

굽힘피로하중을 받는 필렛용접토우부에서의 응력확대계수 분포에 관하여

金 榮 基
造船科

〈要 約〉

파괴역학에서 정의되어진 응력확대계수는 균열선단의 응력장의 세기를 나타낼 뿐만 아니라 균열의 전파속도 및 불안정파괴거동등을 지배하는 중요한 매개변수이다. 본 연구에서는 선체의 용접구조 가운데 많이 채택되는 십자형 필렛용접이음부가 반복적인 굽힘피로하중을 받으므로 인하여 토우부에 균열이 발생함에 따른 균열선단의 응력확대계수를 루우트부의 균열과 조합하여 구하였고 아울러 토우부의 응력확대계수 계산식을 정식화하였다.

On the distribution of stress intensity factor for the toe of fillet welded joint under the bending fatigue

Kim, Young Kee
Dept. of Ship Building

〈Abstract〉

The stress intensity factor defined in the fracture mechanics is the essential parameter that not only determines the intensity of stress field around crack tip but also controls the crack propagation rate and the behavior of unstable crack growth. In this paper, the stress intensity factors around crack tip of the toe of fillet welded joint which is greatly applied to the welded structure of ship and is under the repeated bending fatigue load are calculated as the toe crack is propagated in connection with the root crack propagation. Additionally the calculation formula of the stress intensity factor of toe is obtained.

I. 序 論

선체는 일생을 통하여 끊임없이 반복되는 부력과 파랑에 의한 외력 및 추진기의 기진력등에 의하여 피로하중을 받게된다. 정상운항상태의 선박에 대한 경험과 실험으로 밝혀진 바에 의하면 피로효과는 일차적인 선각거더 구조에 관련되는 중요한 문제는 아니지만 높은 응력을 반복적으로 받는 부재나 구조에서는 피로가 파괴의 가장 중요한 인자가 될 수 있다는 것은 이미 잘 알려진 사실이다.¹⁾²⁾ 선체의

용접구조가운데 많이 채택되어지는 하중전달형 필렛 용접부는 기하학적 불연속부이며 따라서 높은 응력이 발생됨에 따라 용접부의 루우트부와 토우부에서 피로로 인한 균열이 발생할 가능성이 많은 개소이다.

종래에는 용접강도를 증대시킬 목적으로 필렛용접개소에 완전용입용접(Full penetration weld)이 종종 채택되었으나 후판이 사용되는 경우에는 판재내부에 균열이 발생하는 라멜라 티어링(lamellar tearing)현상이 일어날 가능성이 많고 이같은 라멜라 티어링이 발생되면 균열의 발견이 어려워지는 단

점이 있게 되어 용접접합부에 개선(Edge preparation)없이 필렛용접을 실시하여 라멜라 티어링 현상을 방지하고 균열이 특히 토우부에 발생하도록 함으로서, 균열을 발견할 수 있도록 용접설계를 행하는 것이 바람직한 것으로 평가³⁾되고 있다. 선체구조는 선체에 걸리는 새김 및 호킹 상태로 말미암아 굽힘하중을 많이 받게 되는데 굽힘하중을 받는 경우 필렛용접부에서는 대부분의 경우에 토우부에서 균열이 발생하는 것으로 알려져 있다.³⁾ 따라서 본 연구에서는 굽힘하중을 받는 하중전달형 필렛용접부가 굽힘피로 하중을 받게됨에 따라 토우부에 균열이 발생하는 것을 주목하여 토우부에서의 응력확대계수를 구하되 루우트부에서도 균열이 발생하는 것을 고려하고 조합함으로서 토우부에서의 응력확대계수를 구하였다. 응력확대계수는 유한요소법을 이용한 J-적분값을 구함으로서 계산하였고 얻어진 응력확대계수값의 분포를 정리하여 토우부에서의 응력확대계수 계산식을 정식화함으로서 피로설계의 기초자료를 제시하였다.

II. J-적분값에 의한 응력확대계수

종래 재료역학 및 구조역학에서는 균열이 발생되기 이전의 높은 응력값이나 응력집중계수가 설계의 기준이 되었고 균열이 발생하면 균열발생부에 보수나 교환을 행하는것이 전제로 되어있었으나 이같은 설계기준은 비경제적인 결과를 초래하므로 균열의 발생과 전파를 전제로 하되 공학적으로 안정된 사용조건을 확립한다면 보다 합리적이고 경제적인 설계를 이룰수 있을 것이다. 이같은 견지에서 파괴역학이 발전되어 왔으며 파괴역학은 Griffith⁴⁾의 취성파괴이론으로부터 시작하여 그후 Orowan⁵⁾, Irwin⁶⁾등에 의하여 발전되어 왔다. 파괴역학에서 균열선단의 응력장의 세기를 나타내는 계수로서 응력확대계수(K)를 정의하고 있는데 이는 또한 균열전파속도 및 불안정파괴 거동등을 지배하는 중요한 매개변수이다. 강체내의 균열은 Fig. 1에 보인바와 같이 세가지 모우드가 존재하는데 일반적으로 인장응력으로 인한 모우드의 오픈링 모우드가 공학적으로 가장 중요하다. Irwin에 의해 제안된 Mode I에 따른 선형탄성역에서의 균열선단의 응력장과 변위는 Fig. 2에 보인 좌표계에 의해 다음과 같이 주어진다.

