

유동가속부식이 잠재한 곡관내의 3차원 난류유동 해석

조종철* · 김윤일* · 최석기**

Three-dimensional Turbulent Flow Analysis in Curved Piping Systems Susceptible to Flow-Accelerated Corrosion

Jong Chull Jo, Yun Il Kim and Seok Ki Choi

Key Words : Three-dimensional turbulent flow (3차원 난류유동), Finite volume method (유한체적법), Body-fitted non-orthogonal curvilinear coordinate (경계적합 비교차 곡선좌표), Shear stress (전단응력), Flow-accelerated corrosion (유동가속부식)

Abstract

The three-dimensional turbulent flow in curved pipes susceptible to flow-accelerated corrosion has been analyzed numerically to predict the pressure and shear stress distributions on the inner surface of the pipes. The analysis employs the body-fitted non-orthogonal curvilinear coordinate system and a standard $k-\epsilon$ turbulence model with wall function method. The finite volume method is used to discretize the governing equations. The convection term is approximated by a high-resolution and bounded discretization scheme. The cell-centered, non-staggered grid arrangement is adopted and the resulting checkerboard pressure oscillation is prevented by the application of a modified version of momentum interpolation scheme. The SIMPLE algorithm is employed for the pressure and velocity coupling. The numerical calculations have been performed for two curved pipes with different bend angles and curvature radii, and discussions have been made on the distributions of the primary and secondary flow velocities, pressure and shear stress on the inner surface of the pipe to examine applicability of the present analysis method. As the result, it is seen that the method is effective to predict the susceptible systems or their local areas where the fluid velocity or local turbulence is so high that the structural integrity can be threatened by wall thinning degradation due to flow-accelerated corrosion.

1. 서론

원자력발전소(이하부터는 '원전'으로 약칭)의 고압계통을 구성하는 배관과 압력용기에서 부식으로 야기되는 벽감육은 냉각재 또는 그 수증기의 환경으로의 대량 누출을 수반하는 심각한 파손을 초래할 수 있다. 이러한 누출은 냉각재의 상실과 종사자들이 일하는 발전소 작업장으로의 방사성 핵분열 생성물의 직접적인 누출이라는 중대한 의미를 가진다. 또한 배관 파손이 때로는 주변 기기들을 손상시킬 수 있다. 부식에 기인하는 발전소 이용

율과 수익 손실이 상당한 것으로 보고되고 있다⁽¹⁾. 따라서 배관과 용기에 대한 그러한 부식손상은 안전성의 우려 및 경제적 결과의 문제점을 제기하고 있다.

벽감육을 야기하는 부식손상 기구들로는 입계 응력부식균열(IGSCC), 일반적 부식, 미생물학적 부식(MIC), 유동가속부식(flow-accelerated corrosion; FAC), 부식피로, 캐비테이션 유발침식 등인 것으로 알려져 있다. 그 중에서도 FAC는 전세계적으로 원자로형에 관계 없이 많은 원전들에서 지금까지 경험되어 오고 있다^(1,2). 이러한 이유로 1970년대부터 FAC 문제는 모든 형식의 원전에서 세계적 주요 현안으로 인지되고 있다. 이와 관련하여 미국 핵안전위원회(US NRC)는 1987년과 1989년

* 한국원자력안전기술원

** 한국원자력연구소

에 각각 규제문서 Bulletin 87-1⁽³⁾ 와 Generic Letter 89-08⁽⁴⁾ 의 발행을 통하여 원전 사업자들로 하여금 FAC 로 야기되는 배관파손을 예방하기 위한 장기종합계획을 수립할 것을 요구한 바 있다. 기본적으로 그러한 계획에는 계획의 범위를 결정하기 위하여 FAC 의 위협을 받는 계통과 그 부위를 확인하는 활동이 포함된다. 그러한 활동을 위한 선결요건은 유동속도와 온도와 같은 FAC 유발 매개변수들을 직접 측정하거나 예측하는 것이다. 그러나 직접적인 측정에 의존하는 것은 현실적으로 어렵기 때문에 예측에 의존하는 방식이 실제 현장에서 널리 채택되고 있다.

본 논문에서는 FAC 의 발생이 잠재한 곡관내의 3 차원 난류유동을 계산하기 위한 효과적인 유한체적 수치해석법을 제시한다. 동 해석을 위하여 경제적합 곡선좌표계 및 벽함수⁽⁵⁾와 함께 표준 $k-\epsilon$ 난류모형이 이용되었다. 대류항은 고차유계 기법의 하나로서 유효한 COPLA⁽⁶⁾로써 근사되며, 셀중심에 위치하는 비교차격자배열 방식이 채용되고 checkerboard 압력요동을 방지하기 위하여 수정 운동량보간법을 적용하였다. FAC 에 의한 벽각육 열화의 위협이 잠재한 배관내부 벽면의 국소영역 예측에 대한 본 수치해석법의 적용성을 조사하기 위하여 만곡부 각도가 각각 90° 와 120° 인 두 가지 곡관내의 정상난류유동을 해석하였다. 그리고 유동장의 1 차 및 2 차 유속분포와 관내부벽면상의 압력 및 응력 분포에 관한 검토가 심층적으로 이루어졌다.

