

(13) 非軸対称初期不整がクーリングタワーの静的挙動に与える影響について

豊橋技術科学大学工学部建設工学系 加藤 史郎

1. まえがき

わが国は四周に海を有し、豊かな海岸線に恵れているためか、発電プラントのタービン復水器の冷却には、海水を利用した一過方式がこれまで採用されてきた。しかし、今日では、発電所の立地難および大量の冷却水確保の困難さに加えて、大量の温排水による熱汚染という新しい問題が生じている。これらの問題を解決する一方法として発電所用大型自然通風クーリングタワーの建設が考えられる。

欧米では、一葉双曲面形状の鉄筋コンクリート造クーリングタワーは既に数十年の歴史があり、その力学的性状に関する研究も多い。特に、Ferrybridge のタワーが1965年、風速約 40 m/sec. の暴風により倒壊してのちは、研究の焦点が振動、座屈性状の検討に向けられてきた。さらに、1973年 Ardeer のタワーの崩壊以後、研究は新たな局面に入ったと言える。つまり、薄肉大規模鉄筋コンクリート造タワーの破壊機構を総合的に分析、研究し、従来の設計示方書に対する再検討が望まれていると言えよう。Ardeer のタワーの破壊の原因については、Kemp と Croll⁽¹⁾ が、その原因の一つに過大な初期不整があると推定し、軸対称初期不整を有するタワーの解析を進め、その応力分布性状を検討している。

そこで、本論文では、さらに初期不整の影響を定量的に検討するため

- (1) 非軸対称初期不整を有するクーリングタワーの静的弾性解析用プログラムの開発
- (2) 自重および水平力を受けるタワーの静力学的性状の検討
- (3) 初期不整の影響に対する理解を一步進める事

に目的を置いた。なお、解析手法として、回転シェル要素による有限要素法を用いた。

2. 基本式の誘導

解析の対象とする回転シェルの幾何形状は、図1に示されその力学的挙動について次の仮定を行った。

- (1) 回転シェルのひずみは微少で、等方弾性体とし、Kirchhoff-Love の仮定が成立する。
- (2) シェルの初期不整は初期変位で表示しうる。

接線方向変位を u, v , 法線方向変位を w , 面内ひずみを $\epsilon_s, \epsilon_\theta, \epsilon_{s\theta}$ および曲げひずみを $\kappa_s, \kappa_\theta, \kappa_{s\theta}$ と表わすと、ひずみ・変位関係式⁽²⁾は次式となる。ただし、 u, v, w に対応するシェルの初期不整を u_I, v_I, w_I で表わす。

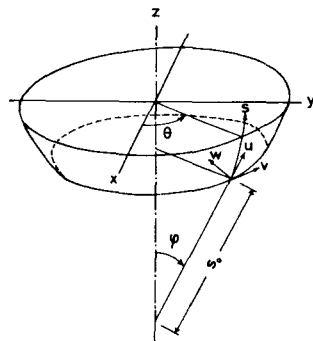


Fig.1 Geometry of a rotational shell

$$\epsilon = (\epsilon_s, \epsilon_\theta, \epsilon_{s\theta}, \kappa_s, \kappa_\theta, \kappa_{s\theta})^T = [L(d) + 1/2 \cdot N(d) + \bar{N}(d, d_I)] \quad (1)$$