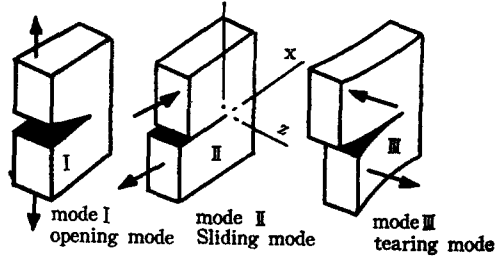


Fig. 1 The three modes of cracking

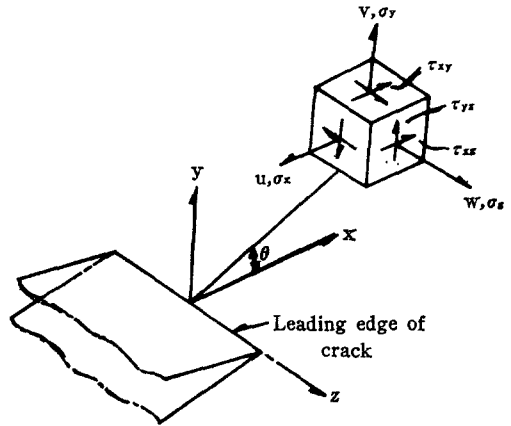


Fig. 2 Coordinate, stress and displacement components in the crack tip stress field

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \begin{Bmatrix} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \end{Bmatrix}$$

$\sigma_x = \nu(\sigma_x + \sigma_y)$ 평면 변형율

$\sigma_x = 0$ 평면 응력

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{8\mu} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \begin{Bmatrix} (2k-1)\cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \\ (2k+1)\sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \end{Bmatrix} \quad (1)$$

여기에서 K_I : 모우드 I에서의 균열선단의 응력확대계수

ν : 프와송비

k : $(3-4\nu)/(1-\nu)$ 평면응력

k : $3-4\nu$ 평면변형율

r : 균열선단에서 구하는 응력장까지의 거리

또한 이들 모우드는 주어지는 하중조건에 따라 독립적으로 발생할 수도 있고 혼합적으로 발생할 수도 있는데 일반적으로 굽힘하중상태에서는 균열모우드가 모우드 I 과 모우드 II가 혼합된 혼합모우드(Mixed mode)상태로 발생하게 되며 이같은 경우에 전체응력확대계수 K 와 모우드 I 및 II에서의 각각의 응력확대계수 K_I 와 K_{II} 와의 관계는 다음과 같다.

$$K = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2} \quad (2)$$

그러나 굽힘하중상태에서는 모우드 I이 지배적인 모우드³⁾가 되므로 상기(2)식에서 K_I 값은 전체 K 값으로 간주된다.

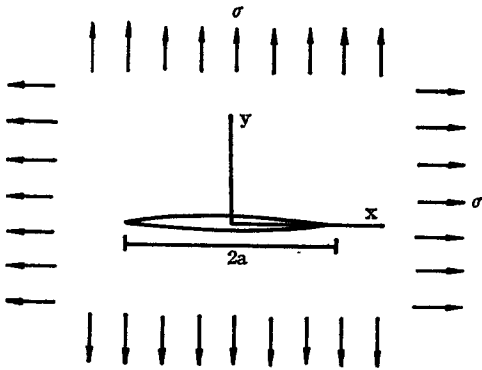


Fig. 3 Mode I crack under bi-axial stress

Fig. 3에 나타난 바와 같이 모우드 I의 상태에서 사방에서 단순균일 인장응력을 받는 균일두께 무한판에 인장응력 σ 와 직교방향으로 길이 $2a$ 만큼의 균열이 발생하였을 때의 경계조건에 식(1)을 적용하여 다음과 같이 일반화한 식을 얻을 수 있다.

$$K = \sqrt{\pi a} \quad (3)$$

또한 상기식 (3)을 실제의 구조물에 적용키 위해 특정한 구조의 형상과 하중의 크기 및 조건에 따라 적절히 수정되어질 수 있는 수정계수 λ 를 사용하여 다음과 같이 표현한다.

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \lambda \quad (4)$$

한편 Fig. 3과 같은 조건하에서 균열길이 방향으로 da 만큼의 미소균열이進展된다면 판의 강성은 감소되고 그만큼 어떤 하중이 감소된것과 같은 효과를 나타내게 될 것이다. 따라서 탄성에너지는 감소되고 그 감소된 양은 탄성에너지가 해방된 양으로

여겨질 수 있다. Griffith에 의해 정의된 탄성에너지해방률 G 는 다음과 같다.

$$G = \frac{\sigma^2 \pi a}{E} \quad (5)$$

Irwin⁶⁾은 에너지해방률 G 가 균열확장을 일으키려고 하는 힘으로 간주될 수 있음을 보였는데 이 근거에 따라 식(3)과 (5)를 등치시키면 에너지 해방률과 응력확대계수와의 관계는 다음과 같다.

$$G = \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} \quad \text{평면 변형률}$$

$$G = \frac{K^2}{E} \quad \text{평면 응력} \quad (6)$$

Rice⁷⁾에 의해 제안된 J-적분값은 Griffith의 에너지해방률 G 와 등가로 취급될 수 있는 경로독립적분값(Path independent integral)으로서 재료의 거동이 탄성인 경우와 소성인 경우 모두에 대해서 균열선단의 역학적상태를 나타낼 수 있고 통상의 응력-변형률 관계로서 그 해를 구할 수 있는 장점이 있다. 물체력이 작용하지 않고 모든 응력성분이 직교 좌표 $x_1(=x)$ 과 $x_2(=y)$ 에만 의존하는 2차원변위장에서 지금 Fig. 4와 같이 x 축에 평행한 노치 또

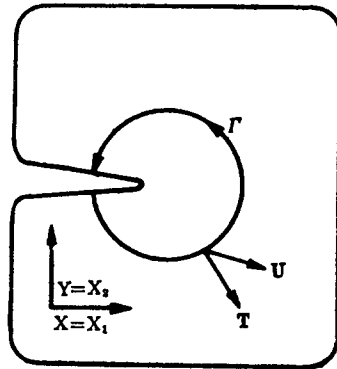


Fig. 4 Crack tip coordinate system and a J-Integral path

는 균열이 존재할 때 반시계방향경로 Γ 에 따른 선적분값

$$J = \int_{\Gamma} (W dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds) = J_w - J_T \quad (7)$$