2. 문제의 수식화

2.1 지배방정식

곡관내를 흐르는 유체를 일정한 물성을 갖는 뉴턴유체라고 가정하면 일반좌표계에서의 지배방정식들은 다음과 같이 표시될 수 있다.

질량보존 방정식

$$\frac{\partial}{\partial x^j}(U_j) = 0 \quad (1)$$

여기서 $U_i = \rho u_k b_k^i$

운동량 방정식

$$\frac{\partial}{\partial x^j} \left[U_j u_i - \frac{(\mu + \mu_t)}{J} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x^m} B_m^j + b_k^j w_i^k \right) + P b_i^j \right] = 0 \quad (2)$$

여기서 $B_m^j = b_k^j b_k^m$, $w_j^i = \frac{\partial u_i}{\partial x^k} b_j^k$, $\mu_t = C_\mu \rho k^2 / \epsilon$

또한, u_k 는 변환좌표 $y^j = y^j(x^j)$ 방향의 Cartesian 직교좌표 속도성분을 나타낸다. 기하학적 계수

b_k^j 는 좌표변환의 Jacobian 행렬에서 $\partial y^j / \partial x^k$ 의 cofactors 를, J 는 Jacobian 행렬의 determinant 를 나타내고 y^j 는 Cartesian 직교좌표계이다. 또한 상기 식들에서 ρ , μ , μ_t , P , C_μ , k 및 ϵ 는 각각 밀도, 점도, 난류점도, 압력, 상수, 난류운동에너지 및 난류운동에너지 소산율을 표시한다.

k 에 대한 수송방정식

$$\frac{\partial}{\partial x^j} \left[U_j k - \frac{1}{J} \left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x^m} B_m^j \right] = J(G - \rho \epsilon) \quad (3)$$

ϵ 에 대한 수송방정식

$$\frac{\partial}{\partial x^j} \left[U_j \epsilon - \frac{1}{J} \left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x^m} B_m^j \right] = J \left(C_{\epsilon_1} \frac{\epsilon}{k} G - C_{\epsilon_2} \rho \frac{\epsilon^2}{k} \right) \quad (4)$$

여기서, $C_{\epsilon_1} = 1.44$, $C_{\epsilon_2} = 1.92$, $C_\mu = 0.09$
 $\sigma_k = 1.0$, $\sigma_\epsilon = 1.3$

위의 식(3) 과 식(4)에서, G 는 난류생성항으로서 다음과 같이 정의된다.

$$G = \frac{\mu_t}{J^2} \left[2 \left(\frac{\partial u_j}{\partial x^m} b_j^m \right)^2 + \left(\frac{\partial u_1}{\partial x^m} b_2^m + \frac{\partial u_2}{\partial x^m} b_1^m \right)^2 + \left(\frac{\partial u_1}{\partial x^m} b_3^m + \frac{\partial u_3}{\partial x^m} b_1^m \right)^2 + \left(\frac{\partial u_2}{\partial x^m} b_3^m + \frac{\partial u_3}{\partial x^m} b_2^m \right)^2 \right]$$

2.2 경계조건

기하학적으로나 열적으로 대칭성을 유지하는 곡관내에 일정온도를 갖는 유체가 정상상태로 흐르는 일반적인 상황을 고려하면 해석은 그 절반의 대칭영역에 대해서만 수행하면 될 것이다. 따라서 그 대칭면을 따라서 대칭경계조건을 모든 속도성분에 대하여 적용할 수 있다. 이러한 경우 경계조건은 다음과 같이 주어진다.

$$u_i = u_{i,m}, k = k_m, \epsilon = \epsilon_m : \quad \text{배관입구} \quad (5a)$$

$$\text{벽함수}^{(5)} : \quad \text{배관내벽면} \quad (5b)$$

$$u_2 = 0, \frac{\partial u_1}{\partial x^3} = \frac{\partial u_3}{\partial x^3} = \frac{\partial k}{\partial x^3} = \frac{\partial \epsilon}{\partial x^3} = 0 : \quad \text{대칭면} \quad (5c)$$

$$\frac{\partial u_1}{\partial x^2} = \frac{\partial u_2}{\partial x^2} = \frac{\partial u_3}{\partial x^2} = \frac{\partial k}{\partial x^2} = \frac{\partial \epsilon}{\partial x^2} = 0 : \quad \text{배관내 극미소 직경의 동심축원의 외표면} \quad (5d)$$

$$\frac{\partial k}{\partial x^1} = \frac{\partial \epsilon}{\partial x^1} = 0 : \quad \text{배관출구} \quad (5e)$$

또한, 배관출구에서의 총괄질량보존이 만족되도록 속도성분들이 조정되어진다.

