の幾何学的形状因子（溝の幅、深さ）にどのように依存するかを次式により応力集中度減少係数 ψ を定義して調べることにする。すなわち、

$$\psi = \frac{K_0^*}{K_a^*} - 1$$

ここに、 K_a^* は K が極小となる位置がアレスターの溝部分内にあるときはその極小値、それが溝の外部にある時は溝の側面 A_2 の位置における応力集中度 K の値を示す。また K_0^* はアレスターの無い場合の上と同じ位置における応力集中度 K の値を示す。応力集中度 K の極小値がアレスターの溝部分を過ぎた点で生ずるときに減少係数 ψ を溝の側面 A_2 の位置で定義した理由は、後述の実験的検討の項で述べるごとく、このような場合、板厚によるクラック阻止抗力の変化との関係から、実際には側面 A_2 の位置がクラックを阻止しうるか否かを決定する critical point となるためである。

Fig. 4 (a), (b) は板厚が 20 mm の場合の計算結果に基づいて上述の定義による ψ を溝幅および溝部分の板厚に対し示したものである。これより溝部分の板厚を小さくする程、また溝幅を大きくする程クラック阻止効果は大きくなる傾向があることが分る。

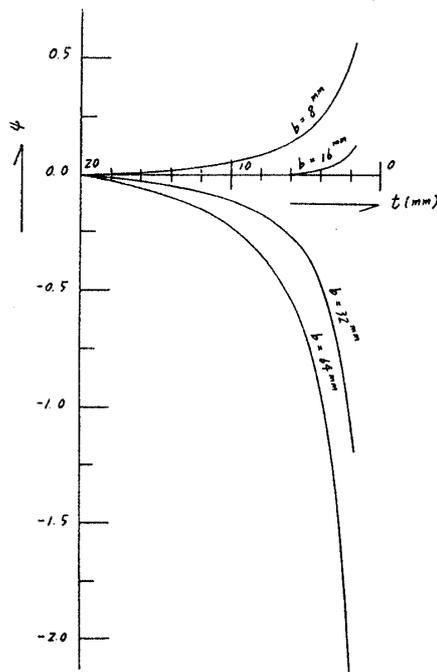


Fig. 4 (a) Reduction factor ψ vs. thickness curve

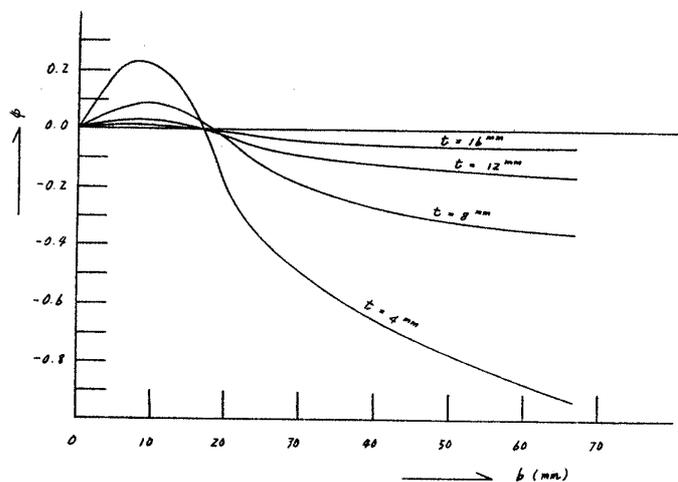


Fig. 4 (b) Reduction factor ψ vs. breadth curve

2.2 スチフナ型アレスター

2.2.1 概要 Fig.5 に示すように無限遠で一様引張応力 σ を受ける板にクラックが進展していくとき、クラックと直交する方向にある高さ、板厚を有し板と一体になったアレストスチフナが存在する場合を考える。これは前報の integral stiffener 型アレスターと似ているが、クラック阻止機構のあり方が異なっている。すなわち前報⁽⁴⁾の場合は、スチフナの寸法（主に高さ）はあまり大きくなく、クラック進展によるスチフナの曲がりを考え、スチフナを梁とみなして、その曲げ剛性がクラック阻止機構の主因と考えうるような場合であつた。したがってスチフナ高さよりむしろ厚さが効果的な寸法因子であつた。ここで取り扱おうとしているアレストスチフナは main plate のクラックがスチフナを通過したとき、これをも破断するということなく、スチフナが破断しないためにその引張剛性で main plate のクラックの進展をさまたげる形式のものである。このような条件は、たとえばスチフナ材として main plate にクラックが伝播する条件でもスチフナには伝播しないような main plate より良質材を選択するとか、とくに良質材を用いずともスチフナ高さ d を適当な寸法にすることにより、スチフナ部分の応力場（main plate からの外荷重による応力の拡散やスチフナを溶接した場合の溶接残留応力などによる）によりある程度スチフナにクラックが進展しても途中で停止するようにするなどして実現することができよう。

このような型のアレスターは、形の上から通常の骨で補強された板殻構造物に共通にみられる最も基本的な構造と類似しているから、実用的見地からも興味あるものであろう。しかるにこの型のクラックアレスターを設けるとしても、どのような寸法のどの程度の材質のものを設けるのが構造物の使用条件との関連において最も適切であるかは、これまで行なってきたような考え方に立脚したクラックアレスターの定量的解析が行なわれてはじめて明らかになる問題である。

ここでは、その第一段階として、一つの近似計算によつてその効果を調べた。

2.2.2 スチフナ型アレスターの解析 スチフナは main plate に溶着されているわけであるがクラックの存在下で main plate とスチフナとの交叉部の内応力やスチフナ内部の応力場を求めることは、かなりめんどうな計算になるであろう。そこで本報では第一近似的な意味でスチフナのクラック阻止効果を次のように取り扱つてみる。

すなわち main plate のクラックによる変位をスチフナが拘束するために、スチフナは main plate にクラック阻止力を作用させることになるのであるが、Fig.5 に示すような状態を考えて main plate のクラックとスチフナのクラックとが交叉する部分のみで適合条件を満足するようにこの阻止力を定め、しかもこの interaction force は、交叉部に一様分布力として作用すると仮定するのである。計算に用いる諸量の記号は Fig.5 中に示したように定める。以下順に計算結果を述べる。（詳細は参考文献(10)参照）

