

선체 횡단면의 전단흐름 계산 프로그램 개발

노인식^{1,†} · 이정렬² · 우정재² · 오영택¹
충남대학교 선박해양공학과¹
한국선급(주)²

Development of Shear Flow Calculation Program for Ship Hull Transverse Section

In Sik Nho^{1,†} · Jeong-Youl Lee² · Jeong-Jae Woo² · Young-Taek Oh¹
Dept. of Naval Architecture and Ocean Eng., Chungnam National University¹
Korean Register²

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

Accurate estimation of shear flows in thin-walled beam section is the key issue to evaluate shear stress distribution of ship hull transverse section under the shear forces acting on hull girder. It is regarded that the method using the warping functions obtained by finite element formulation is the state of the art of this field. Recently, however, IACS took effect the new version of CSR in which direct calculation process of shear flow was suggested. In the direct calculation process, shear flow of ship hull section can be obtained by the addition of determinate and indeterminate shear flows calculated respectively. So, in this paper, the shear flow evaluation codes based on the process proposed by IACS CSR and warping function based method were developed respectively. The calculated results of shear flows for the several examples of ship sections were compared with each other and considered in detail.

Keywords : Shear flow(전단흐름), Ship hull transverse section(선체횡단면), Thin-walled section beam(박판단면보), Warping function(워핑함수)

1. 서론

선체 중앙단면의 구조설계에 있어서 종굽힘모멘트에 의한 축응력과 좌굴강도는 가장 핵심적인 고려사항이다. 최근에는 전단력, 비틀림의 영향 역시 포함하는 추세이며, 2015년 7월에 발효된 IACS 공통구조규칙(CSR)(IACS, 2015)에서는 선체구조의 항복, 좌굴 평가에 전단응력의 영향을 고려하도록 요구하고 있고, 이 내용들은 한국선급의 강선규칙에도 이미 반영되어 있다.

IACS 공통구조규칙은 전단력으로 인하여 선체 횡단면에 발생하는 전단응력을 정확하게 평가하기 위하여 선체 횡단면을 구성하는 각 요소 판재에서 발생하는 정적 전단흐름(determinate shear flow)과 닫힌 단면(closed cell)을 이루는 연결된 패널에서 발생하는 부정적 전단흐름(indeterminate shear flow)을 각각 구한 다음, 이를 합산하여 총 전단흐름을 얻는 직접 계산하는 절차를 제안하고 있다. 이와 더불어 전단흐름 직접 계산 절차를 간단한 예제와 함께 제공하고 있으며 종통 보강재의 정적 전단흐름 영향을 고려하도록 요구하고 있다. 그러나 지금까지 이 분야 연

구를 종합해 보면 선체 횡단면에 좌벽의 접선 방향으로 미분함으로써 얻어진 전단변형도로부터 계산하는 방법이 가장 앞선 것으로 판단된다(Fujitani, 1973,1982),(Park, 1997),(Nho et al, 2015).

이러한 추세를 감안할 때, IACS 공통구조규칙의 적용 대상인 산적화물선 및 유조선뿐만 아니라 향후 컨테이너 운반선 등 형상이 다른 선박에 대해 효율적으로 대응하기 위해서는 전단흐름 직접 계산 기법의 정립은 시급해 보인다. 따라서 본 연구는 전단력에 의한 전단흐름을 정확하게 계산할 수 있는 이론적 기반을 정립하고 정밀한 해석 프로그램 개발을 목표로 하였다.

먼저 IACS 공통구조규칙에서 제시하고 있는 전단흐름의 직접 계산 절차에 따라 주어진 횡단면에서 종통 보강재의 영향을 고려하여 단위 전단력에 대한 요소 판 패널의 전단흐름(unit shear flow)과 전단응력을 계산하는 프로그램을 개발하고자 한다.

또한 좀 더 일반화된 7-자유도 보의 정밀한 이론적 체계에 따라 복잡하고 일반적인 형상의 박판 보 단면에 유연하게 적용할 수 있도록 전단력에 의해 발생하는 축 방향의 워핑 함수를 유한 요소법으로 정식화하여 구한 다음, 전단응력과 전단흐름을 얻는

과정을 다루고자 한다. 이를 바탕으로 각각에 대한 전산 프로그램을 개발하고 그 해석 결과를 서로 비교, 분석하고자 한다.