3. 수치해석

3.1 해석영역의 이산화

상기 식(1) - (4)를 유한체적법⁽⁸⁾을 사용하여 수치해석하기 위하여 해석영역을 유한 갯수의 육면체제어체적 셀들로 분할하였다. 이 때 비직교 곡선좌표선들은 셀 표면들과 일치하게 된다. 전형적인 제어체적을 Fig.1 에 나타내어 놓았다. 수치격자들은 대수적인 방법을 사용하여 절반의 대칭영역에 대하여 생성시켰다.

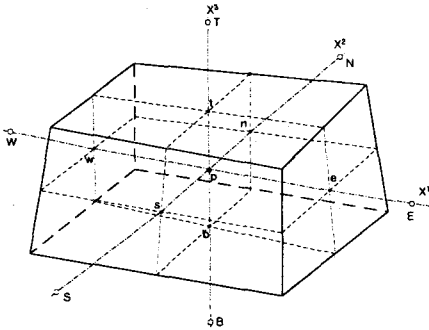


Fig. 1 Hexahedral control volume cell

3.2 지배방정식의 이산화

유한체적법에 따라서 지배방정식들을 이산화하였으며 대류항들은 고차유계기법인 COPLA⁽⁶⁾로써 근사되었다.

4. 운동량보간법

본 해석을 위하여, 이완계수와 독립적인 정상 상태에 대한 수렴해를 구하기 위하여 Rhie 및 Chows의 운동량보간 기법⁽⁹⁾을 아래와 같이 수정하는 방법을 적용하였다. Rhie 및 Chows의 운동량보간 기법⁽⁹⁾에서는 운동량방정식들이 셀 중심 위치에서 음해적으로 풀린다. 셀 중심 속도성분들 u_i 에 대한 운동량방정식의 이산화 형태는 양해적으로 표시되는 저이완 계수들로써 다음과 같이 쓰여질 수 있다.

$$u_{i,p} = (H_{u_i})_p + (D_{u_i}^1)_p (P_w - P_e)_p + (D_{u_i}^2)_p (P_s - P_n)_p + (D_{u_i}^3)_p (P_b - P_t)_p + (1 - \alpha_{u_i}) u_{i,p}^{l-1} \quad (6)$$

여기서 $H_{u_i} = \alpha_{u_i} \{ A_{nb}^{u_i} u_{i,nb} + (S_c^{u_i} \Delta V) \} / A_p^{u_i}$,

$$D_{u_i}^j = \alpha_{u_i} b_i^j / A_p^{u_i}, \quad A_p^{u_i} = \sum A_{nb}^{u_i} - S_p^{u_i} \Delta V$$

그리고 α_{u_i} ($i=1,2,3$)는 속도성분 u_i 에 대한 저이완 계수들이며, 상첨자 $l-1$ 은 반복단계를 나타낸다.

예를 들어 동쪽표면에서의 셀표면 속도성분에

대한 이산화된 운동량방정식은 다음과 같이 쓰여질 수 있다.

$$u_{i,e} = (H_{u_i})_e + (D_{u_i}^1)_e (P_p - P_e) + (D_{u_i}^2)_e (P_{se} - P_{ne}) + (D_{u_i}^3)_e (P_{be} - P_{te}) + (1 - \alpha_{u_i}) u_{i,e}^{l-1} \quad (7)$$

현재의 수정된 Rhie 및 Chow의 기법에서는 셀표면(동쪽 표면) 속도성분이 이웃의 셀 중심에 위치한 직교속도성분들에 대한 운동량방정식의 보간을 통하여 양함수적으로 얻어진다. 이러한 동쪽표면 속도성분들을 산정하기 위하여 다음과 같은 가정들을 도입한다. 예를 들어 셀표면 속도성분 u_1 의 산정에 필요한 가정들은 다음과 같이 표시될 수 있다.