(a) 変位の計算

(i) main plate のクラックの スチフナ部に分布力 P が作用する場合の交叉部の縦変位 V (Fig.6 (a))

$$V = \frac{2}{E} \left[\sigma \sqrt{a^2 - a_0^2} - \frac{2Pt_s}{\pi} \left\{ \cosh^{-1} \left(\frac{a^2 + a_0^2}{2aa_0} \right) + \frac{a_0}{\sqrt{a^2 - a_0^2}} \cos^{-1} \left(\frac{a_0}{a} \right) \right\} \right] \quad (6)$$

(ii) アレストスチフナ中のクラックの main plate 部分に分布力 P_s が作用するときの縦変位 V_s (Fig.6 (b))

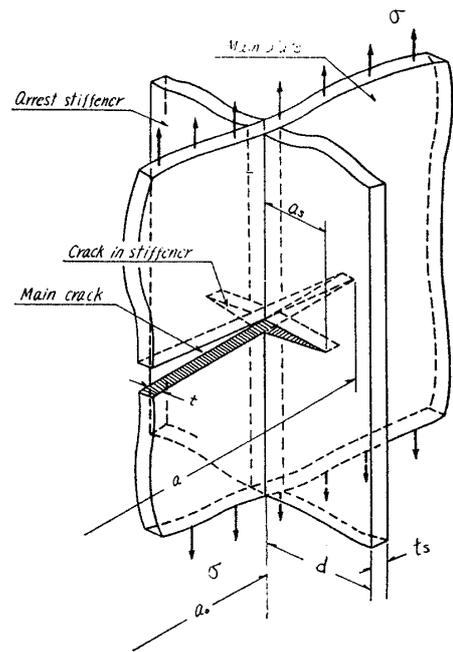


Fig.5 Stiffener-type crack arrester model

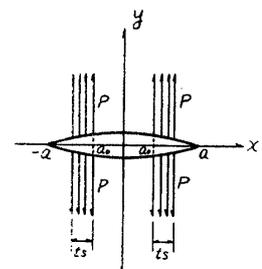


Fig.6 (a)

$$V_s = \frac{2P_s}{\pi E} \left[2d \cosh^{-1} \left(\sec \frac{\pi a_s}{2d} \right) \left\{ 1 - \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left(\frac{t}{2a_s} \right) \right\} + t \cosh^{-1} \left(\frac{2a_s}{t} \right) \right] \quad (7)$$

(b) クラック阻止力の決定

main plate がアレスタスチフナから受けるクラック阻止力 P は適合条件 $V = V_s$ より決定される。結果は

$$P = \pi \sigma \sqrt{a^2 - a_0^2} / f$$

ここで

$$f = \frac{t_s}{t} \left[2d \cosh^{-1} \left(\sec \frac{\pi a_s}{2d} \right) \left\{ 1 - \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left(\frac{t}{2a_s} \right) \right\} + t \cosh^{-1} \left(\frac{2a_s}{t} \right) \right] + 2t_s \left\{ \cosh^{-1} \left(\frac{a^2 + a_0^2}{2aa_0} \right) + \sqrt{\frac{a_0}{a^2 - a_0^2}} \cos^{-1} \left(\frac{a_0}{a} \right) \right\} \quad (8)$$

(c) K の計算

以上のようにしてクラック阻止力 P が求めれば、スチフナが存在する場合の K の値は次のように求められる。(Fig. 7)

○ main plate を無限板としたとき

$$K = \sigma \sqrt{a} \left(1 - \delta \cdot \frac{2t_s}{f} \right) \quad (9)$$

○ main plate を有限幅 (2B) としたとき

$$K = \sigma \sqrt{\frac{2B}{\pi} \tan \frac{\pi a}{2B}} \cdot \left(1 - \delta \cdot \frac{\pi \sqrt{a^2 - a_0^2}}{f} \cdot g \right) \quad (10)$$

ただし (9) (10) 式中において f は (10) 式中のものと同じ

$$g = \frac{t_s \left\{ \sin \frac{\pi(a+a_0)}{2B} + \sin \frac{\pi(a-a_0)}{2B} \right\}}{2B \sin \frac{\pi a}{2B} \cdot \sqrt{\sin \frac{\pi(a+a_0)}{2B} \cdot \sin \frac{\pi(a-a_0)}{2B}}}$$

$$\delta = \begin{cases} 0 : a < a_0 \text{ のとき} \\ 1 : a > a_0 \text{ のとき} \end{cases}$$

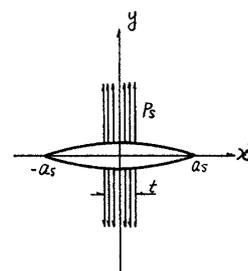


Fig. 6 (b)

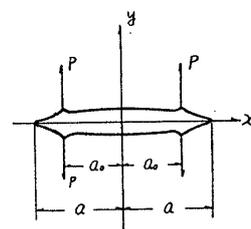


Fig. 7 Calculation of K value by the interaction force p

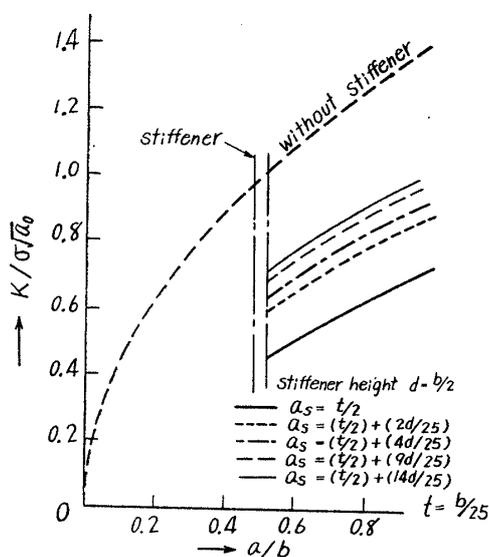


Fig. 8 K value with the existence of stiffener type arrester

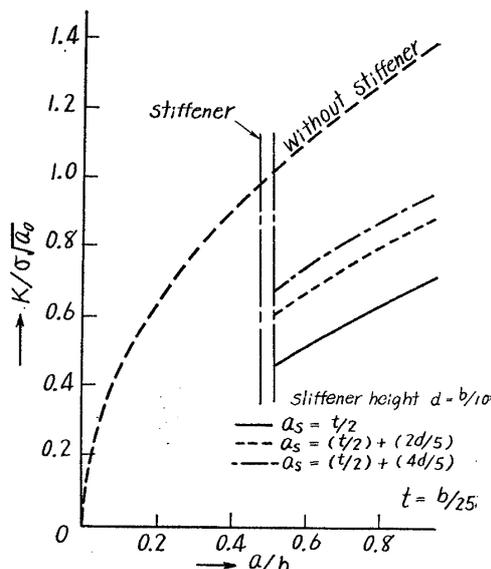


Fig. 9 K value with the existence of stiffener type arrester

上述の簡単化のための仮定の下では、クラックがアレスターに到達するまでに何らのクラック阻止効果も現われず、それを通過した後はじめて現われることになる。この点は実際の現象とはやや違うと思われるが、スチフナにクラックが達するまでのスチフナの影響は小さいであろう。