2. 박판 보 이론과 단면특성치

선체는 기본적으로 보강판으로 구성된 보 형상의 구조물이며 파랑 등 외부 하중에 대하여 1차적으로 보와 유사한 굽힘 및 비틀림 거동이 발생된다. 선체 구조설계, 특히 가장 중요한 중앙단면의 구조설계는 선체의 이러한 보 거동에 초점을 맞추고 있다. 이 때, 선체 횡단면은 복잡한 형상의 박판으로 구성되어 있으므로 단면특성치들을 정확히 구하는 것은 쉽지 않다. 단면의 중립축 위치, 관성모멘트, 단면 계수 등 굽힘과 관련된 계수들은 비교적 용이하게 얻을 수 있지만 전단 또는 비틀림과 관련된 특성치들을 정확히 구하는 것은 매우 어렵다.

특히 컨테이너 운반선과 같이 대형 창구를 갖는 선박의 횡단면은 전형적인 열린 박판 단면(thin walled open section)으로 비틀림 거동이 수평굽힘과 연성되기 때문에 비틀림에 따르는 축방향의 워핑(warping) 변형이 중요한 역할을 한다. 따라서 기존의 축 방향 워핑의 영향을 무시하는 St. Venant의 비틀림 이론으로는 정확한 해석이 어렵다. 따라서 워핑 구속의 영향을 고려할 수 있는 7-자유도 보이론과 함께 워핑과 연관되는 단면 특성치들을 정확하게 계산하기 위한 방법의 개발이 필요하다.

본 연구에서는 비틀림 및 전단에 의해 단면 내부에 발생하는 축방향의 워핑 계산과정을 유한요소법으로 정식화하는 한편 이를 바탕으로 비틀림에 관련된 비틀림상수, 워핑상수, 전단중심 위치 등과 함께 수직, 수평 전단력에 의한 전단응력의 정식화 과정을 보였다.

2.1 기본가정 및 좌표계

우선 Fig.1과 같이 x, y 축을 단면의 도심 O 를 원점으로 하는 주축(principal axis) 방향으로 놓고, z 를 보의 길이 방향 중심선으로 하는 좌표계를 설정한다. 보에 굽힘모멘트와 비틀림모멘트가 작용할 때, 미소 변형이며 전단에 의한 변형을 무시한다면 Euler-Bernoulli의 고전 보 이론과 St. Venant의 비틀림 이론에 따라 단면 내 임의 점에서의 변위를 (1)식과 같이 일반화하여 표시할 수 있다.

$$u(x, y, z) = u_s(z) - (y - y_s) \cdot \theta(z) \tag{1}$$

$$v(x, y, z) = v_s(z) - (x - x_s) \cdot \theta(z)$$

$$w(x, y, z) = w_s(z) - x \cdot u_s'(z) - y \cdot v_s'(z) + \theta'(z) \cdot \omega_{ns}(x, y)$$

여기서

u, v, w : 단면 내 임의 점에서의 x, y, z 방향 변위

u_s, v_s, w_s : 전단 중심에서의 x, y, z 방향 변위

(x_s, y_s) : 전단 중심의 좌표

θ, θ' : 단면의 비틀림각, 비틀림률

$$\omega_{ns}(x, y) = \omega_n(x, y) - x \cdot y_s + x_s \cdot y$$

: 전단 중심에 관하여 정규화된 워핑(warping) 함수

$\omega_n(x, y)$: 비틀림에 의한 워핑(warping) 함수

(1)식의 변위 가정으로부터 각 변형도와 응력 성분들이 다음과 같이 얻어진다.

$$\epsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} = w_s' - x u_s'' + \omega_{ns} \theta'' \tag{2}$$

$$\gamma_{xz} = \frac{\partial w}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial z} = \left\{ \frac{\partial \omega_{ns}}{\partial x} - (y - y_s) \right\} \theta'$$

$$\gamma_{yz} = \frac{\partial w}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z} = \left\{ \frac{\partial \omega_{ns}}{\partial y} - (x - x_s) \right\} \theta'$$

$$\epsilon_x = \epsilon_y = \gamma_{xy} = 0$$

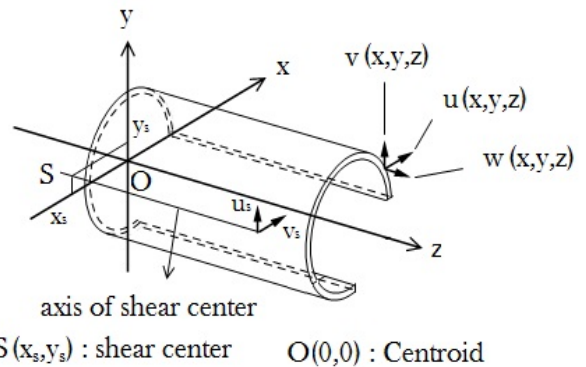


Fig.1 Coordinate system and components of displacement in beam segment

$$\sigma_z = E\epsilon_z, \quad \tau_{xz} = G\gamma_{xz}, \quad \tau_{yz} = G\gamma_{yz} \tag{3}$$