$$(H_{u_1})_e \approx f_e^+ (H_{u_1})_E + (1 - f_e^+) (H_{u_1})_P \quad (8)$$

$$(D_{u_1}^2)_e (P_{se} - P_{ne}) \approx f_e^+ (D_{u_1}^2)_E (P_s - P_n)_E + (1 - f_e^+) (D_{u_1}^2)_P (P_s - P_n)_P \quad (9)$$

$$(D_{u_1}^3)_e (P_{be} - P_{te}) \approx f_e^+ (D_{u_1}^3)_E (P_b - P_t)_E + (1 - f_e^+) (D_{u_1}^3)_P (P_b - P_t)_P \quad (10)$$

$$\frac{1}{(A_p^{u_1})_e} \approx \frac{f_e^+}{(A_p^{u_1})_E} + \frac{(1 - f_e^+)}{(A_p^{u_1})_P} \quad (11)$$

여기서 f_e^+ 는 격자점들 사이의 거리의 향으로 정의되는 기하학적 보간인자이다. 유사한 가정들이 북쪽 및 정상 표면들에서의 속도성분 산정을 위하여 도입될 수 있다.

상기 가정들을 이용하면 속도성분 $u_{1,e}$ 를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$u_{1,e} = \left[f_e^+ u_{1,E} + (1 - f_e^+) u_{1,P} + (D_{u_1}^1)_e (P_p - P_e) - f_e^+ (D_{u_1}^1)_E (P_w - P_e)_E - (1 - f_e^+) (D_{u_1}^1)_P (P_w - P_e)_P \right] + (1 - \alpha_{u_1}) \left[u_{1,e}^{l-1} - f_e^+ u_{1,E}^{l-1} - (1 - f_e^+) u_{1,P}^{l-1} \right] \quad (12)$$

식(12)의 우변 첫째 괄호속의 항이 Rhie와 Chow의 기법이다. Majumdar⁽¹⁰⁾는 두 번째 괄호 항이 제거되면 수렴해가 이완계수에 종속됨을 보인 바 있다.

5. 결과 및 토의

본 연구에서는 앞에서 소개된 수치해석 방법을 이용하여 90° 및 120°의 곡관내의 3차원 난류유동을 해석하였다. 본 연구에서 적용하고 있는 수치해석 기법은 사각형 단면의 도관내 3차원 비정상 층류 열성층 유동 문제에 대한 해석결과가 기존의 유용한 실험결과와 잘 일치함을 보임으로써 저절히 검증된 바 있다⁽¹¹⁾.

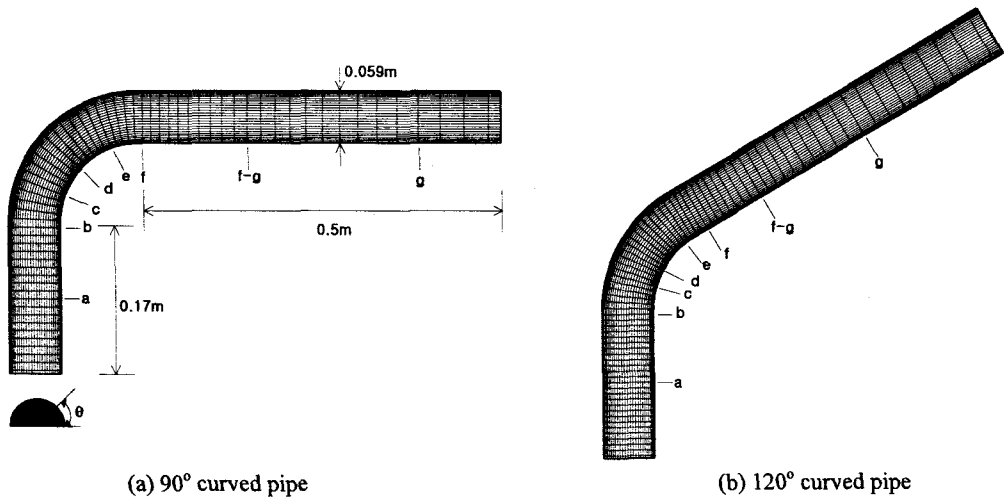


Fig.2 Geometry and numerical grids for two curved pipes

해석 대상인 곡관들의 수치격자생성 결과를 Fig.2 에 나타 내어 놓았다. 두 곡관 모두에 대하여 관의 내경, 양측 직관부들의 길이는 각각 0.059 m , 0.17 m 및 0.5 m 이다. 그리고 두 곡관들에 대한 만곡부내륜면의 곡률반경들(radii of intrados curvature of the bend parts)은 각각 0.076 m 와 0.0855 m 이다. 또한, 유체의 밀도, 점도 및 입구속도는 각각 864.3 kg/m^3 , $0.112 \times 10^{-3} \text{ kg/m}\cdot\text{s}$, 10.1317 m/s 이다. 본 계산과정에서의 수렴은 세개의 운동량방정식들, 압력수정방정식 및 두개의 수송방정식들의 무차원화된 잉여값들의 절대합의 최대치가 10^{-4} 보다 작을 때 선언된다.