ここに d は変位 u, v, w を、 d_I は初期不整 u_I, v_I, w_I を表わし、

$$L(d) = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial s} & 0 & \frac{\partial \varphi}{\partial s} \\ \frac{1}{S_0} & \frac{1}{S_0 \sin \varphi} \frac{\partial}{\partial \theta} & -\frac{\cos \varphi}{S_0 \sin \varphi} \\ \frac{1}{2S_0 \sin \varphi} \frac{\partial}{\partial \theta} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial}{\partial s} - \frac{1}{S_0} \right) & 0 \\ -\frac{\partial \varphi}{\partial s} \frac{\partial}{\partial s} - \frac{\partial^2 \varphi}{\partial s^2} & 0 & \frac{\partial^2}{\partial s^2} \\ -\frac{1}{S_0} \frac{\partial \varphi}{\partial s} & \frac{\cos \varphi}{S_0^2 \sin \varphi} \frac{\partial}{\partial \theta} & \frac{1}{S_0^2 \sin^2 \varphi} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} + \frac{1}{S_0} \frac{\partial}{\partial s} \\ -\left(\frac{3}{4S_0 \sin \varphi} \frac{\partial}{\partial s} + \frac{\cos \varphi}{4S_0^2 \sin^2 \varphi} \right) \frac{\partial}{\partial \theta} & \left(\frac{1}{4} \frac{\partial \varphi}{\partial s} + \frac{3 \cos \varphi}{4S_0 \sin \varphi} \right) \frac{\partial}{\partial s} & \frac{1}{S_0 \sin \varphi} \left(\frac{\partial}{\partial s} - \frac{1}{S_0 \sin \varphi} \right) \frac{\partial}{\partial \theta} \\ & -\left(\frac{3 \cos \varphi}{4S_0^2 \sin \varphi} + \frac{1}{4S_0} \frac{\partial \varphi}{\partial s} \right) & \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$\bar{N}(d, d_I) = \begin{bmatrix} \left(\frac{\partial u}{\partial s} + \frac{\partial \varphi}{\partial s} w \right) \left(\frac{\partial u_I}{\partial s} + \frac{\partial \varphi}{\partial s} w_I \right) + \left(\frac{\partial w}{\partial s} - \frac{\partial \varphi}{\partial s} u \right) \left(\frac{\partial w_I}{\partial s} - \frac{\partial \varphi}{\partial s} u_I \right) \\ \frac{1}{S_0 \sin \varphi} \left(\frac{\partial w}{\partial \theta} + \cos \varphi v \right) \frac{1}{S_0 \sin \varphi} \left(\frac{\partial w_I}{\partial \theta} + \cos \varphi v_I \right) + \frac{1}{S_0 \sin \varphi} \left(\frac{\partial u}{\partial \theta} - \sin \varphi v \right) \frac{1}{S_0 \sin \varphi} \left(\frac{\partial u_I}{\partial \theta} - \sin \varphi v_I \right) \\ + \left\{ \frac{1}{S_0 \sin \varphi} \left(\frac{\partial v}{\partial \theta} - \cos \varphi w \right) + \frac{u}{S_0} \right\} \left\{ \frac{1}{S_0 \sin \varphi} \left(\frac{\partial v_I}{\partial \theta} - \cos \varphi w_I \right) + \frac{u_I}{S_0} \right\} \\ \frac{1}{2} \left\{ \frac{1}{S_0 \sin \varphi} \left(\frac{\partial v}{\partial \theta} - \cos \varphi w \right) + \frac{u}{S_0} \right\} \frac{\partial v_I}{\partial s} + \frac{1}{2} \left\{ \frac{1}{S_0 \sin \varphi} \left(\frac{\partial v_I}{\partial \theta} - \cos \varphi w_I \right) + \frac{u_I}{S_0} \right\} \frac{\partial v}{\partial s} \\ + \frac{1}{2} \frac{1}{S_0 \sin \varphi} \left(\frac{\partial w}{\partial s} - \frac{\partial \varphi}{\partial s} u \right) \left(\frac{\partial w_I}{\partial \theta} + \cos \varphi v_I \right) + \frac{1}{2} \frac{1}{S_0 \sin \varphi} \left(\frac{\partial w_I}{\partial s} - \frac{\partial \varphi}{\partial s} u_I \right) \left(\frac{\partial w}{\partial \theta} + \cos \varphi v \right) \\ + \frac{1}{2} \frac{1}{S_0 \sin \varphi} \left(\frac{\partial u}{\partial s} + \frac{\partial \varphi}{\partial s} w \right) \left(\frac{\partial u_I}{\partial s} - \sin \varphi v_I \right) + \frac{1}{2} \frac{1}{S_0 \sin \varphi} \left(\frac{\partial u_I}{\partial s} + \frac{\partial \varphi}{\partial s} w_I \right) \left(\frac{\partial u}{\partial s} - \sin \varphi v \right) \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$N(d) = \bar{N}(d, d) \quad (4)$$

シェルに生ずる面内応力を $N_s, N_\theta, N_{s\theta}$ および曲げ応力を $M_s, M_\theta, M_{s\theta}$ と表わし、応力・ひずみ関係式を式(5)で仮定する。ただし、 E, ν, t をそれぞれヤング率、ポアソン比、シェル厚とする。応力の正の向きは図2に示す。

$$\begin{aligned} N_s &= \frac{Et}{1-\nu^2} (\epsilon_s + \nu \epsilon_\theta) & N_\theta &= \frac{Et}{1-\nu^2} (\epsilon_\theta + \nu \epsilon_s) & N_{s\theta} &= \frac{Et}{1+\nu} \epsilon_{s\theta} \\ M_s &= \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} (K_s + \nu K_\theta) & M_\theta &= \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} (K_\theta + \nu K_s) & M_{s\theta} &= \frac{Et^3}{12(1+\nu)} K_{s\theta} \end{aligned} \quad (5)$$