좌표축 방향을 단면의 주축 방향으로 두었으므로 (2)식, (3)식으로부터 변형에너지는 다음 식과 같이 간단하게 유도된다.

$$U = \frac{1}{2} \int_v (\sigma_z \epsilon_z + \tau_{xz} \gamma_{xz} + \tau_{yz} \gamma_{yz}) dx dy dz \tag{4}$$

$$= \frac{1}{2} \int_0^l [EAw'^2 + EI_{xx}u_s''^2 + EI_{yy}v_s''^2 + (EI_\omega^s\theta''^2 + GJ\theta''^2)]$$

여기서

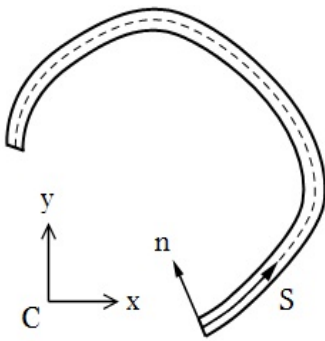
$$A = \iint dx dy, I_{xx} = \iint x^2 dx dy \quad (5)$$

$$I_{yy} = \iint y^2 dx dy, I_\omega^s = \iint \omega_{ns}^2 dx dy$$

$$J = \iint \left[\left\{ \frac{\partial \omega_{ns}}{\partial x} - (y - y_s) \right\}^2 + \left\{ \frac{\partial \omega_{ns}}{\partial y} + (x - x_s) \right\}^2 \right] dx dy$$

2.2 단면 내부의 응력분포

박판 단면인 경우에는 Fig.2에서 보는 바와 같이 중심선 방향 및 보의 축 방향(z) 변위 u, w 를 중심선 좌표 s에 따라 각각 다음 식으로 표시할 수 있다. 단, 이 변위 성분들은 s의 법선 방향 즉 두께 방향(n)으로는 동일한 것으로 가정한다.



C : Centroid
s : Coordinate along centerline of wall
n : Normal to s

Fig.2 Coordinate system of thin walled beam section

$$u(s, z) = \alpha \left(-y \frac{\partial x}{\partial s} + x \frac{\partial y}{\partial s} \right) z \quad (6)$$

$$w(s, z) = \alpha \omega(s)$$

단면에 작용하는 각 단면력에 의해 발생하는 축응력 및 전단 응력의 계산 과정은 다음과 같다. 우선 길이 방향의 축응력은 (2) 식과 (3)식으로부터 다음 식과 같이 간단히 쓸 수 있다.

$$\sigma_z = E\epsilon_z = E(w' - xu_s'' + yv_s'' + \omega_{ns}\theta'') \quad (7)$$

$$= \frac{P}{A} + \frac{M_y}{I_{xx}}x + \frac{M_x}{I_{yy}}y + \frac{M_\omega}{I_\omega^s}\omega_{ns}$$

여기서

P : 축력(Axial load), 축(z) 방향 인장, 압축력

M_x, M_y : x, y 방향 굽힘모멘트

M_ω = ∫_A σ_zω_{ns} dA : 바이모멘트(bimoment)

그러나, 보의 굽힘과 연성되어 나타나는 전단력에 의한 전단 응력의 분포는 2차원 전단변형 이론에 의해 약간 복잡한 계산과정을 거쳐 얻어진다. 먼저, 순수하게 단위 전단력에 의해 발생되는 단위 길이 당 변형은 다음 식과 같이 가정할 수 있다.

$$u(s) = v(s) = 0, w(s) = W_s(s) \quad (8)$$

이때, W_s(s)는 전단력에 의한 축방향 워핑 함수(변위)이다. 따라서, 전단 변형도 및 응력 성분은 다음과 같고,

$$\tau_s = G\gamma_s = G \frac{\partial W_s}{\partial s} \quad (9)$$

(7)식으로부터 길이(z) 방향 축 응력의 변화율이 유도된다.

$$\sigma' = E(-xu_s''' - yv_s''' + \omega_{ns}\theta''') \quad (10)$$

$$= \frac{V_x}{I_{xx}}x - \frac{V_y}{I_{yy}}y + \frac{M_\omega'}{I_\omega^{(s)}}\omega_{ns}$$

여기서

V_x = M_x', V_y = M_y' : x, y 방향 전단력

w'' = 0 (축력이 일정한 것으로 간주, w' = Const.)