를 J-적분으로 정의한다. 여기에서

$$W: \text{변형률에너지밀도로서 } W = \int_n \sigma_{ij} d\epsilon_{ij}$$

$$T: \text{적분경로 } \Gamma \text{에 연한 법선의 표면력 벡터로서}$$

$$T_i = \sigma_{ij} n_j$$

$$U: \text{변위벡터로서 } U = \vec{U}_1 i + \vec{U}_2 j$$

ds : Γ 에 의한 미소선소의 길이
(Fig. 5 참조)

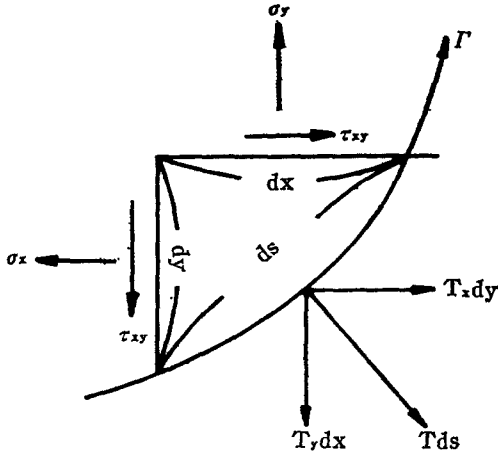


Fig. 5 Stress components of a element in way of J-Integral path

탄성역에서 변형률에너지 밀도 W 는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} W &= \int_0^{\epsilon} (\sigma_x d\epsilon_x + \sigma_y d\epsilon_y + \tau_{xy} d\gamma_{xy}) \\ &= \frac{1}{2} (\sigma_x \epsilon_x + \sigma_y \epsilon_y + \tau_{xy} \gamma_{xy}) \\ &= \frac{1}{2} \left\{ \sigma_x \cdot \frac{\sigma_x - \nu \sigma_y}{E} + \sigma_y \cdot \frac{\sigma_y - \nu \sigma_x}{E} \right. \\ &\quad \left. + \tau_{xy} \cdot \frac{\gamma_{xy}}{G} \right\} \\ &= \frac{1}{2E} \{ \sigma_x^2 + \sigma_y^2 + 2(1+\nu)\tau_{xy}^2 - 2\nu\sigma_x\sigma_y \} \quad (8) \end{aligned}$$

또한 Fig. 6에 나타난 적분경로를 따라서 J_W 를 구하면

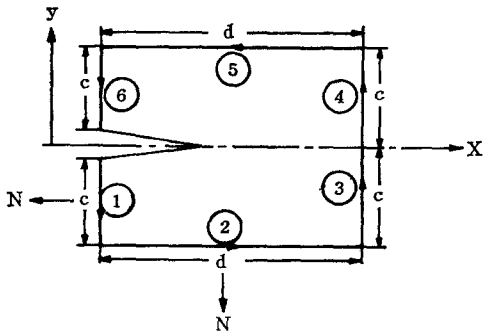


Fig. 6 Schematic diagram of J-Integral path

$$\begin{aligned} J_W &= \int_0^{-c} W_{\text{III}} dy + \int_0^{-c} W_{\text{II}} dy + \int_0^0 W_{\text{I}} dy \\ &\quad + \int_0^c W_{\text{IV}} dy + \int_0^c W_{\text{V}} dy \\ &\quad + \int_0^0 W_{\text{VI}} dy \\ &= -\int_0^c W_{\text{III}} dy + 0 + \int_0^c W_{\text{IV}} dy + \int_0^c W_{\text{V}} dy \\ &\quad + 0 - \int_0^{-c} W_{\text{VI}} dy \quad (9) \end{aligned}$$

Fig. 6에 보인 적분 경로를 따라서 J_T 를 취하면

$$\begin{aligned} J_T &= \int_0^c T_{\text{III}} \frac{\partial U_{\text{III}}}{\partial x} ds + \int_0^c T_{\text{IV}} \frac{\partial U_{\text{IV}}}{\partial x} ds \\ &\quad + \int_0^c T_{\text{V}} \frac{\partial U_{\text{V}}}{\partial x} ds \\ &\quad + \int_0^c T_{\text{VI}} \frac{\partial U_{\text{VI}}}{\partial x} ds \\ &\quad + \int_0^c T_{\text{VII}} \frac{\partial U_{\text{VII}}}{\partial x} ds \quad (10) \end{aligned}$$

여기에서

$$\begin{aligned} T \frac{\partial U}{\partial x} &= (\sigma_{11} n_1 + \sigma_{12} n_2) \frac{\partial U_1}{\partial x} \\ &\quad + (\sigma_{21} n_1 + \sigma_{22} n_2) \frac{\partial U_2}{\partial x} \quad (11) \end{aligned}$$

또한 n_1 : 법선의 x 축에 대한 방향여현

n_2 : 법선의 y 축에 대한 방향여현

따라서 적분로

①에 대하여 $n_1 = -1, n_2 = 0,$

$$ds = dy$$

②에 대하여 $n_1 = 0, n_2 = -1,$

$$ds = dx$$

③에 대하여 $n_1 = 1, n_2 = 0,$

$$ds = dy$$

④에 대하여 $n_1 = -1, n_2 = 0,$

$$ds = dy$$

⑤에 대하여 $n_1 = 0, n_2 = 1,$

$$ds = dx$$

⑥에 대하여 $n_1 = -1, n_2 = 0,$

$$ds = dy$$

(12)