したがって、回転シェル全体に蓄積されるひずみエネルギー V_I は次式となる。

$$V_I = \frac{1}{2} \int_0^{2\pi} d\theta \int_S \left\{ L(\bar{d}) + \frac{1}{2} N(\bar{d}) + \bar{N}(\bar{d}, d_I) \right\}^T H \left\{ L(\bar{d}) + \frac{1}{2} N(\bar{d}) + \bar{N}(\bar{d}, d_I) \right\} S_0 \sin \varphi \, dS \quad (6)$$

ただし

$$H = \begin{bmatrix} E_I & 0 \\ 0 & \frac{1}{12} E_I \end{bmatrix} \quad E_I = \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 2(1-\nu) \end{bmatrix} \quad (7)$$

変位 u, v に対応するシェルの単位面積当りの接線方向荷重を p, q および w に対応する法線方向荷重を r とすると外力仕事 V_E は

$$V_E = \int_0^{2\pi} d\theta \int_S (u, v, w) \begin{Bmatrix} p \\ q \\ r \end{Bmatrix} S_0 \sin \varphi \, dS \quad (8)$$

よってポテンシャルエネルギー V は

$$V = V_I - V_E \quad (9)$$

したがって、 u, v, w に対する支配方程式は、

$$\delta V = 0 \quad (10)$$

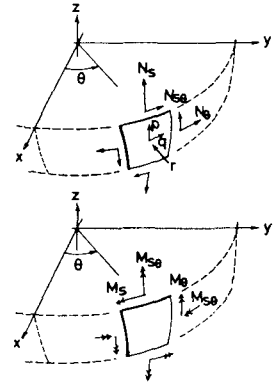


Fig.2 Loads and stresses to a shell element

3. 数値解析手法

式(10)を解くのに Newton-Raphson 法を用いる。荷重 p, q, r 下で変位 u, v, w が生じてつり合っていると考える。 u, v, w の近似解 $\bar{u}, \bar{v}, \bar{w}$ が既知とすれば

$$u = \bar{u} + \Delta u \quad v = \bar{v} + \Delta v \quad w = \bar{w} + \Delta w \quad (11)$$

として、 $\Delta u, \Delta v, \Delta w$ を未知数として求める。 $\Delta u, \Delta v, \Delta w$ を $\Delta \bar{d}$ で、 $\bar{u}, \bar{v}, \bar{w}$ を $\bar{d}$ で表わすと

$$\begin{aligned} V = V_0 &+ \frac{1}{2} \int_0^{2\pi} d\theta \int_S \left\{ L(\Delta \bar{d}) + \bar{N}(\Delta \bar{d}, \bar{d} + d_I) \right\}^T H \left\{ L(\Delta \bar{d}) + \bar{N}(\Delta \bar{d}, \bar{d} + d_I) \right\} S_0 \sin \varphi \, dS \\ &+ \frac{1}{2} \int_0^{2\pi} d\theta \int_S N(\Delta \bar{d})^T \cdot H \cdot \left\{ L(\bar{d}) + \bar{N}(\bar{d}, d_I) + \frac{1}{2} N(\bar{d}) \right\} S_0 \sin \varphi \, dS \\ &+ \int_0^{2\pi} d\theta \int_S \left\{ L(\Delta \bar{d}) + \bar{N}(\Delta \bar{d}, \bar{d} + d_I) \right\}^T \cdot H \cdot \left\{ L(\bar{d}) + \bar{N}(\bar{d}, d_I) + \frac{1}{2} N(\bar{d}) \right\} S_0 \sin \varphi \, dS \\ &- \int_0^{2\pi} d\theta \int_S (\Delta u, \Delta v, \Delta w) \begin{Bmatrix} p \\ q \\ r \end{Bmatrix} S_0 \sin \varphi \, dS + O(\Delta \bar{d}^3) \end{aligned} \quad (12)$$

ここに、 $O(\Delta \bar{d}^3)$ は $\Delta \bar{d}$ について三次以上の微少項であり、 V_0 は次式で示すものである。

$$V_0 = \frac{1}{2} \int_0^{2\pi} d\theta \int_S \left\{ L(\bar{d}) + \bar{N}(\bar{d}, d_I) + \frac{1}{2} N(\bar{d}) \right\}^T \cdot H \left\{ L(\bar{d}) + \bar{N}(\bar{d}, d_I) + \frac{1}{2} N(\bar{d}) \right\} S_0 \sin \varphi \cdot dS$$

$$- \int_0^{2\pi} d\theta \int_S (\bar{u}, \bar{v}, \bar{w}) \cdot \begin{Bmatrix} P \\ Q \\ R \end{Bmatrix} \cdot S_0 \sin \varphi \cdot dS \quad (13)$$