さらにアレスターが main plate に溶接でつけられている場合は溶接残留応力の影響を無視することはできないが、これは既報⁽⁶⁾の方法でその分布さえわかれば容易に計算することができる。

Fig. 8, Fig. 9 に無限板としたときの計算例（残留応力は考慮していない）を示す。図はスチフナ中にはいるクラックの長さを種々に変えた場合を比較したものである。 $a_2=t/2$ はスチフナにクラックがはいらぬ場合に対応する。この計算結果からはスチフナの高さによる影響は小さく、スチフナにはいるクラックの長さが最も支配的な因子となっており、直観的に予測されるようにそれが大きいほど阻止効果は小さくなる。スチフナの高さ d は、実際には main plate からの応力の流れの状態に関連して、特に長さ方向の寸法が小さいとき大きな影響を持つものと考えられるが、本近似計算ではスチフナの長さは無限としていることと、長さ方向全長にわたって適合条件を満足していないなどの理由から阻止効果を過少評価していると考えられる。現在さらに精度のよい計算を研究中である。

3. 実験的検討

2項で考察を加えた2種のクラックアレスターにつき二重引張試験片にそれらを取りつけた模型試験片を製作し、これの脆性破壊伝播試験を行なつて、あらかじめ通常の温度勾配型二重引張試験によつて求めた供試材の脆性破壊伝播抵抗力 K_C と前項での計算によるアレスターの存在するときのクラック進展力 K との関係をしらべることによつて実験的検討を行なつた。

以下2種のアレスターに分けて述べる。

3.1 溝型アレスターの実験

3.1.1 供試材 板厚 20mm の低温用調質アルミキルド鋼 (MY), 調質型 55 kg/mm² 級高張力鋼 (GWT 55 Q) の2種を用いた。

Table 1 Steel investigated.

Code	Type of steel	t (mm)	Chemical composition (%) (Ladle)							Tensile properties		
			C	Si	Mn	P	S	Ni	Al	σ_Y (kg/mm ²)	σ_B (kg/mm ²)	E (G.L=50mm)
MY	Al-Killed	20	0.13	0.26	1.22	0.009	0.007	0.56	—	43	56	45
GWT 55 Q	HT 55	20	0.16	0.44	1.37	0.022	0.012	—	0.014	39.9	57.4	25

これら2種の化学成分と機械的性質を Table 1 に、また温度勾配型の標準二重引張試験によつて求められた破壊伝播停止特性を Fig. 10 に示す。

3.1.2 試験片および試験方法 幅 500mm の二重引張試験片に機械切削により各種の幅および深さの溝を加工した。伝播部入口から溝型アレスターの位置まですべて 250mm とした。したがつて長さ 250mm の脆性クラックをアレスターに突入させたことになる。

試験の方法は通常の標準二重引張試験と本質的には何ら変わらない。ただクラック伝播部に与える温度分布はいわゆる平坦温度型すなわちクラック発生部の近くを除き、ほぼ所定の一様温度となようなものとした。試験温度、応力の条件は Fig. 10 の結果を考慮してアレスターがなければ当然クラックは試験片全幅を伝播してしまうような値をえらんだ。

3.1.3 実験結果と考察 主なるデータと実験結果を Table. 2 に示す。各試験片の試験条件にしたがつて計画したクラック先端の位置（クラック長さ）とクラック進展力 K との関係は Fig. 11~22 中の太い実線である。

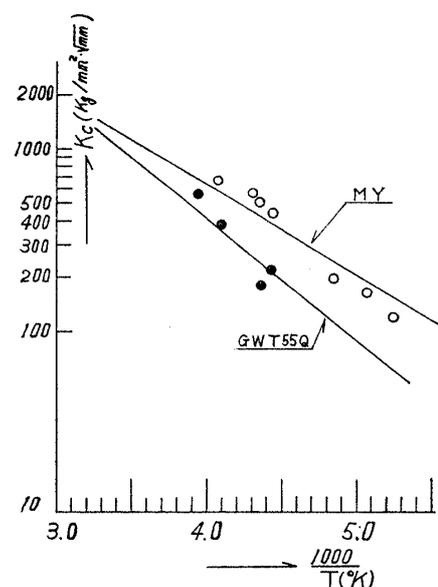


Fig. 10 K_C Value of the materials tested by double tension test

Table 2 Experimental result

Code	$b-t_1$ (mm)(mm)	applied stress (kg/mm ²)	arresting temp (°C)	result	arrested crack length (mm)
GWT 55 Q	8-8	25	-38	GO	—
	16-8	25	-41	GO	—
	32-4	25	-39	ARREST	258
	32-8	25	-40	ARREST	221
	32-12	25	-42	GO	—
	64-8	25	-40	ARREST	310
MY	8-8	35.0	-49	GO	—
	16-8	31.6	-52	GO	—
	32-4	34.2	-52	ARREST	265
	32-8	34.2	-50	ARREST	275
	32-12	34.2	-48	GO	—
	64-8	34.2	-49	ARREST	262

さてクラック進展力 K が材料の抵抗力 K_C より小さくなるとクラックが停止すると考えるわけであるが、本試験片の場合クラック伝播部に与えられた温度分布と Fig. 10 から直ちに K_C の曲線を上記の図中に記入することはできない。それはアレスター部分が切削により板厚が小さくなっているために、その部分の K_C 値は原板厚の Fig. 10 の値より板厚の力学的効果により上昇しているはずだからである。