식(11)과 (12)를 식(10)에 대입하여 J_T 를 구하면

$$\begin{aligned} J_T &= -\int_0^c \sigma_{x\text{III}} \epsilon_{x\text{III}} + \tau_{xy\text{III}} \frac{\partial v_{\text{III}}}{\partial x} dy - \int_0^c (\tau_{xy\text{IV}} \epsilon_{x\text{IV}} \\ &\quad + \sigma_{y\text{IV}} \frac{\partial v_{\text{IV}}}{\partial x}) dx + \int_0^c (\sigma_{x\text{V}} \epsilon_{x\text{V}} \\ &\quad + \tau_{xy\text{V}} \frac{\partial v_{\text{V}}}{\partial x}) dy + \int_0^c (\sigma_{x\text{VI}} \epsilon_{x\text{VI}} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 & +\tau_{xy} \frac{\partial v_0}{\partial x} dy + \int_0^d (\tau_{xy} \epsilon_{xy}) \\
 & +\sigma_y \frac{\partial v_0}{\partial x} dx - \int_0^c (\sigma_y \epsilon_{xy}) \\
 & +\tau_{xy} \frac{\partial v_0}{\partial x} dy \quad (13)
 \end{aligned}$$

상기식들에 따른 탄성 유한요소법 계산에 의하여 J -적분값을 얻게된다. Rice는 또한 선형탄성체의 경우에 J -적분값은 탄성에너지해방률 G 와 같다는 것을 밝혔고 이에따라

$$J = G \quad (14)$$

가 되고 식 (14)를 식 (6)과 관련시키면

$$J = \frac{K^2}{E} \quad (15)$$

가 되고 따라서 응력확대계수는

$$\begin{aligned}
 K &= \sqrt{J \cdot E} \quad \text{평면 변형률} \\
 K &= \sqrt{\frac{J \cdot E}{1-\nu^2}} \quad \text{평면 응력} \quad (16)
 \end{aligned}$$

본 연구에서는 응력확대계수 K 를 구하기 위하여 J -적분값을 유한요소법 계산을 통하여 구한뒤 상기 식(16)을 적용하였다. 유한요소법 계산시 모델은 삼각형요소로서 분할하였는데 Fig. 7에 보인 바와 같이 연속체를 삼각형으로 분할한 경우의 형상함수 $[N]$ 는 다음과 같다.

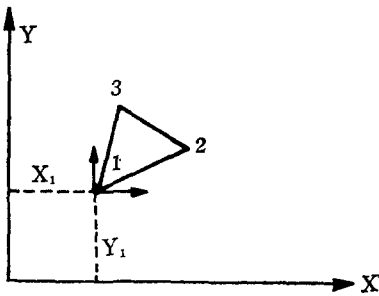


Fig. 7 Co-ordinates and node numbering for plane elasticity triangular element

$$[N] = \frac{1}{2A} \begin{Bmatrix} y_2 - y_3 & y_3 - y_1 & y_1 - y_2 \\ 0 & 0 & 0 \\ x_3 - x_2 & x_1 - x_3 & x_2 - x_1 \\ 0 & 0 & 0 \\ x_3 - x_2 & x_1 - x_3 & x_2 - x_1 \\ y_2 - y_3 & y_3 - y_1 & y_1 - y_2 \end{Bmatrix}$$

여기에서 A 는 삼각형요소의 면적으로서

$$2A = \begin{vmatrix} 1 & x_1 & y_1 \\ 1 & x_2 & y_2 \\ 1 & x_3 & y_3 \end{vmatrix} = \begin{aligned} & (x_2 y_3 - x_3 y_2) \\ & - (x_1 y_3 - x_3 y_1) \\ & + (x_1 y_2 - x_2 y_1) \end{aligned}$$

III. 모델의 설정 및 유한요소분할

모델을 설정함에 있어 선체나 해상구조물 가운데 주요부재로 쓰이는 후판중 16mm 두께의 판을 선택하여 모델의 변화는 Table 1과 Fig. 7에 보인바와 같이 필렛용접다려길이(H)와 주판(Main plate)의 판두께(T_p)와의 비값인 H/T_p 값을 변화시켜 나가는 것으로 기준하였는 바 $H/T_p=0.3, 0.5, 0.8$ 과 같은 3개의 모델을 채택하였다.

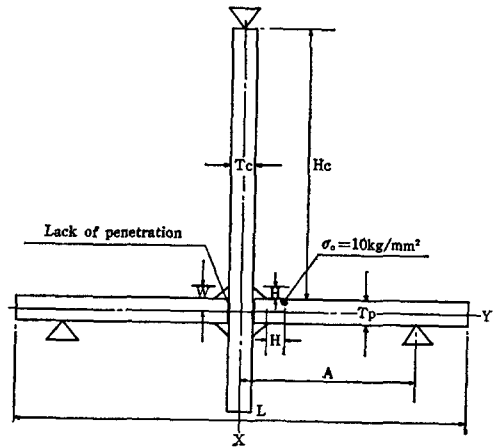


Fig. 8 Load carrying joint under three Point bending

Table 1 Variation of Model A, B and C

MODEL	H/T_p	T_p	T_c	H	W	H_c	A	L
A	0.3	16	16	4.8	12.8	180	120	300
B	0.5	16	16	8.0	16.0	180	120	300
C	0.8	16	16	12.8	20.8	180	120	300

지금 T_P 값은 3개의 모델에서 모두 동일하므로 모델의 변화는 결국 필렛용접다리길이의 변화에 따른 것이며 실제 해상구조물 및 선박에서 필렛용접이 적용되는 계소에 16mm 판이 최소두께가 되는 경우에 적용되는 용접다리길이는 전구조물을 통하여 5.5~12.0mm 까지(ABS Rule 기준)폭넓게 변화하므로 이같은 필렛용접다리길이가 적용될 수 있도록 H/T_P 값을 설정하였다. Fig. 8의 모델에서 좌표축 x, y 가 통상적으로 사용하는 좌표축과 90° 전도되었는데 그 이유는 용접결합부의 루우트부와 토우부에서 균열이 모델의 연직방향으로 발생하므로 J -적분