또한 (9)(10)식과 가상일의 원리에 따라 다음 식이 성립한다.

$$\int G \left(\frac{\partial W_s}{\partial s} \cdot \frac{\partial \delta W_s}{\partial s} \right) t ds = \int \left(\frac{V_x}{I_{xx}}x - \frac{V_y}{I_{yy}}y + \frac{M_\omega'}{I_\omega^{(s)}}\omega_{ns} \right) \delta W_s t ds \quad (11)$$

2.3 워핑함수와 전단응력의 계산 과정

임의 형상의 박판 보 단면을 Fig.3과 같이 선 요소의 집합으로 이상화하고 각 요소 내부의 워핑함수와 x, y 좌표를 다음 식과 같이 s 에 관한 선형 함수로 가정한다.

$$x(s) = (1 - \xi)x_i + \xi x_j \quad (12)$$

$$y(s) = (1 - \xi)y_i + \xi y_j$$

$$W_s(s) = (1 - \xi)W_i + \xi W_j$$

(12)식을 (11)식에 대입하여 정리하면, 전단 워핑함수에 대한 요소 강성방정식이 다음과 같이 유도된다.

$$\frac{Gt}{l_s} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} W_i \\ W_j \end{Bmatrix} = \quad (13)$$

$$\frac{tl_s}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \left(\frac{V_x}{I_{xx}} \begin{Bmatrix} x_i \\ x_j \end{Bmatrix} - \frac{V_y}{I_{yy}} \begin{Bmatrix} y_i \\ y_j \end{Bmatrix} \right) + \frac{M_\omega'}{I_\omega^{(s)}} \begin{Bmatrix} \omega_i \\ \omega_j \end{Bmatrix}$$

이 식의 우변을 살펴보면 전단응력에 의한 축 방향 워핑함수 W 는 수직, 수평 전단력 V_x, V_y 와 바이모멘트(bimoment)의 길이 방향 변화율인 워핑전단력(warping shear) M_ω' 에 의한 성분으로 각각 분리할 수 있음을 알 수 있다.

(13)식의 요소 강성방정식을 전체 단면에 대하여 중첩한 다음, 우변의 3 가지 하중성분에 대하여 독립적으로 각각 연립방정식을 풀면 각 절점에서의 3 가지 전단하중 성분에 의한 축 방향 워핑함수 W_i 가 각각 계산된다. (9)식에 이 값을 대입하면 각 선 요소에서의 전단변형에 의한 전단응력과 전단흐름을 구할 수 있다.

전단력에 의해 단면 내부에 발생하는 축 방향의 워핑함수를 유한요소법으로 계산하여 비틀림상수, 워핑상수, 전단중심 위치, 유효전단면적 등과 함께 수직, 수평 전단력에 의한 전단응력 등을 구할 수 있는 전산프로그램 BESCO를 개발하였으나 본 논문에서는 전단흐름 부분만을 집중적으로 다루기로 하고 이에 대한 예제 계산 결과를 제4장에 보였다.

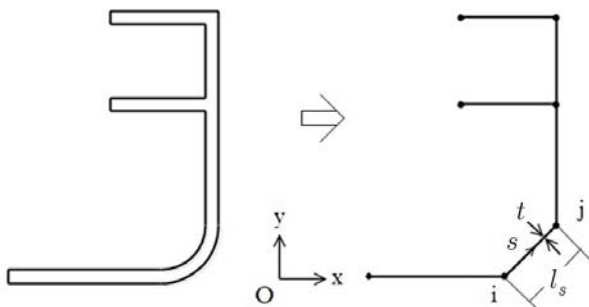


Fig.3 Idealization of a thin-walled beam section

3. IACS 공통구조규칙(CSR)의 전단흐름 직접계산법

3.1 선체 횡단면의 전단응력

2015년에 발효된 IACS 공통구조규칙에는 선체 횡단면의 항복, 좌굴 강도 평가에 수직 전단력에 의한 전단응력의 영향을 고려하도록 요구하고 있으며 부록에 선체 횡단면에서 발생하는 전단흐름의 직접계산 절차를 실제 예제와 함께 보였다. 이 방법은 Hughes(1982)와 Paulling(2008)이 제시한 바 있는 다중 셀(multi-cell) 단면의 전단응력 계산 방법으로 보의 단면을 구성하는 각 선 요소에서 발생하는 정정 및 부정정 전단흐름을 각각 구한 다음, 이를 합산하여 총 전단흐름을 구하는 방법이다.

고전 보 이론에서 단면에 적용하는 수직 전단력 V 에 의한 전단응력 τ 와 전단흐름 q^* 는 다음 식으로 얻어진다.

$$\tau(s) = \frac{Vm}{It}, \quad q^*(s) = \tau t = \frac{V}{I} m \quad (14)$$

여기서 m 은 Fig.3의 $s=0$ 점에 해당하는 단면의 시작점으로부터 전단흐름 계산점 s 까지 중립축에 대한 면적의 1차모멘트를 선적분한 값으로서 다음 식으로 주어진다.

$$m(s) = \int_0^s y t ds \quad (15)$$

(14), (15)식으로 얻어지는 전단흐름은 변형과는 무관하게 전단력만으로 결정될 수 있는 값이므로 흔히 정정 전단흐름(determinate shear flow)이라고 한다.