よって、式(10)より、 $\Delta \bar{d}$ に対する基本式が得られる。

$$\delta_\Delta \left[\frac{1}{2} \int_0^{2\pi} d\theta \int_S \left\{ L(\Delta d) + \bar{N}(\Delta d, \bar{d} + d_I) \right\}^T \cdot H \left\{ L(\Delta d) + \bar{N}(\Delta d, \bar{d} + d_I) \right\} S_0 \sin \varphi \cdot dS \right.$$

$$\left. + \frac{1}{2} \int_0^{2\pi} d\theta \int_S N(\Delta d)^T \cdot H \left\{ L(\bar{d}) + \bar{N}(\bar{d}, d_I) + \frac{1}{2} N(\bar{d}) \right\} S_0 \sin \varphi \cdot dS \right.$$

$$= \delta_\Delta \left[- \int_0^{2\pi} d\theta \int_S \left\{ L(\Delta d) + \bar{N}(\Delta d, \bar{d} + d_I) \right\}^T \cdot H \left\{ L(\bar{d}) + \bar{N}(\bar{d}, d_I) + \frac{1}{2} N(\bar{d}) \right\} S_0 \sin \varphi \cdot dS \right.$$

$$\left. + \int_0^{2\pi} d\theta \int_S (\Delta u, \Delta v, \Delta w) \cdot \begin{Bmatrix} P \\ Q \\ R \end{Bmatrix} \cdot S_0 \sin \varphi \cdot dS \right] \quad (14)$$

ただし、 $\delta_\Delta[\dots]$ は $\Delta u, \Delta v, \Delta w$ による変分を示す。 $O(\Delta d^3)$ は微少項として省略した。

式(14)より、 $\Delta u, \Delta v, \Delta w$ が求められ、式(11)より新しい近似解が得られる。十分な精度が得られるまでこの操作を繰返して、解 u, v, w は求められる。

本論文では式(14)を解くのに有限要素法を用いて離散化を行っている。その概略は次のようである。シェルの変位 u, v, w および初期不整が *Fourier* 級数で展開できると仮定する。

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \end{Bmatrix} = \sum_{j=1}^N \begin{Bmatrix} U_j(s) \cdot \cos N_j \theta \\ U_j(s) \cdot \sin N_j \theta \\ W_j(s) \cdot \cos N_j \theta \end{Bmatrix} \quad \begin{Bmatrix} u_I \\ v_I \\ w_I \end{Bmatrix} = \sum_{i=0}^M \begin{Bmatrix} U_{0i}(s) \cdot \cos i \theta \\ U_{0i}(s) \cdot \sin i \theta \\ W_{0i}(s) \cdot \cos i \theta \end{Bmatrix} \quad (15)$$

$$N_j = 0, 1, 2, \dots$$

ここに N は変位 u, v, w を表わすための項数、 M は初期不整を表わすための項数である。 $U_j(s)$, $U_{0j}(s)$, $W_j(s)$ を緯線方向に次の三次多項式で離散化する。

$$\begin{aligned} U_j(s) &= \beta_{1j} + \beta_{2j} \xi + \beta_{3j} \xi^2 + \beta_{4j} \xi^3 \\ U_{0j}(s) &= \beta_{5j} + \beta_{6j} \xi + \beta_{7j} \xi^2 + \beta_{8j} \xi^3 \\ W_j(s) &= \beta_{9j} + \beta_{10j} \xi + \beta_{11j} \xi^2 + \beta_{12j} \xi^3 \\ \xi &= \bar{s}/l \end{aligned} \quad (16)$$

l はシェル要素の弧長、 $\bar{s}$ は要素端からの緯線方向距離である。

4. クーリングタワーの形状および初期不整形状

(4-1) クーリングタワー形状 タワーの形状は図3に示すものであり、座標 Σ での回転半径を f

とすると、回転曲面は次式で与えられる。

$$f = R \sqrt{1 + (z - H_0)^2 / C^2} \quad (17)$$

タワーの「のど」は $H_0 = 113.76 \text{ m}$ 、「のど」半径 $R = 31.78 \text{ m}$ 、頂部半径 $R_t = 33.6 \text{ m}$ 、基礎半径 $R_b = 54.6 \text{ m}$ 、「のど」から頂部迄の高さ $H_t = 27.44 \text{ m}$ （全高 141.2 m ）である。シェル厚は一様で、 $t = 30 \text{ cm}$ （ $R/t = 106$ ）とし、支持柱は含めず、基礎で固定とする。材料は鉄筋コンクリートを想定し、ヤング率 $E = 2.1 \times 10^6 \text{ ton/m}^2$ 、ポアソン比 $\nu = 0.16$ 、単位体積重量 $\gamma_c = 2.4 \text{ ton/m}^3$ である。（4-2）解析に用いた初期不整形は 現実に生ずるであろう初期不整形は *Ardeer* タワーにみられたように、経線、緯線方向とも、かなり複雑となろうが、本論文では図3に示すようなある一定バンド巾 L の内部に対して、3種類の型のきわめて単純化された初期不整形を用いた。1つは軸対称初期不整であり、他の2つは非軸対称初期不整である。初期不整は $Z_0 = 73.76 \text{ m}$ を中心にして、 $\widehat{AB}, \widehat{BC}$ の部分で次式で仮定している。