Fig.3 은 Fig.2(a)에 나타난 8 군데 배관 단면들에 대하여 무차원의 1 차 유동 속도의 contour 를 나타낸 것이다. Fig.3 에 나타난 바와 같이 입구 근방의 단면 'a' 에서의 1 차 유동 속도는 균일하나 유체가 배관의 곡관부로 상향 유동함에 따라 비균일하여 진다. 곡관 외륜선의 배관내벽 근방의 국소 유속은 점차 증가하여 곡관부 중심단면 보다 약간 상류 위치의 단면에서 최대가 된 후에 다시 점차 감소하는 반면에 곡관 내륜선의 배관내벽 근방의 국소 유속은 그 반대로 유동방향으로 점차 감소하여 곡관부 중심단면 보다 약간 상류 위치의 단면에서 최소가 된 후에 다시 점차 증가(회복)하는 것을 알 수 있다.

Fig.4 는 Fig.2(a)에 나타난 배관 단면들에서 전형적인 원심력에 의한 2 차 유동운동의 전개를 보여주고 있다. 그 2 차 운동은 유체가 곡관부를 통과하면서 전개되다가 곡관부를 지난 두 번째 직관부에서 소멸한다. 곡관부 하류영역에서의

상대적으로 강한 1 차 유동운동으로 인하여 곡관부 끝에서 시계방향의 강한 와동(vortex)이 발생하고 있다. 이미 언급한 대로, 유체 속도와 벽에서의 전단응력은 FAC 를 지배하는 주요한 매개변수의 하나이다. 본 연구에서는 난류유동에 대한 벽표면 전단응력 τ_w 를 벽함수를 사용하여 계산하였다. 이때 τ_w 는 다음과 같이 정의 된다.

$$\tau_w = \sqrt{\tau_{y_1}^2 + \tau_{y_2}^2 + \tau_{y_3}^2}$$

Fig.5 및 Fig.6 은 각각 8 군데 배관단면에서 내벽면상의 압력계수 C_p 와 무차원 전단응력 τ_w^* 의 원주방향분포들을 나타낸 것이다. 여기서 C_p 와 τ_w^* 는 다음과 같이 정의된다.

$$C_p = (p(i, j, k) - p(1, 1, 1)) / 0.5 \rho u_m^2$$

$$\tau_w^* = \tau_w / 0.5 \rho u_m^2$$

전단응력은 그 정의으로부터 쉽게 알 수 있듯이 벽내부표면에 외향 수직방향으로의 유속구배를 뜻한다. Fig.5 및 Fig.6 에 나타나 있듯이 곡관부에서 원심력에 의한 유동장의 가속과 감속으로 인하여 원주방향의 벽표면 전단응력 분포의 변동이 심해진다. 이것이 배관 외륜부 상의 내벽면에서 유동가속부식으로 인한 감속이 가장 잘 발생하는 이유의 하나이다

Fig.7(a)와 Fig.7(b)는 각각 90° 및 120°의 곡관 내벽면에서의 관 길이방향 전단응력분포를 나타낸 것이다. 동 그림들은 배관의 만곡부에서 벽 근방의 속도장에 대한 가속과 감속이 발생함을 분명하게 보여 주고 있다.

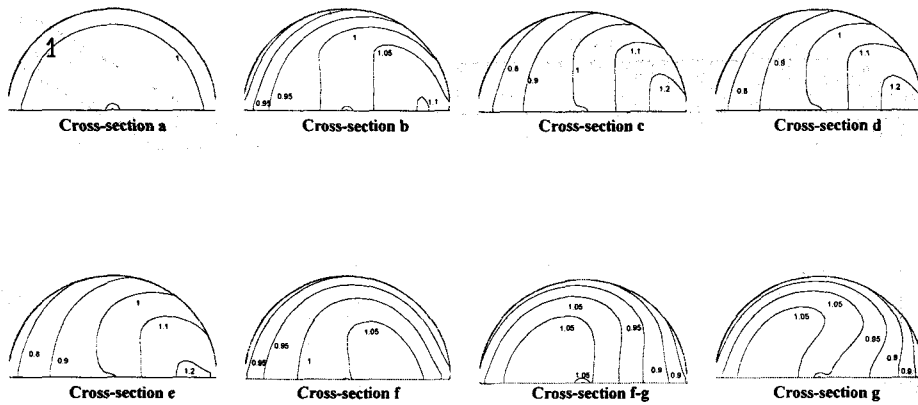


Fig. 3 Contours of the primary flow velocities parallel to the centerline of pipe