3.2 복잡한 단면의 전단흐름 계산

단면 내부에 추가적인 닫힌 셀이 존재하는 일반적인 복합 형상의 선체 횡단면에서는 열린 단면과 닫힌 단면이 만나는 분기점에서 전단흐름의 분배 비율이 불명확하며 전단흐름이 영이 되는 위치를 미리 알 수 없기 때문에 위와 같은 방법을 그대로 적용하기는 어렵다.

먼저 단면 내 모든 닫힌 셀의 임의 위치를 강제로 절단하여 가상적인 슬릿(slit)을 생성하면 이 단면은 새로운 형상의 열린 단면이 된다. 일단 열린 단면이 되면 3.1절의 (14), (15)식에 의해 단면 내부의 정정 전단흐름을 계산할 수 있다.

그러나 강제로 절단된 가상적인 슬릿 양단이 전단변형에 의해 축 방향으로 서로 벌어지는, 실제와는 다른 현상이 발생된다. 이 위치의 전단변형이 서로 일치하기 위해서는 각 닫힌 셀의 내부 벽면에는 일정한 세기의 전단흐름이 추가적으로 존재해야 하며 이를 부정정 전단흐름(indeterminate shear flow)이라고 한다. 이것은 일반적인 부정정구조물의 해석에 적용되는 하중법과 거의

동일한 개념이다.

따라서 실제 단면의 전단흐름은 이와 같은 두 개의 전단흐름을 중첩하여 얻을 수 있으며 다음과 같은 두 단계의 계산 절차가 필요하다. (Fig.4 참조.)

1 단계 : 정정 전단흐름 계산

Fig.4(a)와 같은 닫힌 셀이 존재하는 단면은 닫힌 셀의 임의 위치에 가상적인 슬릿을 만들어 Fig.4(b)와 같은 열린 단면으로 변환한다. 이 때, 열린 단면의 정정 전단흐름 q^* 는 (14), (15)식에 의해 같은 방법으로 구할 수 있다.

2 단계 : 부정정 전단흐름 계산

다음 단계로 강제로 절단된 가상적인 슬릿 양 단의 전단변형이 서로 일치하도록 적합조건(compatibility condition)을 부가함으로써 각 닫힌 셀 내부의 부정정 전단흐름을 계산한다.

Fig.4에서 보는 바와 같이 전체 전단흐름 q 는 (14)식으로부터 구한 정정 전단흐름과 각 닫힌 셀에 작용하는 가상적인 부정정 전단흐름의 합으로써 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$q = q^* + \sum_{i=1}^N q_i \quad (16)$$

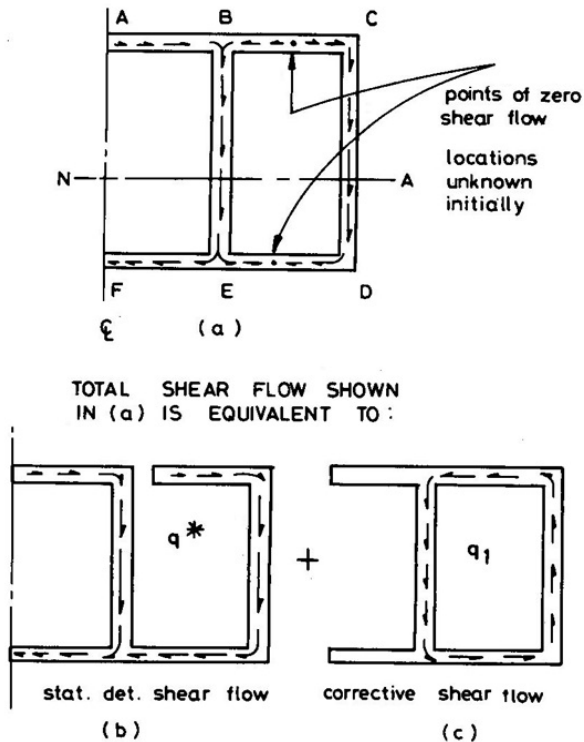


Fig.4 Calculation of shear flow in multi-cell section (Hughes, 1982)

여기서 N 은 닫힌 셀의 수이며 q_i 는 각 i -번째 닫힌 셀의 부정정 전단흐름으로서 각각의 셀 내부에서는 일정한 값을 가진다. 닫힌 셀을 임의의 위치에서 절단하여 열린 단면으로 변환하면 가상적 슬릿의 양단은 전단변형에 의해 서로 미끌어져 벌어지게 되는