$$\left. \begin{array}{l} \text{Type 0} \\ \text{(軸対称初期不整)} \end{array} \right\} \begin{array}{l} U_I = -\tilde{W}(z) \tan \varphi \\ U_I = 0 \\ \tilde{W}_I = \tilde{W}(z) \end{array} \quad (18)$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{Type 1} \\ \text{(スエイ型初期不整)} \end{array} \right\} \begin{array}{l} U_I = -\tilde{W}(z) \tan \varphi \cos \theta \\ U_I = 0 \\ \tilde{W}_I = \tilde{W}(z) \cdot \cos \theta \end{array} \quad (19)$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{Type 2} \\ \text{(オバリング型)} \\ \text{(初期不整)} \end{array} \right\} \begin{array}{l} U_I = -\tilde{W}(z) \tan \varphi \cdot \cos 2\theta \\ U_I = 0 \\ \tilde{W}_I = \tilde{W}(z) \cdot \cos 2\theta \end{array} \quad (20)$$

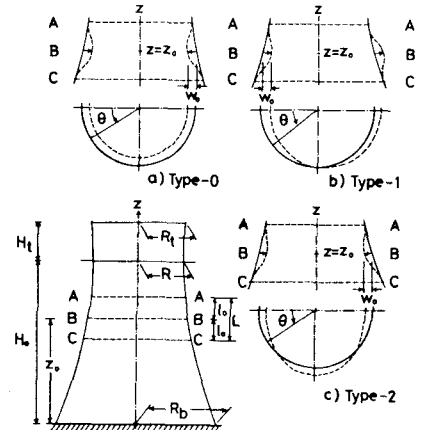


Fig.3 Geometry of a cooling tower and the assumed shapes of geometric imperfections with maximum w_0 in the horizontal plane BB.

$$\text{ただし、}\widehat{AB} \text{ で} \quad \tilde{W}(z) = W \left\{ 1 - 3(z - Z_0)^2 / l_0^2 + 2(z - Z_0)^3 / l_0^3 \right\} \quad (21)$$

$$\widehat{BC} \text{ で} \quad \tilde{W}(z) = W \left\{ 3(z - Z_0 + l_0)^2 / l_0^2 - 2(z - Z_0 + l_0)^3 / l_0^3 \right\} \quad (22)$$

ここに $l_0 = L/2$ で、図3の断面 BB 上の W_0 は次式で表わされ、 $z = Z_0$ での水平方向の初期不整を示す。

$$W_0 = \left[W \sqrt{1 + \tan^2 \varphi} \right]_{z=Z_0} \quad (23)$$

したがって、シェルの水平断面は水平移動したかのような初期不整形形状となっている。

5. 解析結果

(5-1) 自重を受けるクーリングタワーの解析結果 自重時の初期不整の影響を調べるため、前記の各タイプの初期不整を有するタワーの解析を行った。解析に用いた変位は各タイプについて次のように仮定した。

$$\begin{aligned}
 \text{Type 0} \quad \begin{Bmatrix} U \\ V \\ W \end{Bmatrix} &= \begin{Bmatrix} U_0(s) \\ 0 \\ W_0(s) \end{Bmatrix} \\
 \text{Type 1} \quad \begin{Bmatrix} U \\ V \\ W \end{Bmatrix} &= \sum_{j=1}^4 \begin{Bmatrix} U_j(s) \cos N_j \theta \\ U_j(s) \sin N_j \theta \\ W_j(s) \cos N_j \theta \end{Bmatrix} \\
 &N_1=0, N_2=1, N_3=2, N_4=3 \\
 \text{Type 2} \quad \begin{Bmatrix} U \\ V \\ W \end{Bmatrix} &= \sum_{j=1}^4 \begin{Bmatrix} U_j(s) \cos N_j \theta \\ U_j(s) \sin N_j \theta \\ W_j(s) \cos N_j \theta \end{Bmatrix} \\
 &N_1=0, N_2=2, N_3=4, N_4=6
 \end{aligned} \tag{24}$$