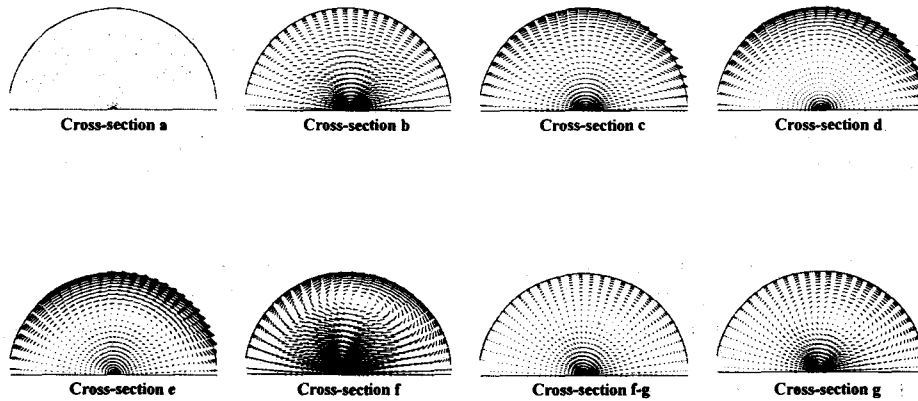


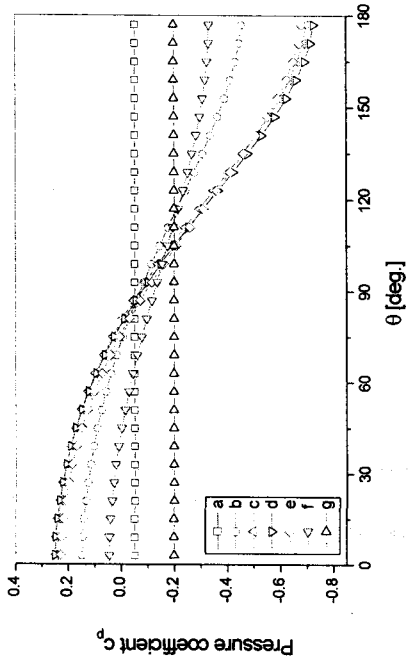
Fig. 4 Secondary flow motion

따라서 두 배관의 곡관부에서의 전단응력분포가 원주방향 뿐만 아니라 배관길이방향으로 현저히 변한다. 또한, 유체가 배관의 곡관부를 통과함에 따라 곡관부의 전반부 중심위치 근방에서 배관외륜의 내벽면상의 전단응력이 최대치가 되도록 급격히 증가하다가 다시 하류방향으로 상대적으로 완만하게 감소함을 동 그림들로부터 알 수 있다.

이와 반대로, 배관내륜의 벽내부 표면상의 전단응력은 유체가 배관의 곡관부를 통과함에 따라 급격히 감소하여 곡관부의 전반부의

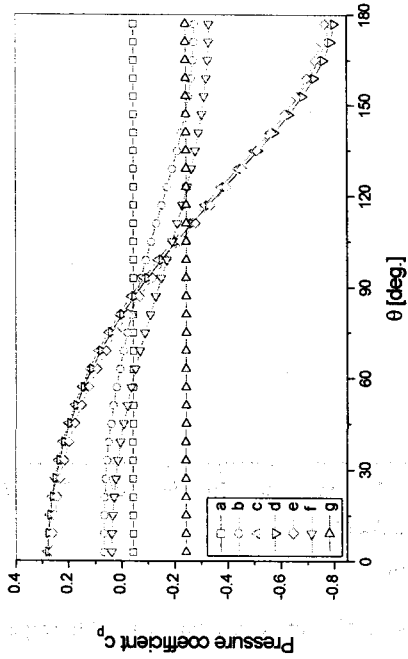
중심위치 근방에서 최소치에 도달되었다가 다시 하류방향으로 상대적으로 완만하게 증가한다.

따라서 각 배관 상류측의 첫째 직관부와 곡관부에서는 배관내륜의 내벽면에서의 전단응력이 관외륜의 내벽면에서의 전단응력 보다 작은 반면에 하류의 두번째 직관부에서는 그 반대 현상이 나타남을 알 수 있다. 이러한 현상들은 유체가 곡관부를 통과할 때 발생하는 원심력에 의한 유동장의 가속과 감속 현상을 고려하면 쉽게 이해될 수 있다.