데, 이 축 방향으로 어긋나는 변형의 크기(slip)는 다음과 같이 축방향 변형 w 를 각 셀의 벽을 따라 선 적분하여 얻을 수 있다.

$$\text{slip} = \oint dw = \oint \frac{dw}{ds} ds = \oint \gamma ds = \frac{1}{G} \oint \tau ds = \oint \frac{q}{t} ds \quad (17)$$

실제 단면에서는 (16)식과 같이 i -번째 닫힌 셀에 가상적인 전단흐름 q_i 이 추가됨으로서 전단에 의한 슬립 변형의 크기는 영이 된다. 따라서 각 닫힌 셀에서는 (17)식으로부터 다음과 같은 제한조건이 하나씩 주어지게 된다.

$$\oint_{\text{cell } i} \left(\frac{q}{t} \right) ds = 0, \quad (i = 1, 2, \dots, N) \quad (18)$$

N 개의 각 닫힌 셀마다 성립하는 (18)식에 (16)식으로 주어지는 실제 단면에서 전단흐름을 대입하여 정리하면 다음과 같은 N 개의 식들이 유도된다.

$$\oint_{\text{cell } i} \frac{q_1}{t} ds + \oint_{\text{cell } i} \frac{q_2}{t} ds + \dots + \oint_{\text{cell } i} \frac{q_N}{t} ds = - \oint_{\text{cell } i} \frac{q^*}{t} ds \quad (i = 1, 2 \dots N) \quad (19)$$

이 식들에서 정정 전단흐름 q^* 는 이미 1단계에서 구하였기 때문에 각 셀의 부정정 전단흐름 $q_1 \dots q_N$ 을 미지 변수로 하는 N 개의 선형 연립방정식이 얻어진다.

(19)식들을 살펴보면 결국, 좌변 항들은 각 셀의 부정정 전단흐름 $q_1 \dots q_N$ 에 의한 슬립의 양이며 우변의 부정정 전단흐름에 의해 이 슬립 변형을 역으로 보전하고 있는 것으로 이해할 수 있다. 주의할 점은 (19)식 좌변의 연립방정식 계수들을 Q_{ij} 로 둔다면 이 계수들은 $i = j$ 인 대각행렬 항과 i -번째 셀이 j -번째 셀과 인접한 경우만 $Q_{ij} \neq 0$ 이고, 나머지 항들은 모두 영이 된다.

이와 같은 알고리즘을 바탕으로 전산프로그램 **ShearFlow**를 개발하였으며 예제 계산을 통하여 타당성을 검증하였다.

4. 수치 계산

IACS 공통구조규칙에는 Fig.5의 오른쪽 단면과 같이 보강재가 생략된 단순화된 산적화물선 횡단면 형상에 대한 예제 계산을 수행하고 그 결과를 보인 바 있다. 본 연구에서도 개발된 전산프로그램들을 사용하여 동일한 예제에 대한 계산을 수행하고 계산 결과를 Fig.5의 왼쪽에 함께 상호 비교함으로써 개발된 프로그램들의 타당성을 검증하였다.

Fig.5를 살펴보면 **ShearFlow**의 계산 결과는 IACS 결과와 정확히 일치하지만, **BESCA**의 계산 결과는 요소 내에서 일정한 값 즉 평균값을 주므로 요소 양단에서 약간의 오차를 보이고 있다.

ShearFlow는 하나의 선 요소 내에서 전단흐름의 크기가 선형적으로 변화하도록 정식화된 반면, **BESCA**에서는 (13)식에서 얻어진 한 요소 내에서 선형적으로 나타나는 워핑함수를 (14)식에

의해 미분하여 전단응력을 구한 후 요소의 두께를 곱한 값으로 전단흐름을 나타내기 때문에 요소 내에서는 전단흐름이 일정한 값을 보일 수밖에 없다. 결국 결과는 선 요소 양단 절점의 평균치로 나타나며 약간의 오차를 동반할 가능성이 있다. 그러나 다음 실제 문제에서 보는 것처럼 각 보강재의 부착 위치를 절점으로 두는 상세모델을 사용하게 되면 두 결과는 거의 일치하게 된다. 즉, Fig.5에서 나타난 오차는 간단히 계산 과정만 보이기 위하여 요소크기를 비현실적으로 크게 잡았기 때문이며 실제 해석에서는 큰 문제가 아닌 것으로 판단된다.

Fig.6에는 180K B/C, Fig.7에서는 317K VLCC 횡단면에 단위 수직 전단력이 작용할 때 발생하는 전단흐름을 **ShearFlow** 와 **BESCA** 프로그램으로 각각 계산하고 그 결과를 함께 보였다. 정밀해석을 위하여 보강재 간격을 기본적 요소 크기로 설정하였다.