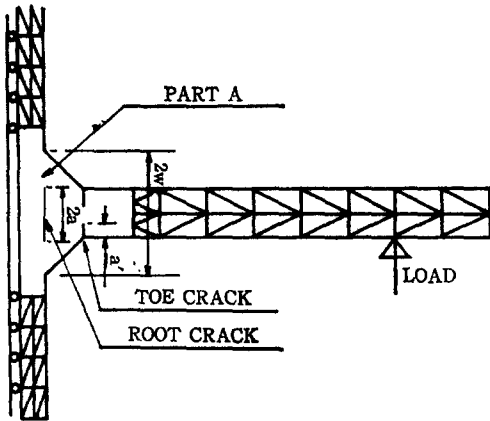


Fig. 9 F. E. M. Mesh and boundary condition for model B

에서의 균열진전방향 x 축과 일치시켰기 때문이다. 유한요소해석을 함에 있어 본모델이 3점굽힘하에 놓이게 되므로 x 축을 기준으로 이등분하여 요소분할을 하였으며 Fig. 9에 모델 B를 대표로 하여 나타내었고 균열부의 상세도와 대표적인 균열진전상태 및 대표적인 J -적분경로가 각각의 모델에 대하여 Fig. 10, 11 및 12에 나타나 있다. 각 모델은 2차원 평면응력상태로 취급하였고 각 모델에서의 요소수와 절점수는 모델 A에서 요소수 786개, 절점수 441개이고 모델 B에서 요소수 1158개, 절점수 637개이며 모델 C에서 요소수 1304개, 절점수 719개의 삼각형요소로서 분할되었다. J -적분값은 인장응력을 받는 균열선단에서 구해지는 값이므로 인장부에서만 그 값을 구하도록 하였고 J -적분은 3회 수행시켰는바 각회에 있어서의 J -적분값은 경로 독립

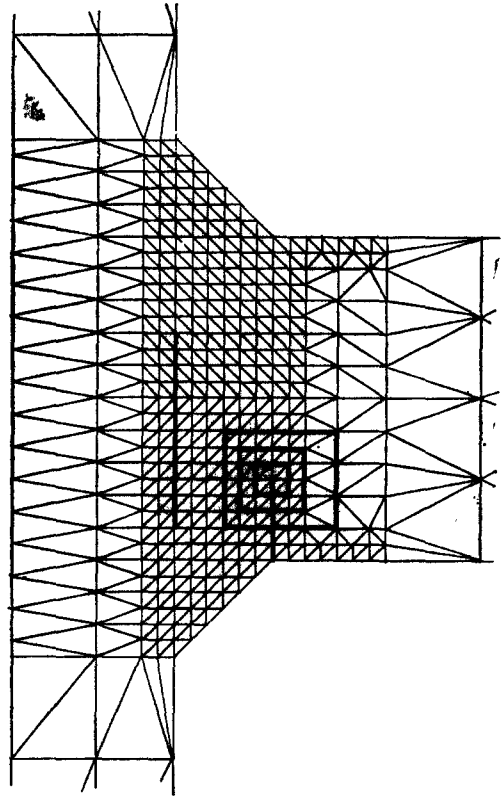


Fig. 10 Detail of part A and a typical J -Integral path for model A

성에 의해 서로 근사한값들이 얻어졌다.

루우트부에서의 균열진전은 a/W , 토우부에서의 균열진전은 $2a'/T_P$ 와 같이 무차원화 시킨비값을 증가시키면서 변화를 주었으며 균열진전의 최대범위는 균열진전으로 말미암아 균열선단주위에 파단응력이 걸리는 범위까지 정하였다. 균열진전의 양상은 각각의 모델에서 첫째 토우부에서만 균열이 진전되는 경우와 둘째 루우트부와 토우부에서 균열이 혼합적으로 발생하는 모든 경우를 고려하였다. 이미 언급한 바와 같이 응력확대계수 K 를 구하기 위해 이용한 J -적분값은 통상의 응력-변형률 관계로서 구할 수 있는 장점이 있으므로 본 연구에 사용된 프로그램은 Table 2와 같은 일반적인 탄소성응력해석을 위한 프로그램¹⁾에 식(7)~(13)의 내용을 첨가하여 J -적분값을 구하고 식(16)의 내용을 첨가하여 응력확대계수를 구하도록 하였다.