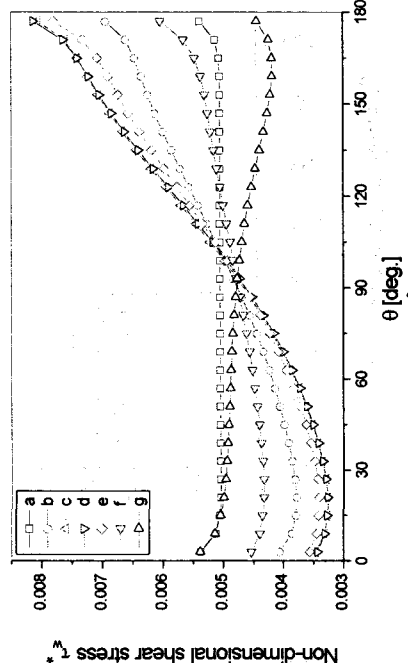


(a) 90° curved pipe

Fig. 5 Circumferential pressure coefficient distributions at the inner wall of the pipes

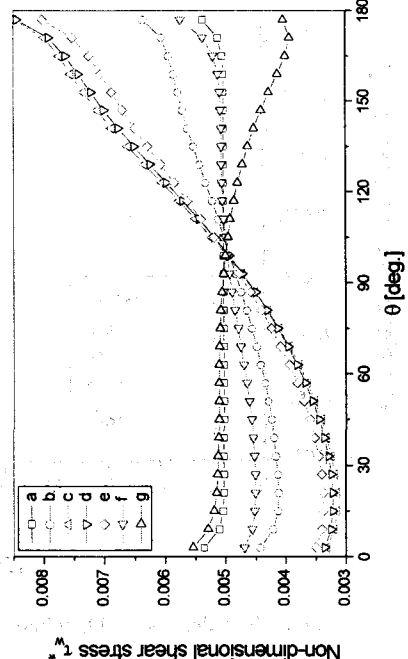


(b) 120° curved pipe

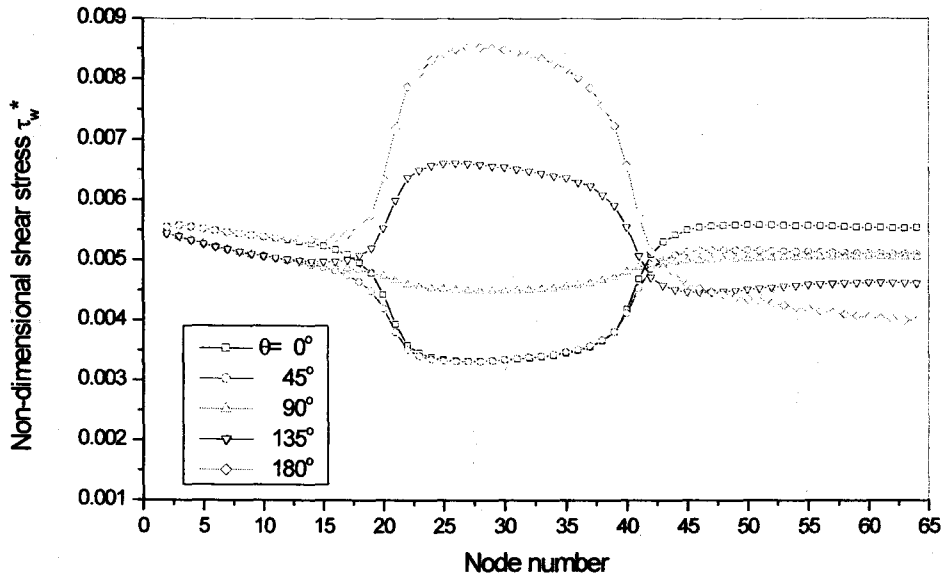


(a) 90° curved pipe

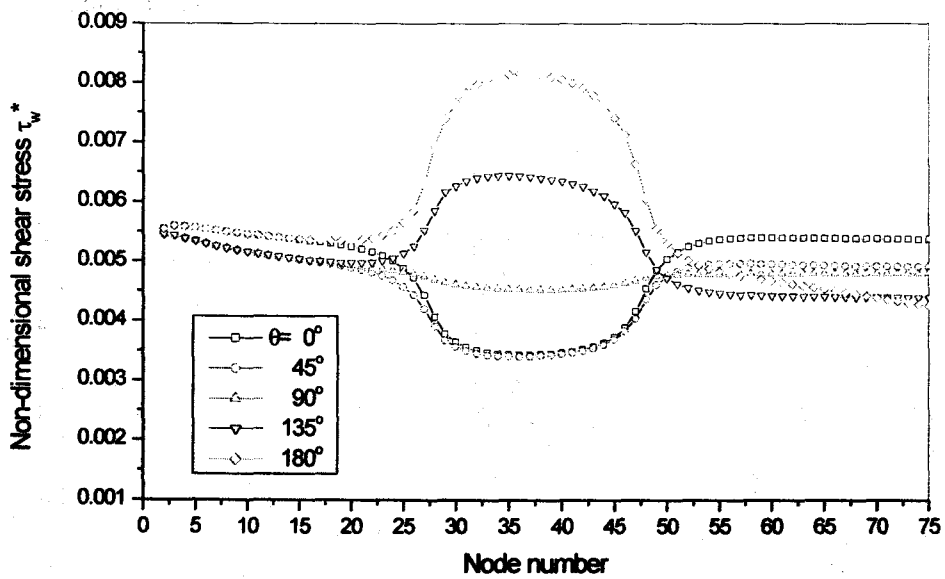
Fig. 6 Non-dimensional circumferential shear stress distributions at the inner wall of the pipes