板厚の力学的効果に関しては、これまでいくつかの実験式が提案されているが^{(6)~(9)}、これらの具体的内容にはかなりの違いがみられる。すなわちクラック伝播阻止能力 K_C は

$$K_C = K_0 \exp(-T_0/T) \quad T: \text{絶対温度} \quad (11)$$

なる Arrhenius 型の温度依存性を示すことが知られているが、板厚の力学的効果には次式のような3種の異なった実験式が提案されているのである。

$$K_0 = K_0(30) \cdot f(t) \quad (12)$$

ただし $K_0(30)$: 板厚 30 mm に換算したときの K_0 値

$f(t)$: 板厚効果係数

t : 板厚 (mm)

$$(i) \text{ 越賀}^{(6)} \quad f(t) = \frac{39}{t} - 0.30 \quad (13)$$

(ii) 町田⁽⁷⁾および WES 規格⁽⁸⁾

$$f(t) = \begin{cases} 1 - \frac{1}{20}(t-30) & t \leq 35 \\ 0.75 & t > 35 \end{cases} \quad (14)$$

$$(iii) \text{ 越賀}^{(9)} \quad \left. \begin{aligned} \log_{10} T_0 &= 3.19 + 0.0102t + 0.00720_p T_C \\ \text{かつ } \log_{10} K_0 &= 3.50 + 1.31 \times 10^{-3} T_0 \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

ただし $_p T_C$ = プレスチャルビ破面遷移温度 (°C)

ちなみに (13)(14) を比較すると Fig. 23 のようである。Fig. 23 には、これらの式によるもの他に $_p T_C$ 、板厚および試験温度と K_C 値の関係を示した越賀の式を基にして、供試材の $_p T_C$ から計算した $f(t)$ を同時に比較した。

しかしこれらはいずれも板厚 10 mm 以上 45 mm 以下のものについての従来のデータを整理して得られたもので、それ以外の板厚は適用範囲外といえることができる。

そこで本報では Table 2 に示したすべての試験片の GO, または ARREST の実験結果が, Fig. 11~22 に示した K と K_C との関係においてすべて矛盾なく説明できるためには (12) 式の形の $f(t)$ がどのようなものであればよいかを逆に求めてみた。その結果が Fig. 11~22 に示した太い破線の K_C であり, Fig. 23 中の白丸印で示した点である。また (15) 式設定の基礎となつた越賀の T_0 と t との関係のデータにプロットすると Fig. 24 のようになる。

Fig. 23 より $t \geq 8$ mm では、ほぼ WES 規格の (14) 式に近く、 $t \leq 8$ mm では (13) と (14) の中間よりやや (13) に近い傾向を示すことがわかる。Fig. 23 の結果から実験式を定めると

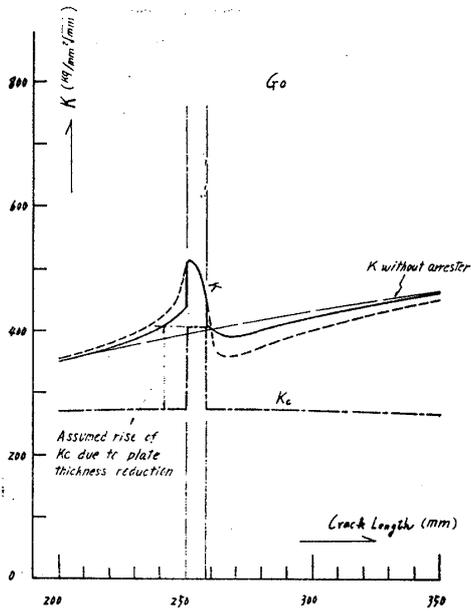


Fig. 11 Relation between K_C and K with the existence of crack arrester. (GWT 55Q-8-8)

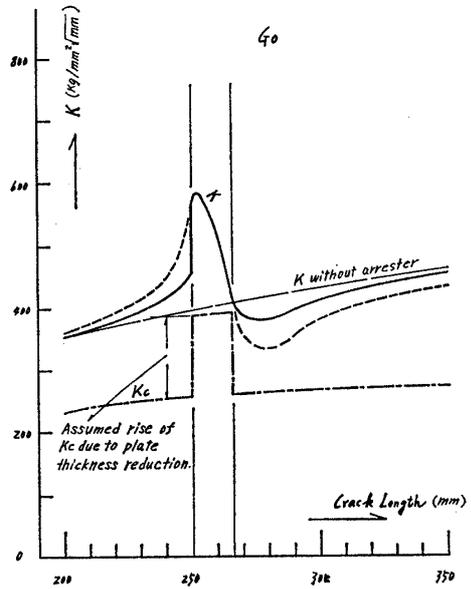


Fig. 12 Relation between K_C and K with the existence of crack arrester. (GWT 55Q 16-8)

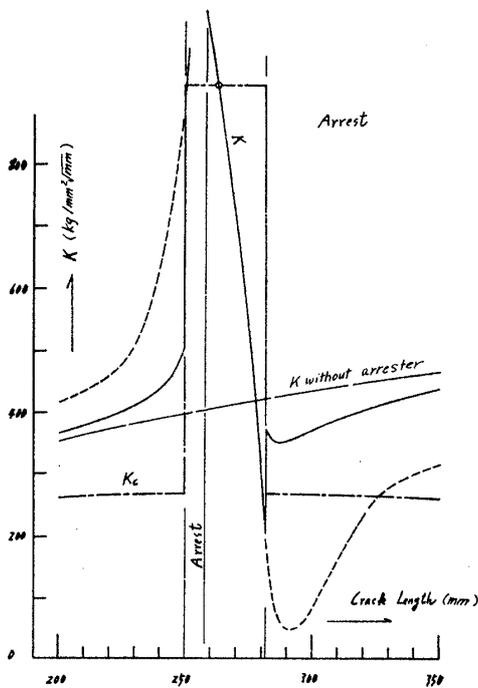


Fig. 13 Relation between K_C and K with the existence of crack arrester. (GWT 55Q-32-4)

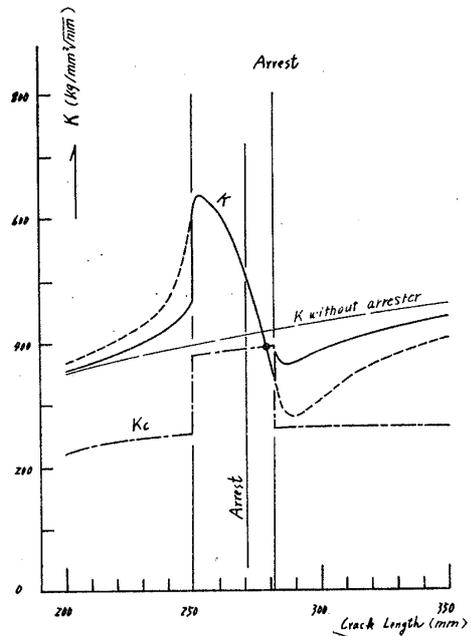


Fig. 14 Relation between K_C and K with the existence of crack arrester. (GWT 55Q-32-8)