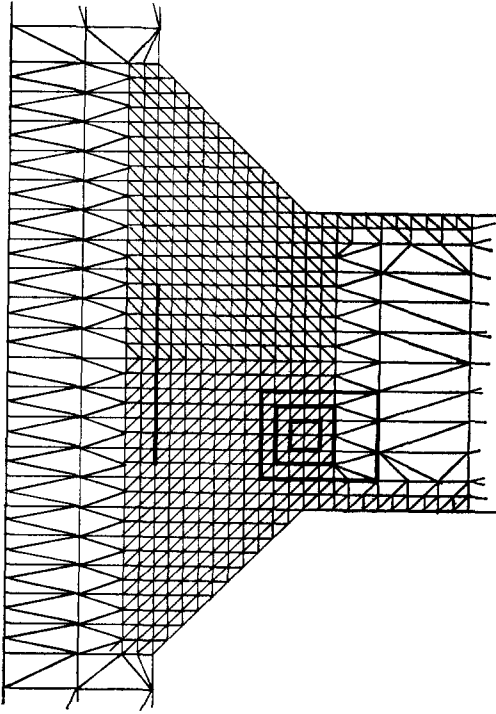


Fig. 11 Detail of part A and a typical J-Integral path for model B

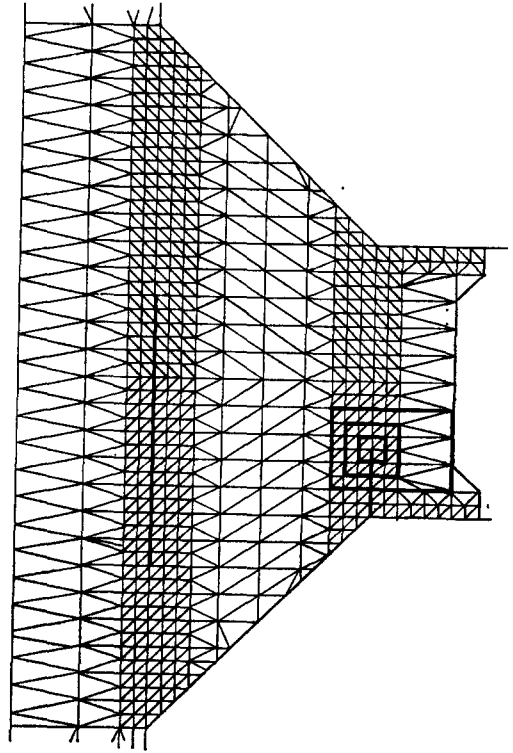


Fig. 12 Detail of part A and a typical J-Integral path for model C

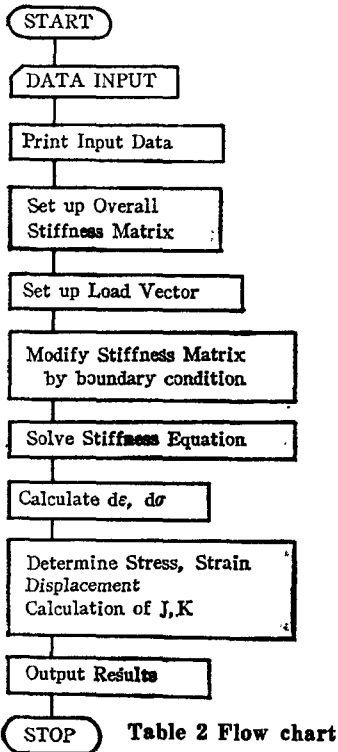


Table 2 Flow chart

IV. 계산결과 및 고찰

토우부에서의 균열선단주위의 응력확대계수분포는 루우트부의 균열진전과 조합하여 얻어진 결과가 각 모델에 대하여 Fig. 13, 14 및 15에 나타나 있다. 각각의 분포도를 볼 때 토우부에서의 응력확대계수는 H/T_p 가 작을수록 루우트부의 균열이 증가함에 따라 큰 폭으로 증가하고 있으나 H/T_p 가 커질수록 루우트부의 균열이 증가하더라도 적은폭으로 증가하고 있으며 특히 $H/T_p=0.8$ 인 경우에는 루우트부의 균열진전이 토우부의 응력확대계수 변화에 거의 아무런 영향을 주지 못하고 있다. 이제 토우부에서의 응력확대계수 계산식을 정식화 하기 위해 식(4)를 참조하여

$$K_T = \sigma_0 \sqrt{\pi a} \lambda_T \quad (17)$$

로 놓고 λ_T 는 주어진 조건하에서의 토우부에서의

수정계수로 정의한다. 상기식(17)의 좌변항 K_T 값은 Fig. 13, 14 및 15를 참조할때 정의되어진 $2a'/T_p$, a/W 및 H/T_p 값에 따라 일일이 구해진 값이므로 λ_T 는

$$\lambda_T = \frac{K_T}{\sigma_0 \sqrt{\pi a}} \quad (18)$$

과 같은 식에 의하여 λ_T 값이 $2a'/T_p$, a/W 및 H/T_p 값에 따라 일일이 구해진다. 구해진 λ_T 값에 대하여 토우부의 균열진전비 $2a'/T_p$ 에 대한 변화분포를 살펴보면 자 모델에 대하여 그 변화 분포가 Fig. 16, 17 및 18에 보인 점선과 같이 나타내어진다. 각 모델에서 각각의 λ_T 값들을 근사적으로 대표할 수 있는 회귀직선방정식을

$$\lambda_T = T_1 + T_2(2a'/T_p) \quad (19)$$

과 같이 정의하고 선형최소자승법을 이용하여 T_1 과 T_2 의 값들을 일일이 구한다. 이때 나타난 λ_T 의 분포를 선형화함으로서 가장 오차가 심한곳은 Model A에서 $a/W=0.0$ 인 경우에 $2a'/T_p=0.1$ 인 위치인데 이곳에서의 오차율은 -20.49% 이다. 오차가 적은곳은 $\pm 1\%$ 미만이며 이같은 오차율은 토우부응력확대계수식의 오차율이 된다. 이제 구해진 T_1 과 T_2 의 값들의 투우트균열진전비 a/W 에 따른 변화량을 나타내면 각각의 모델에서 T_1 은 Fig. 19와 같이, T_2 는 Fig. 20과 같이 분포되어진다. T_1 과 T_2 를 나타내도록 분포한 점들을 근사적으로 대표할 수 있는 회귀직선방정식을

$$\begin{aligned} T_1 &= T_3 + T_4(a/W) \\ T_2 &= T_5 + T_6(a/W) \end{aligned} \quad (20)$$

과 같이 정의하고 선형최소자승법을 이용하여 T_3 , T_4 , T_5 및 T_6 의 값들을 구한뒤 이 값들을 최종적으로 H/T_p 의 변화에 따라 나타내면 Fig. 21, Fig. 22, Fig. 23 및 Fig. 24와 같은 곡선을 얻을 수 있고 이 곡선을 최종적으로 비선형최소자승법을 이용하여 다음과 같은 식을 얻었다.

$$\begin{aligned} T_3 &= 0.65057 + 0.43796(H/T_p) \\ T_4 &= 2.07886 - 6.67751(H/T_p) \\ &\quad + 7.65737(H/T_p)^2 - 2.95354(H/T_p)^3 \\ &\quad - 0.179328(H/T_p)^4 \\ T_5 &= -0.03145 + 0.10464(H/T_p) \\ &\quad - 1.43386(H/T_p)^2 + 1.04965(H/T_p)^3 \\ &\quad - 0.47948(H/T_p)^4 \\ T_6 &= -0.77783 + 0.84427(H/T_p) \\ &\quad + 0.99266(H/T_p)^2 - 0.20393(H/T_p)^3 \end{aligned}$$

$$+ 0.94179(H/T_p)^4 \quad (21)$$

상기식(20)과 (21)을 식(19)에 대입함으로서 λ_T 가 구해지고 따라서 식(17)의 토우부응력확대계수식이 정식화되었다.