図4～5に初期不整バンド巾 $L=10\text{m}$ の場合の各応力の緯線方向分布が示してある。

(5-2) 静的水平地震力を受けるクーリングタワーの解析結果 静的水平震度 $k=0.5$ の水平荷重を受けるタワーの解析を行った。各タイプの初期不整について、変位を次のように仮定した。

$$\begin{aligned}
 \text{Type 0} \quad \begin{Bmatrix} U \\ V \\ W \end{Bmatrix} &= \sum_{j=1}^2 \begin{Bmatrix} U_j(s) \cos N_j \theta \\ U_j(s) \sin N_j \theta \\ W_j(s) \cos N_j \theta \end{Bmatrix} \\
 &N_1=0, N_2=1 \\
 \text{Type 1} \quad \begin{Bmatrix} U \\ V \\ W \end{Bmatrix} &= \sum_{j=1}^4 \begin{Bmatrix} U_j(s) \cos N_j \theta \\ U_j(s) \sin N_j \theta \\ W_j(s) \cos N_j \theta \end{Bmatrix} \\
 &N_1=0, N_2=1, N_3=2, N_4=3 \\
 \text{Type 2} \quad \begin{Bmatrix} U \\ V \\ W \end{Bmatrix} &= \sum_{j=1}^6 \begin{Bmatrix} U_j(s) \cos N_j \theta \\ U_j(s) \sin N_j \theta \\ W_j(s) \cos N_j \theta \end{Bmatrix} \\
 &N_1=0, N_2=1, N_3=2, N_4=3, N_5=4, N_6=5, N_7=6
 \end{aligned} \tag{25}$$

図6に初期不整バンド巾 $L=10\text{m}$ の場合の各応力の緯線方向分布が示してある。

(5-3) 静的風荷重を受けるクーリングタワーの解析結果 風圧時における初期不整の影響を調べるため、次に示す静的風荷重に対して解析を行った。

$$\begin{aligned}
 p=q=0 \quad r &= r_0 \sum_{i=0}^6 C_i \cos i\theta \quad r_0 = 0.12 \sqrt{Z} \text{ ton/m}^2 \quad Z: \text{m} \\
 C_0 &= -0.00071 \quad C_1 = 0.24611 \quad C_2 = 0.62296 \quad C_3 = 0.48833 \\
 C_4 &= 0.10756 \quad C_5 = -0.09575 \quad C_6 = -0.01141
 \end{aligned} \tag{26}$$

解析に用いた変位は、各タイプの初期不整に共通して、次式である。

$$\begin{Bmatrix} U \\ V \\ W \end{Bmatrix} = \sum_{j=1}^7 \begin{Bmatrix} U_j(s) \cos N_j \theta \\ U_j(s) \sin N_j \theta \\ W_j(s) \cos N_j \theta \end{Bmatrix} \quad (27)$$

$$N_1=0, N_2=1, N_3=2, N_4=3, N_5=4, N_6=5, N_7=6$$

図 7～10 に初期不整巾 $L=10$ m の場合の結果が示されている。

6. 結果の考察・結論

図 4～10 から理解できるように、面内応力のうち、 $N_s, N_{s\theta}$ はほとんど影響を受けないものの、がきわめて大きい影響を受ける。 $w_0/l_0=30/500$ 程度の初期不整があると、 N_θ はほぼ N_s と同じオーダーの値となっている。曲げ応力のうちでは、 M_s が比較的大きく影響を受けている。

図 11～12 は初期不整により、どの程度の影響が生ずるかを示したものであり、初期不整のタイプ、あるいは荷重の種類にかかわらず

$$|(N_\theta - N_{\theta 0}) / N_{s0}| = K_m \cdot |w_0 / L| \quad (28)$$

なる比例関係がある事を示している。ただし

N_θ : $Z=Z_0, \theta=0^\circ$ あるいは $\theta=180^\circ$ での初期不整のあるシェルのフープ応力

$N_{\theta 0}$: $Z=Z_0, \theta=0^\circ$ あるいは $\theta=180^\circ$ での初期不整のないシェルのフープ応力

N_{s0} : $Z=Z_0, \theta=0^\circ$ あるいは $\theta=180^\circ$ での初期不整のないシェルの緯線方向面内応力

K_m : 比例定数で、同一の L に対してはほぼ同一の値となる。

また一方、表 1 および 2 は初期不整の緯線方向曲げモーメント M_s への影響を示したものであり、面内応力の場合と同様、初期不整、荷重の種類によらず

$$|(M_s - M_{s0}) / N_{s0} \cdot w_0| = K_b \quad (29)$$

なる関係がある。ただし

M_s : $Z=Z_0, \theta=0^\circ$ あるいは $\theta=180^\circ$ での初期不整のあるシェルの緯線方向曲げ応力

M_{s0} : $Z=Z_0, \theta=0^\circ$ あるいは $\theta=180^\circ$ での初期不整のないシェルの緯線方向曲げ応力

K_b : 比例定数で、同一の L に対してはほぼ同一の値となる。

これらの事から次の事が言えよう。

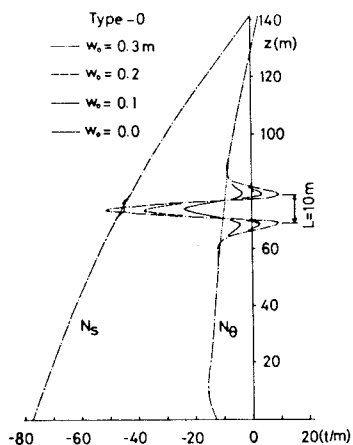


Fig.4-a In-plane stresses N_s and N_θ along the meridian in case of Type-0 imperfection with a band $L=10m$, under the dead load.