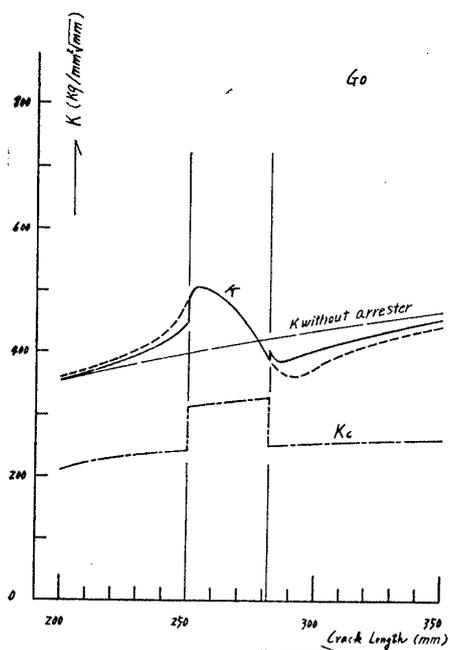


Fig. 15 Relation between K_C and K with the existence of crack arrester. (GWT 55Q 32-12)

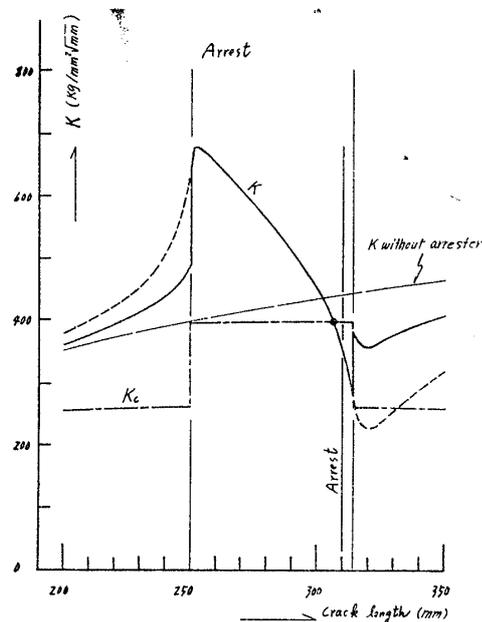


Fig. 16 Relation between K_C and K with the existence of crack arrester. (GWT 55Q 64-8)

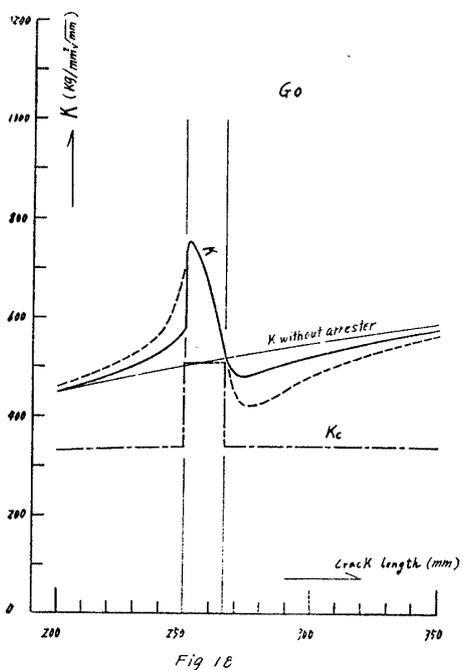


Fig. 17 Relation between K_C and K with the existence of crack arrester. (MY 16-8)

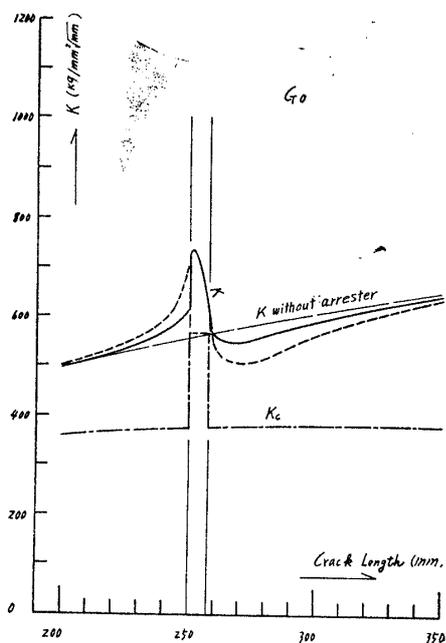


Fig. 18 Relation between K_C and K with the existence of crack arrester. (MY 8-8)

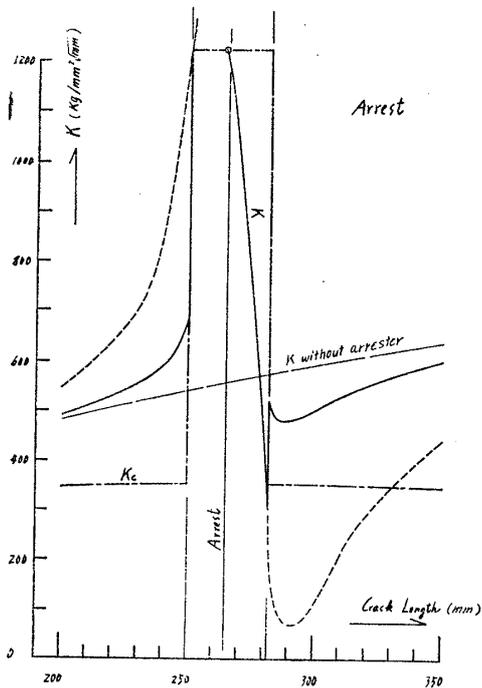


Fig. 19 Relation between K_C and K with the existence of crack arrester. (MY 32-4)

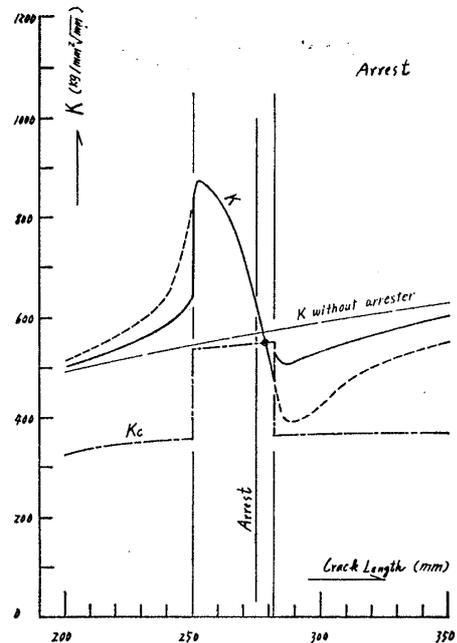


Fig. 20 Relation between K_C and K with the existence of crack arrester. (MY 32-8)