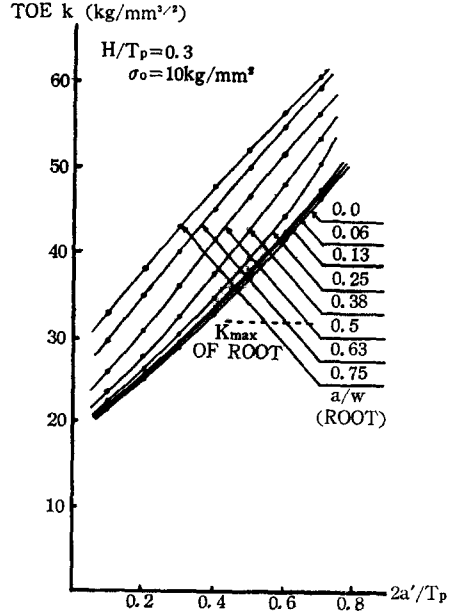


Fig. 13 Variation of K of toe for model A

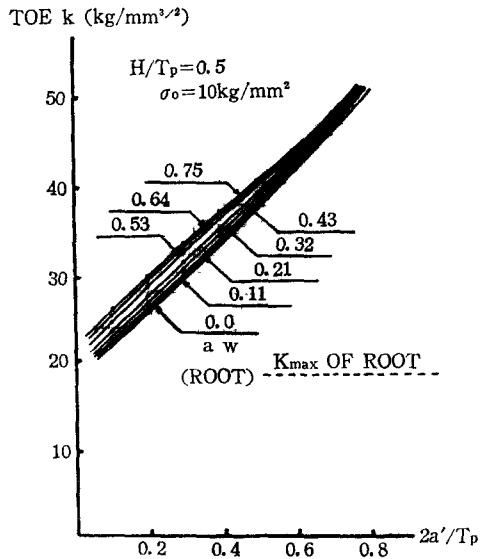


Fig. 14 Variation of K of toe for model B

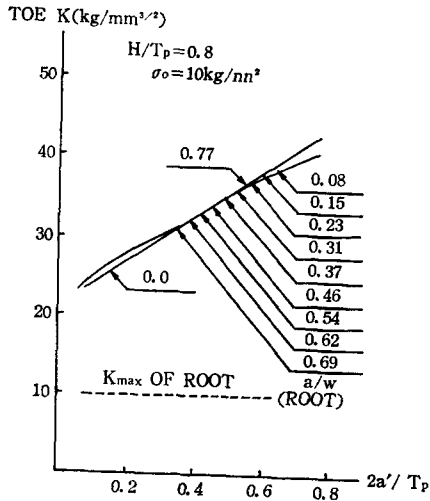


Fig. 15 Variation of K of toe for model C

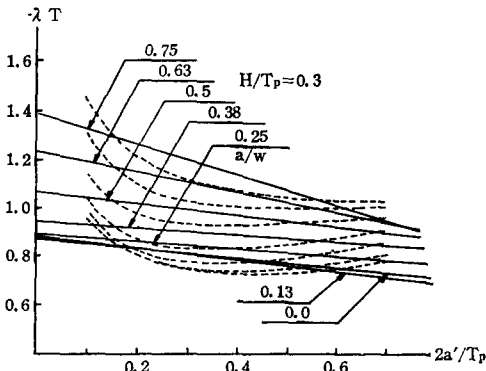


Fig. 16 Variation of λ_r for model A

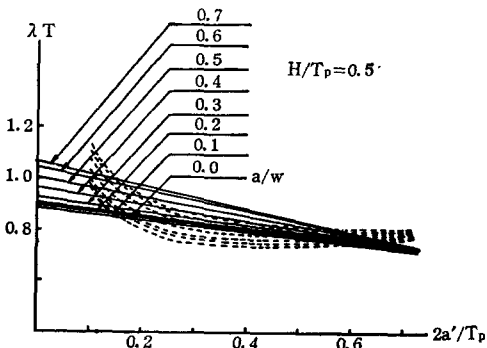


Fig. 17 Variation of λ_r for model B

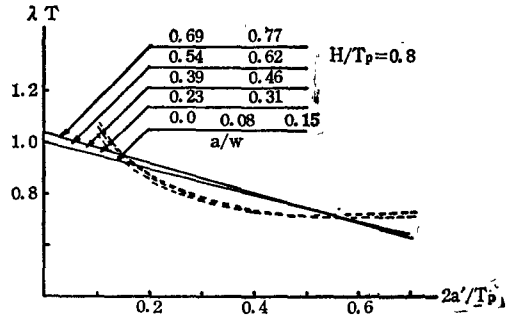


Fig. 18 Variation of λ_r for model C

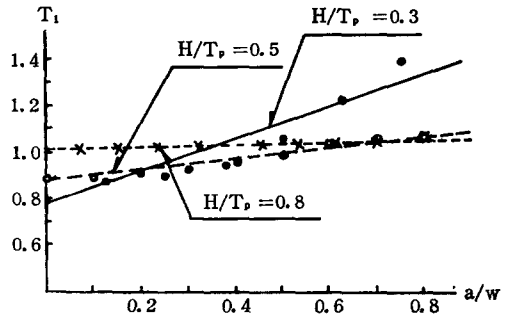


Fig. 19 Variation of T_1 for model A, B and C

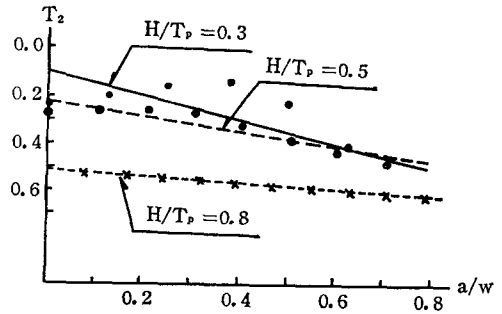


Fig. 20 Variation of T_2 for model A, B and C

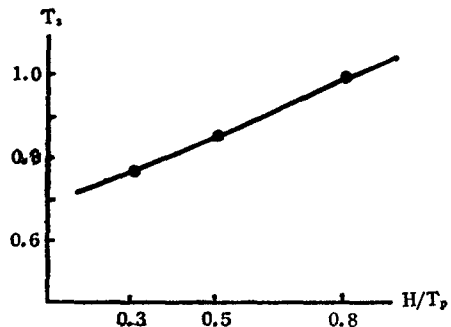


Fig. 21 Variation of T_3

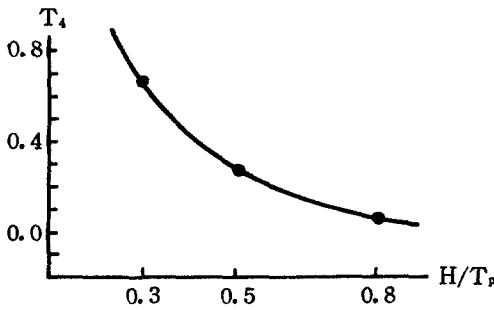


Fig. 22 Variation of T_4

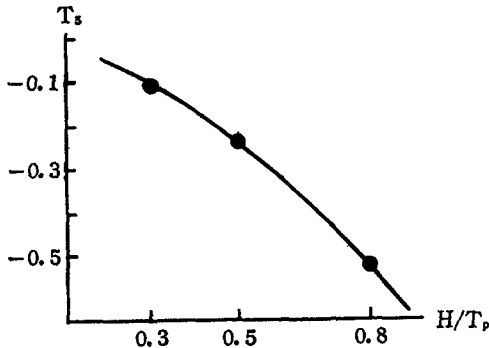


Fig. 23 Variation of T_5

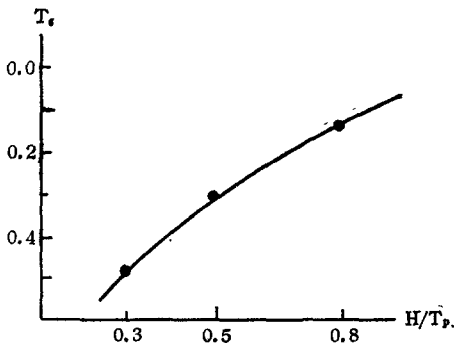


Fig. 24 Variation of T_6

V. 결 론

선박이나 해상구조물에서 주요부재로 쓰이는 후 판중 16mm 두께의 판을 선택하고 하중전달형 필렛 용접부가 굽힘상태에서 반복피로하중을 받게됨에 따

라 토우부에서 균열이 진전하는 경우 토우부의 응력확대계수분포를 루우트의 균열진전도 함께 고려하여 구하였는바 다음과 같은 특성을 갖는 것으로 밝혀졌다.

1) H/T_F 의 값이 작을수록 토우부에서의 응력확대계수 값은 루우트부의 균열이 전혀 없는 경우에는 낮은 값을 가지나 루우트부의 균열이 진전함에 따라 변화의 폭은 커진다.

2) 따라서 H/T_F 의 값이 작을수록 루우트부의 균열은 토우부의 응력장의 변화에 민감하게 작용하고 큰 영향을 주게 됨을 알 수 있다.

3) H/T_F 값이 증대될수록 루우트부의 균열진전은 토우부의 응력장의 변화에 영향을 주는 정도가 감소되는데 특히 $H/T_F=0.8$ 의 경우에는 그 정도가 거의 무시되어진다.