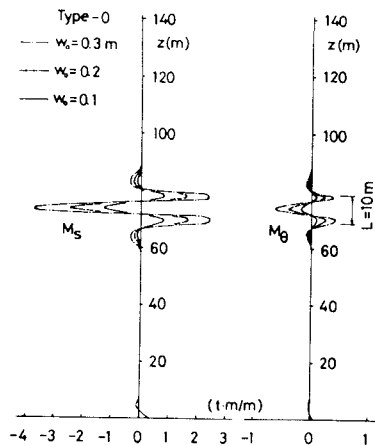


Fig.4-b Bending moments M_s and M_θ along the meridian in case of Type-0 imperfection with a band $L=10m$, under the dead load.

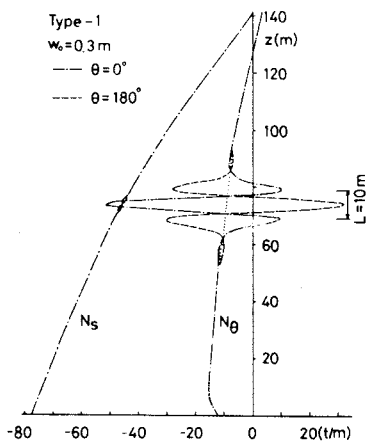


Fig.5-a In-plane stresses N_s and N_θ along the meridian in case of Type-1 imperfection with a band $L=10m$, under the dead load.

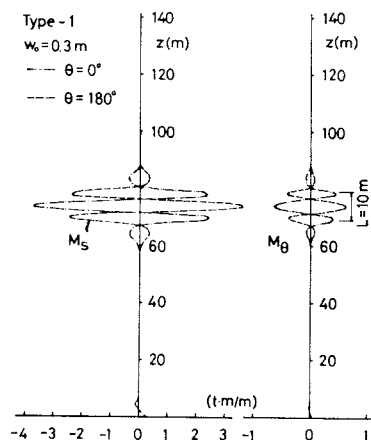


Fig.5-b Bending moments M_s and M_θ along the meridian in case of Type-1 imperfection with a band $L=10m$, under the dead load.

Table.1 The value $k_D = |(M_s - M_{s0}) / N_{s0} \cdot w_0|$ at BB section in case of Type-0 imperfection under the dead load.

		$ w_0 =0.3m$	$ w_0 =0.2m$	$ w_0 =0.1m$
$L=40m$	$w_0 > 0$	0.0058	0.0058	0.0058
	$w_0 < 0$	0.0055	-----	-----
$L=25m$	$w_0 > 0$	0.026	0.026	0.026
	$w_0 < 0$	0.025	-----	-----
$L=20m$	$w_0 > 0$	0.053	0.053	0.053
	$w_0 < 0$	0.052	-----	-----
$L=40m$	$w_0 > 0$	0.27	0.27	0.27
	$w_0 < 0$	0.27	-----	-----

Table.2 The value $k_D = |(M_s - M_{s0}) / N_{s0} \cdot w_0|$ at BB section in case of a band width $L=10m$ under a static seismic lateral load of coefficient $k=0.5$.

$w_0/L=0.03$		Type-0	Type-1	Type-2
$w_0=-0.3m$	$\theta=0$	0.26	0.25	0.25
	$\theta=180$	0.26	0.26	0.25
$w_0=0.3m$	$\theta=0$	0.27	0.27	0.27
	$\theta=180$	0.27	0.25	0.28

- (1) 初期不整の影響を強く受けるものは面内応力 N_θ と曲げ応力 M_S であり、
- (2) 初期不整が軸対称あるいは非軸対称にかかわらず、ほぼその影響は同一となるから、
- (3) 非軸対称初期不整の影響は、軸対称初期不整のあるシェルの解析からほぼ正確に推定できる。