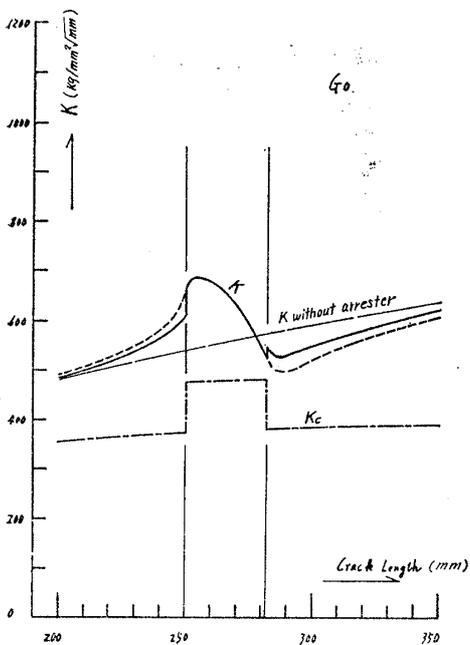


Fig. 21 Relation between K_C and K with the existence of crack arrester. (MY 32-12)

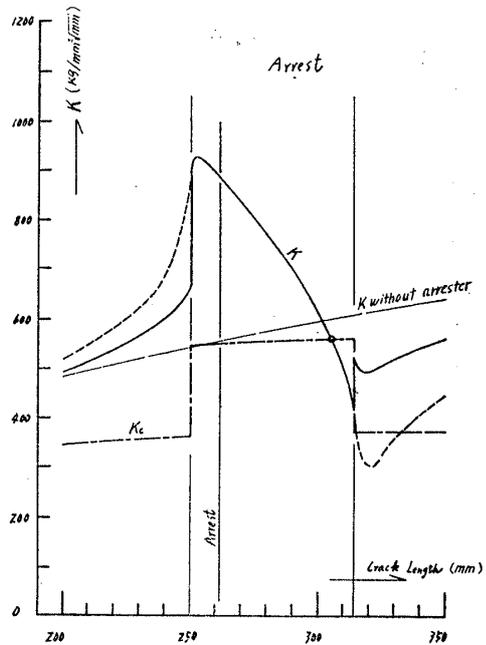


Fig. 22 Relation between K_C and K with the existence of crack arrester. (MY 64-8)

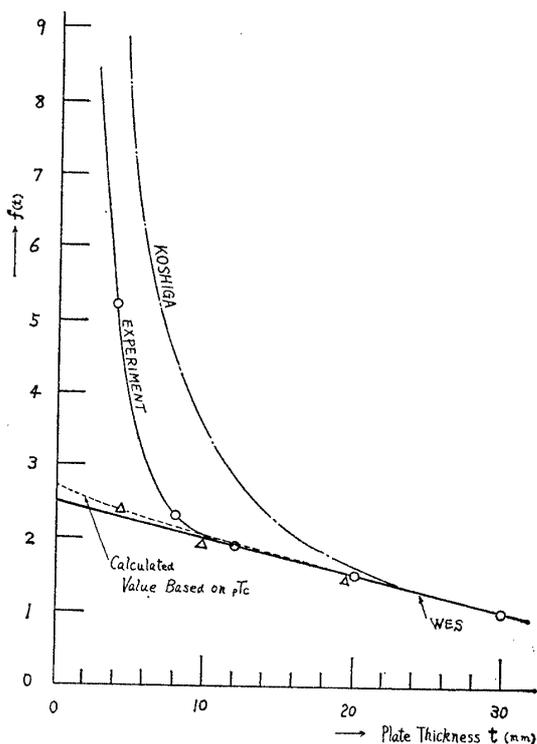


Fig. 23 Plate thickness factor in equation(12)

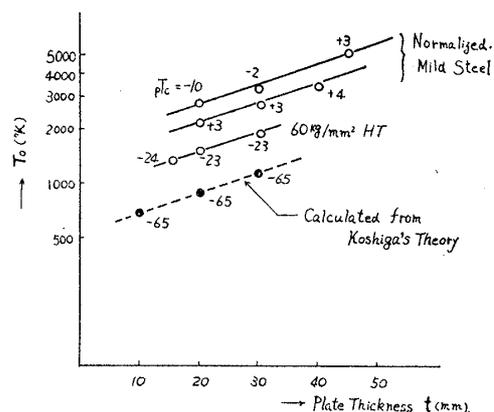


Fig. 24 Relation between T_0 and t (after Koshiga)

$$f(t) = \begin{cases} \frac{60}{t+5} - 2 & t \leq 10 \\ 1 - \frac{1}{20}(t-30) & 10 < t < 35 \\ 0.75 & 35 \leq t \end{cases} \quad (16)$$

となる。逆に従来データの徴してほぼ妥当と考へる(16)なる板厚効果係数 $f(t)$ を用いることにより、実験結果が計算結果からよく説明されるということである。

3.2 スチフナ型アレスター

3.2.1 試験片および供試材 試験片は Fig. 25 および Table 3 に示すような大別して3種の形式の模型試験片を用いた。

Table 3 Test specimen

Specimen code	Type of arrester	Main plate			Stiffener		
		B(mm)	t (mm)	Steel	d (mm)	l_s (mm)	Steel
TS-S-A	A	500	25	S50	100	20	3N
TS-S-B	B	500	25	S50	90	20	3N
TS-S-C1	C	500	20	SS41	50	20	SS-41
TS-S-C2	C	500	20	SS41	100	20	SS-41
TS-S-C3	C	500	20	SS41	200	20	SS-41