(b) 120° curved pipe



(a) 90° curved pipe



(b) 120° curved pipe

Fig. 7 Non-dimensional longitudinal shear stress distributions at the inner wall of the pipes

Fig.5, Fig.6 및 Fig.7 은 또한 90° 곡관의 외륜 내벽면에서의 전단응력이 120° 곡관 보다 더 크게 나타나고, 관 내륜과 외륜의 내벽면에서의 최소 및 최대 전단응력이 존재하는 위치가 만곡부의 각도가 커질수록 하류로 이동하여 곡관부 중심단면 위치에 접근함을 보여주고 있다. 이상의 계산결과 및 토의 내용에 비추어 본 연구에서 개발한 수치해석의 방법과 전산코드는 원전의 배관에 대하여 FAC 발생이 잠재한 국소부위의 예측에 유용할 것으로 기대된다.

6. 결론

곡관내의 난류유동을 계산하기 위하여 유한체적법을 사용하는 효과적인 수치해석법이 제시되었다. 동 방법은 관의 복잡한 형상을 다룰 수 있도록 경계적합 비교차 곡선좌표계를 적용하고 계산에서 벽함수와 표준 $k-\epsilon$ 난류 모형을 이용하였다. 예시적인 곡관내 난류 유동의 문제로서 본 연구에서는 90° 및 120° 의 곡관에 대한 난류유동해석을 수행하였다.

계산결과로 얻어진 1 차 및 2 차 유속분포와 관내벽면 상에서의 압력 및 전단응력 분포에 관한 상세 토의가 이루어졌다. 결론적으로 본 수치해석 방법은 곡관에서 고유속이나 국소 난류로 인하여 유동가속부식에 의한 벽감속 열화로 구조적 건전성이 위협 받을 수 있는 국소영역을 예측하는데 효과적으로 이용될 수 있을 것으로 사료된다.

비록 본 논문에서는 한 가지 특별한 경우만을 다루고 있으나 현재의 방법은 복잡하고 다양한 형상의 배관 및 용기들에 대한 층류 및 난류 유동장의 예측에도 그 응용이 확장될 수 있음을 강조해 두고자 한다.

- [1] Eldridge, M., (1995), *1993 and 1994 (Through September) Losses due to Material Failure*, EPRI Report prepared by RCG/Hagler Bailly, Inc.
- [2] Chexal, B., et al. (1996), *Flow-Accelerated Corrosion in power plants*, EPRI TR-106611, Electric Power Research Institute.
- [3] US NRC Bulletin 87-01 (1987), *Thinning of pipe walls in Nuclear Power Plants*.
- [4] US NRC Generic Letter 89-08 (1989), *Erosion/Corrosion-Induced Pipe Wall Thinning*.
- [5] Peric, M., (1985), "A Finite Volume Methods for the Prediction of Three Dimensional Fluid Flow in Complex Ducts," Ph.D. Thesis, Mech. Engineering Dept., Imperial College, London.
- [6] Choi, S. K., Nam, H. Y. and Cho, M. (1995), "Evaluation of a Higher-Order Bounded Scheme: Three-Dimensional Numerical Experiments," *Num. Heat Transfer, Part B, Vol.28*, pp.23-28.
- [7] Jo, J. C., Kim, Y. I. and Choi, S. K., "Heat Transfer Analysis of Thermal Stratification in Piping Connected to Reactor Coolant System.": in *Proceedings of the 1st Korea-Japan Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety*, Paper No. WR-13, pp.191-198, 1998.
- [8] Patankar, S. V. (1980), *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Hemisphere, Washington, DC.
- [9] Rhie, C. M., and Chow, W. L. (1983), "Numerical Study of the Turbulent Flow Past an Airfoil with Trailing Edge Separation," *AIAA J.*, Vol. 21, No. 11, pp. 1525-1532.
- [10] Majumdar, M. (1988), "Role of Under-relaxation in Momentum Interpolation for Calculation of Flow with Non- staggered Grids," *Numerical Heat Transfer, Vol. 13*, pp. 125-132.
- [11] Jo, J. C., and Choi, S. K. (1999), "Development of a Three-Dimensional Thermal-Hydraulic Analysis Code for Thermally Stratified Flow in a Curved Piping System," *Proceedings of the Korean Nuclear Society Spring Meeting, Pohang*.