또한 H/T_F 의 변화와 루우트부의 균열진전을 함께 고려한 토우부의 응력확대계수식을 정식화하였는바 식 (19)~(21)과 같은 식을 얻었다.

참 고 문 헌

1. 임상전역, 기본조선학(상), S.N. A.M.E., pp. 383, 1979.
2. ROLFE/BARSON, Fracture and fatigue Control in structures, pp.3-7, 1981.
3. KANG, S. W. Study on fatigue strength of fillet welded joints in member of ship structure, Hiroshima Univ., ph. D., 1982.
4. GRIFFITH, A. A., The theory of rupture, Proc. of first Int. Cong. for Applied Mech. Delft in 1924.
5. OROWON, E., Fracture and Strength of Solids, Reports of progress in physics, Volume 12, London physical Society, 1949.
6. IRWIN, G. R., Analysis of stresses and strains near the end of a crack transversing a plate, J. Appl. Mech. Vol 24, pp.361, 1957.
7. J. R. RICE, A Path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks, Journal of Applied Mech., pp. 379-386, June 1968.
8. 山田嘉昭, 塑性・粘彈性, pp.173-220, 1970.

9. 嚴東錫, 劉德相, 十字型 필렛 용접이음의 피로 균열에 대한 파괴역학적 고찰, 大韓熔接學會誌 pp. 37—46, 1983년 8월
10. DAVID BROEK, Elementary engineering fracture mechanics, 1978.
11. G.G. Chell, Development in fracture mechanics-1, Applied Science Publishers LTD, 1979.
12. J. F. KNOTT, Fundamentals of fracture mechanics, 1973.
13. T. R. GURNEY, Fatigue of welded structure, 1979.
14. H. LIEBOWITZ, Fracture, An advanced Treatise, Volume II, 1968.
15. O. C. ZIENKIEWICZ, The finite element method, 3rd edition.