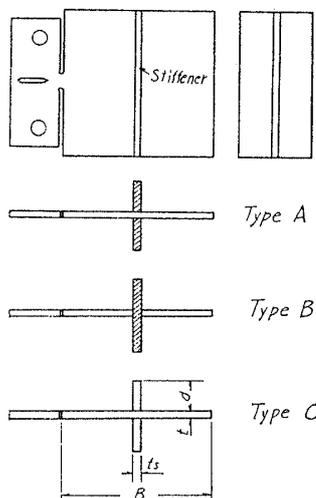


Fig. 25 Specimen with stiffener-type crack arrester model

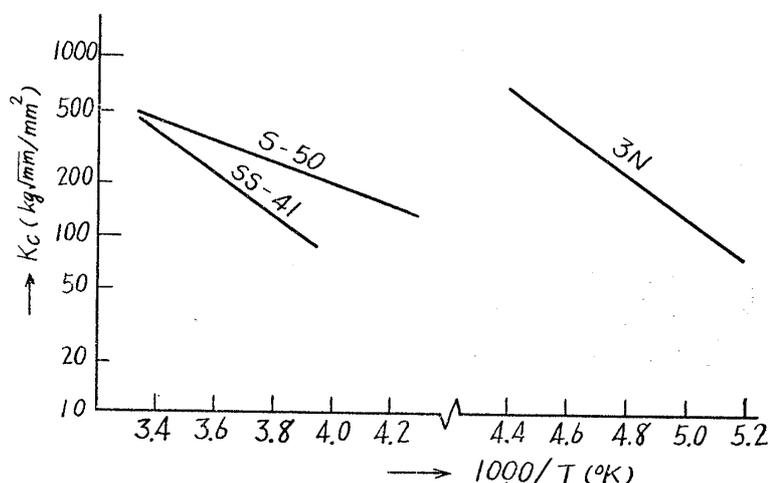


Fig. 26 K_C vs. Temperature of the steels tested (the double tension test)

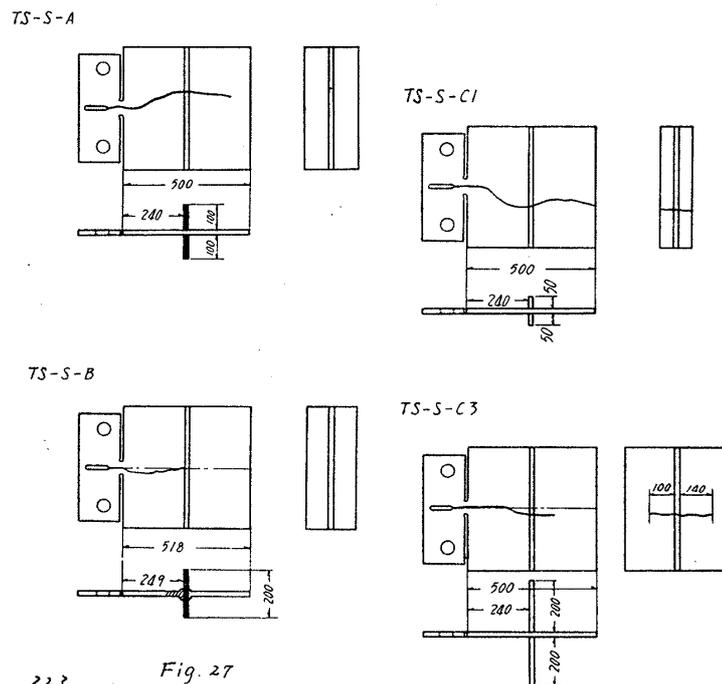
A, B 型はスチフナ材として main plate より良質の材料を用いたものであり, C型は main plate と同一材を用いたものである。とくにC型についてはアレストスチフナにもクラックが伝播することが予想されるので, スチフナの高さを3種に変えたものを製作した。スチフナは開先を加工した完全溶け込みの両側隅肉溶接によつてとりつけた。

3種の材料の温度勾配型二重引張試験によるクラック伝播特性を Fig.26 に示す。

3.2.2 実験結果および考察 実験結果を Table 4 に, 各試験片のクラック伝播状況などを Fig.27 に示す。付加応力, 温度は無論アレストスチフナがなければ破断してしまうはずの条件を採用した。ただし良質のスチフナ材(本実験の場合 3.5%Ni 鋼)を用いた場合は, main plate は破断するがスチフナ材は破断しない条件をえらんだ。

Table.4 Experimental result

Specimen code	Distance from the crack starting edge to the arrest stiffener a_0 (mm)	Brittle fracture propagation test				Remark
		Field stress σ (kg/mm ²)	Temp. T (°C)	Crack length (mm)		
				Main plate	Arrest stiffener	
TS-S-A	250	15	-28	415	0	Crack arrested
TS-S-B	250	15	-27	250	0	Crack arrested
TS-S-C1	250	15	-28	500	50	Crack propagated through
TS-S-C3	250	15	-8	358	(100) (140)	Crack arrested



223

Fig. 27

Fig.27 Crack paths of TS-S specimens

TS-S-A 試験片では, スチフナには溶接熱影響部と思われる部分以上にはクラックは伝播せず, 主クラックはスチフナ部を通過し, さらに約 160mm 伝播した後スチフナが破断しないため結局停止している。したがってこの形式のアレスターではたとえスチフナに脆性クラックが突入しえなくても, スチフナの寸法によつては(たとえば高さが小さいと)主クラックの進展力に抗しきれず延性的に破断して主クラックが伝播を継続する事態も考えられる。この場合のスチフナの必要最低寸法決定には溶接残留応力も関連してくることも考えられ, 今後の問題であるが, 現在研究中である。

TS-S-B 試験片は良質のアレストスチフナが main plate に挿入された形になつており, クラックはスチフナの入口で停止していてスチフナにはほとんどクラックが入っていない。この型はA型に比し必要最低限の寸法はかなり小さくてすむと考えられるが実用性は劣るといえよう。

TS-S-C シリーズの試験片は主クラックがアレストスチフナにも伝播することが予想されるため、スチフナの大きさが大きいほどクラック阻止効果が期待できる。高さ d を 50, 100, 200 mm の 3 種の結果は 100 mm のものは実験に失敗したが、50 mm のもの (TS-S-C1) はスチフナが破断して主クラックは全幅を貫通し 200 mm のものは (TS-S-C3) スチフナに平均 120 mm 程度のクラックが入り、主クラックはスチフナ部通過後 100 mm 伝播して停止している。

Fig. 28, 29 は TS-S-C1 と C3 につき、2.2 項に述べた方法でスチフナによるクラック進展力の減少を計算し (式 10) さらにスチフナの溶接による残留応力の影響を中央部突合わせ溶接の場合の実測残留応力分布と同じと仮定してこれを考慮に入れて⁽⁶⁾求めた K と、Fig. 26 による K_C との関係を示したものである。図中ハッチした領域はスチフナ中のクラックの先端の位置と主クラック先端の位置との対応が現在のところ一義的には求められぬためにその範囲内にあることを示すもので、上限はスチフナ中のクラックが最終状態になった後主クラックがスチフナ部から伝播を継続すると想定したとき、また下限は主クラックが停止した後 (例えばそのショックで) スチフナにクラックが伝播したと想定したときの両極端の場合に、各々対応している。