일반적으로 전단력에 의한 전단흐름 계산에서는 보강재의 형상 자체는 그다지 중요하지 않기 때문에 단순히 면적으로만 고려하여도 거의 동일한 결과를 얻을 수 있다. 따라서 종종 보강재는 단순히 면적요소로 간주하여 선적분으로 주어지는 (15)식의 $m(s)$ 를 보강재 면적에 절점과 단면 중립축 사이 거리를 곱한 형태로 간단히 처리하였다.

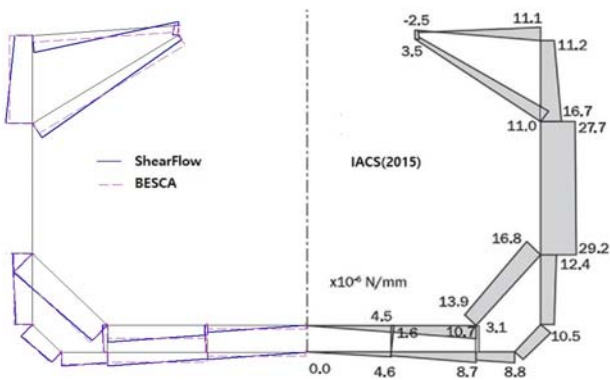


Fig.5 Comparison of shear flow for unit vertical shear force obtained by IACS, **ShearFlow** and **BESCA**

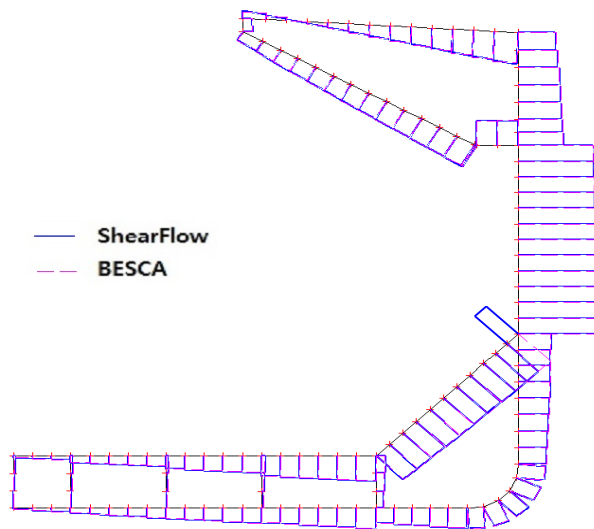


Fig.6 Comparison of shear flow diagrams of 180K B/C obtained by **ShearFlow** and **BESCA**

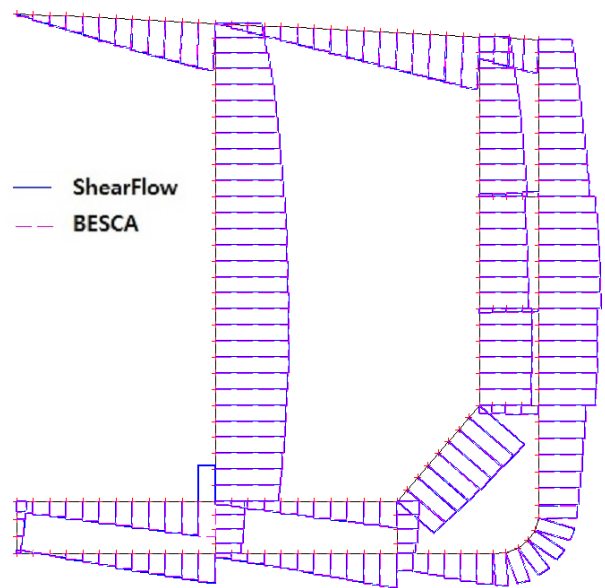


Fig.7 Comparison of shear flow diagrams of 317K VLCC obtained by **ShearFlow** and **BESCA**

그러나 7-자유도 보 해석을 위하여 워핑함수를 정확히 계산해야 하는 경우에는 열린 단면의 영향이 크게 나타나므로 보통 보강재의 형상을 가능한 유사하게 모델링하는 것이 필요하다. 본 논문에서는 수직전단력에 의한 전단흐름 계산에 초점을 두었으므로 보강재를 단순히 면적요소로 모델링한 결과를 보였다.

Fig.6과 Fig.7에서 구체적인 수치는 큰 의미가 없는 것으로 판단하여 표시하지 않았으나 두 프로그램의 전단흐름 계산결과가 최대치(중립축 부근)에서 0.1% 이내의 오차로서 거의 동일한 값을 보이기 때문에 두 경우 모두 그림 상으로는 겹쳐져서 거의 차이를 확인하기 어렵다.