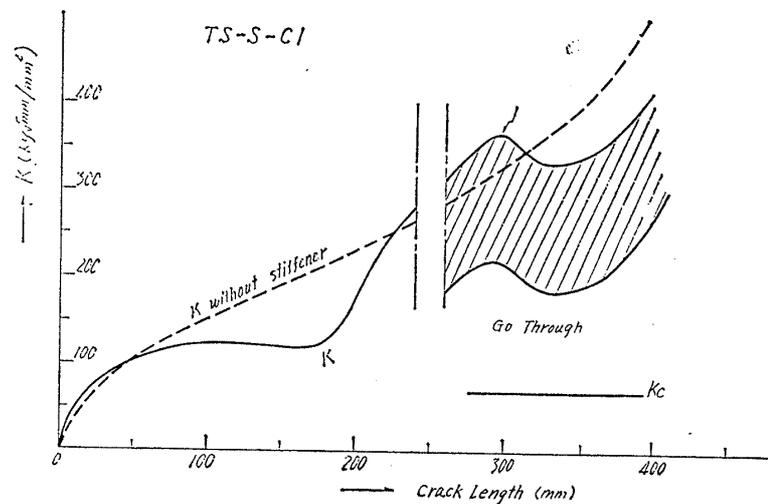


Fig. 28 Comparison of K with K_C value

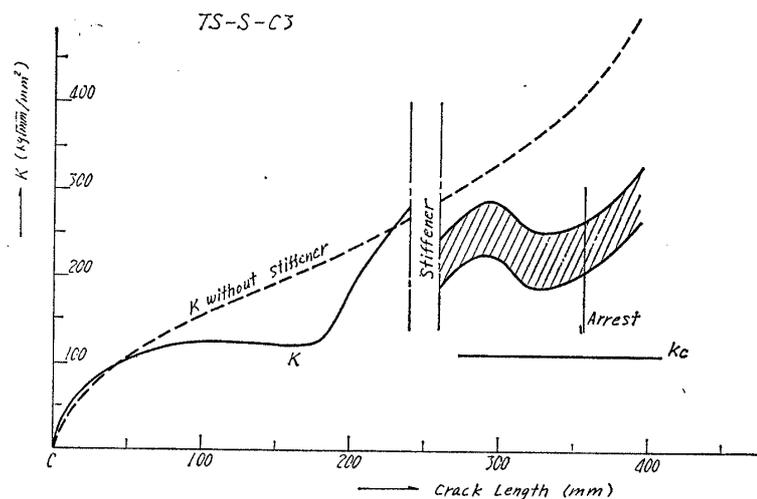


Fig. 29 Comparison of K with K_C value

計算は大きな仮定の上立つた近似的なものであるが定性的には実験結果を説明するにたえるものといえることができる。しかしここで述べた方法では a_s を既知量として扱っているため、あらかじめ与えられた条件のデータだけでは完全な理論的予測ができない。しかしこれは主クラックがスチフナに到達するときのスチフナ中の応力分布さえ求められればさして困難な問題ではない。この点も現在研究中であり、次の機会に報告したい。

4. 結 論

溝型クラックアレスターおよびスチフナ型クラックアレスターの2種のアレスター模型について理論的解析と実験的検討を行なった結果次のような結論が得られた。

(1) 基礎的クラックアレスター模型として溝型アレスター、スチフナ型アレスター共にそのクラック阻止効果が理論的にも実験的にも確かめられ、その結果の定量的な取扱法の端緒が得られた。とくに後者の型は実用化も容易である点は重要であろう。

(2) 溝型アレスターのクラック阻止効果は溝幅が大きいほど、溝部板厚の小さいほど大きい。しかしこの場合のクラック阻止現象はアレスターの幾何学的形状による効果より、板厚減少による材料のクラック伝播阻止能力の上昇に負うところが大きい。

(3) 溝型アレスター模型の実験から、材料の板厚による板厚効果係数の実験式を求めた。これに従来提案されているいくつかの実験式からの値の平均値的なものとなつた。

(4) スチフナ型アレスターとしてはアレスター材として良質材を用いるものと、main plateと同質材を用いるものが考えられ前者は効果的にクラックを阻止する。後者ではスチフナがアレスターの効果を持つための必要寸法が前者よりはるかに大きい。実用上どちらが有利であるかは経済性や施工条件なども関連し、今後解析法も改良した上での将来の研究結果と相まつて有用なデータが得られることを期したい。

謝 辞

本研究に関して、造船協会溶接研究委員会第1分科会委員各位の有益なるご討論、ご教示を賜わつたことに對し厚くお礼申し上げます。

なお、研究の遂行にあつては金子助手、新村助手はじめ、東京大学工学部船舶工学科強度実験室の各位ならびに大学院学生土井 均氏、同学科卒業生重永照幸（佐世保重工）、富樫修太郎（石川島播磨重工）の両氏らには格別のご助力をいただいた。これらの方々に謝意を表するものである。

また本研究の一部は文部省科学研究費によるものであり、クラックアレスターに関する一連の研究は開始した当初松永記念科学振興財団より研究助成を受けたものである。ここに記して関係者各位に厚くお礼申し上げます。

参 考 文 献

- (1) 金沢・町田・的場：“クラックアレスターに関する基礎的研究 第1報” 船論 115号 (1964)
- (2) 金沢・町田・的場・多田・金原“同上 第2報 船論 116号 (1964)
- (3) 吉識・金沢・町田“同上 第3報” 船論 118号 (1965)
- (4) 金沢・町田・大八木“同上 第4報” 船論 121号 (1967)
- (5) 金沢・大庭・町田“溶接残留応力が脆性破壊伝播におよぼす影響について” 船論 109号 (1959)
- (6) 越賀・今沢・竹花“鋼板における脆性亀裂の停止遷移現象” 船論 114号 (1963)
- (7) 町田“鋼材の脆性破壊に関する材質判定とその規格化について” 高圧力 Vol. 2, No.1 (1964)
- (8) (社)日本溶接協会, 高圧力技術協会 WES および HPI 規格“低温用鋼板材質判定基準” (1965)
- (9) 越賀：“構造用鋼板の切欠靱性評価に関する二, 三の提案” 高圧力 Vol. 4, No.6 (1966)
- (10) 重永・富樫“クラックアレスターに関する基礎的研究” 1966年度 東大工学部船舶工学科卒業論文