그러나 전단흐름 직접계산법은 유한요소법에 비해 해석철차를 일반화하기 어렵다는 문제점이 있다, 현재의 **ShearFlow** 프로그램에서도 Fig.8과 같이 열린 단면 내부에 또 열린 단면이 존재하는 비대칭 형상의 복잡한 단면에서는 드물게 오류를 보일 가능성이 있으나 유한요소법 기반의 **BESCA**는 합리적인 결과를 제공하고 있다.

5. 결론

본 연구에서는 유한요소법으로 얻어진 워핑 함수를 기반으로 하는 전단응력 계산법과 IACS 공통구조규칙에서 제한하는 철차에 따라 보 단면에 작용하는 전단흐름을 직접적으로 계산할 수 있는 전산프로그램 **BESCA**와 **ShearFlow**를 개발하였다.

IACS 공통구조규칙에서 제시한 예제와 실제 180K B/C, 317K VLCC 횡단면에 두 프로그램을 적용하여 계산하고 그 결과를 비교, 분석하였다. 두 가지 방법은 매우 유사한 결과를 주고 있으므로 두 계산방법과 개발된 프로그램의 정확성과 신뢰도를 상호 확인할 수 있었다.

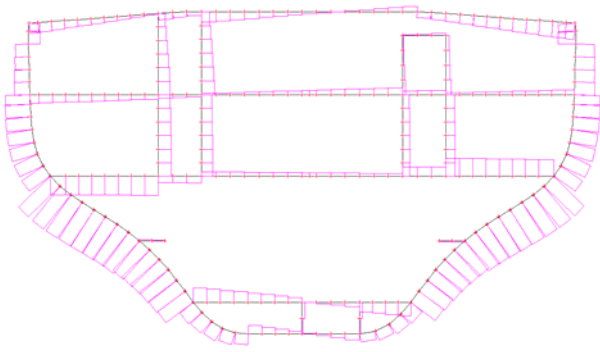


Fig.8 Shear flow diagram of an unusual asymmetric ship section obtained by BESCA

IACS 공통구조규칙을 기반으로 하고 있는 **ShearFlow**는 하나의 선 요소 내에서 전단흐름의 크기가 선형적으로 변화하는 현상을 구현할 수 있기 때문에 비교적 큰 요소를 사용하더라도 정확히 전단흐름을 제시할 수 있다는 장점이 있다. 그러나 해석 절차, 모델링 및 코딩의 일반화가 어렵다는 문제점이 지적될 수 있으며, 열린 단면 내부에 또 열린 단면이 존재하는 경우와 같은 특별히 복잡한 단면에서는 드물게 오류를 보일 가능성이 있다.

반면 유한요소법에 기반한 단면 특성치 및 전단응력 계산 프로그램 **BESCA**는 일반적인 유한요소법 정식화 절차에 따르기 때문에 프로그램 작성과 모델링 및 해석이 용이하여 오류의 가능성을 최소화할 수 있다. 요소를 크게 모델링 하는 경우에는 전단응력이 요소 내 평균값으로 나타나기 때문에 상당한 오차를 줄 수 있으나 각 보강재 위치에 절점을 잡을 정도로 비교적 작은 요소를 쓰게 되면 오차는 거의 무시할 수 있는 수준으로 줄일 수 있다.

후기

본 논문은 한국선급의 지원과 충남대학교 자체연구과제로 수행된 연구 결과의 일부입니다.

References

- Fujitani, Y., 1973. *Some Attempts on the Refinement of Modern Engineering Theory of Beams(1st Report)*, Industrial Institute of Science, University of Tokyo.
- Fujitani, Y., 1982. *Frame Structure Analysis by using Thin-Walled Beam Element*, Seisan Kenkyu Seminar Text Course 79.
- Hughes, O.F., 1982. *Ship Structural Design*. John Wiley & Sons.
- IACS, 2015. *Common Structural Rules for Bulk Carriers and Oil Tankers: Part 1 Ch. 5 Appendix 1 Direct Calculation of Shear Flow*.
- Nho, I.S., Lee, J.Y., Woo, J.J. & Oh, Y.T., 2015. Calculation of section properties and shear flow in ship hull section. *Proceedings of the 2009 Korea Association of Ocean Science and Technology Societies*, Jeju, Korea, 21-23 May, pp.293-299.
- Park, S.W. 1997. Structural Analysis of Thin-walled Beams by using Mixed Finite Element Method. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 34(4), pp. 99-107
- Paulling, J.R., 2008. *The Principles of Naval Architecture Series : Strength of Ships and Ocean Structures*, SNAME.



노인식



이정렬



우정재



오영택