さて、クーリングタワーの実設計では、どの程度の初期不整までが許されるであろうか。⁽⁴⁾ 配筋量存在応力の大きさ等により許容される初期不整の大きさは異なるであろう。そこで、初期不整の影響が鈍感となる範囲を探るため、軸対称初期不整を有する自重時の解析を、種々のパラメータに対して行った。その結果が図13である。同図より、初期不整が最大となっている個所の回転半径 R_0 が大きくなればなるほど、シェル厚 t が薄くなればなるほど N_θ の変化が激しくなる事がわかる。また、同図より

$$\begin{aligned}
 (1) \quad |(N_\theta - N_{\theta 0})/N_{S0}| &\leq 0.2 \quad \text{にするには} \quad |w_0/l_0| \leq 0.17 \sqrt{t/R_0} \\
 (2) \quad |(N_\theta - N_{\theta 0})/N_{S0}| &\leq 0.3 \quad \text{にするには} \quad |w_0/l_0| \leq 0.22 \sqrt{t/R_0} \\
 (3) \quad |(N_\theta - N_{\theta 0})/N_{S0}| &\leq 0.5 \quad \text{にするには} \quad |w_0/l_0| \leq 0.32 \sqrt{t/R_0}
 \end{aligned} \quad (30)$$

と制限すればよい事がわかる。

7. 謝辞

本研究に有益な御意見を戴いた石川島重工・千葉敏郎氏に感謝の意を表します。本計算およびプログラムの開発は昭和52年、53年度文部省科学研究費の一部により、名古屋大学大型計算機センター FACOM 230-70 東京大学大型計算機センター HITAC 8800 を用いて行った。末尾ながら、終始御指導いただきました名古屋大学教授・松岡 理博士に感謝致します。

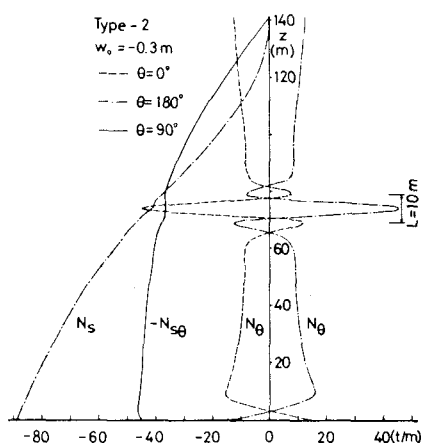


Fig.6-a In-plane stresses N_S , N_θ and $N_{S\theta}$ along the meridian in case of Type-2 imperfection with a band width $L=10\text{m}$, under a static seismic lateral load of coefficient $k=0.5$.

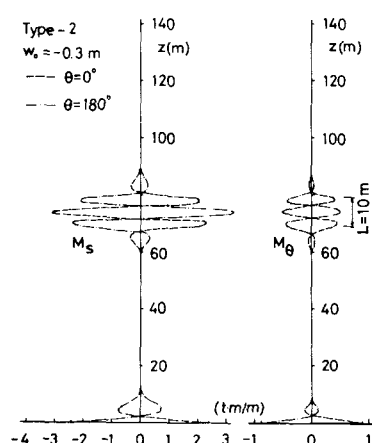


Fig.6-b Bending moments M_S and M_θ along the meridian in case of Type-2 imperfection with a band width $L=10\text{m}$, under a static seismic lateral load of coefficient $k=0.5$.

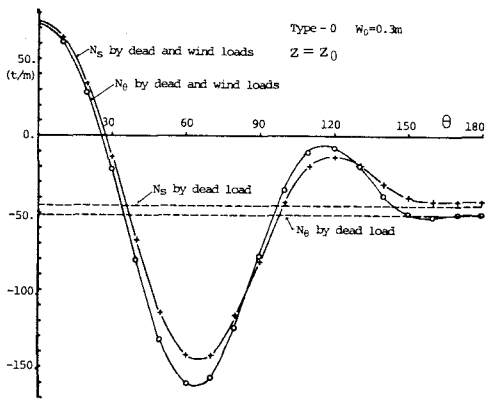


Fig.8 The circumferential distribution of stresses under the dead and wind loads at BB section in case of Type -0 imperfection with $W_0 = 0.3m$, and a band $L = 10m$.

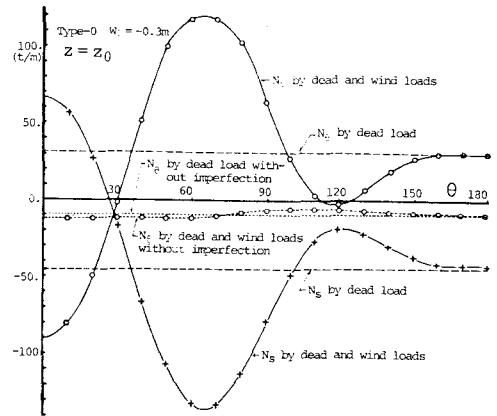


Fig.7 The circumferential distribution of stresses under the dead and wind loads at BB section in case of Type -0 imperfection with $W_0 = -0.3m$ and a band $L = 10m$.

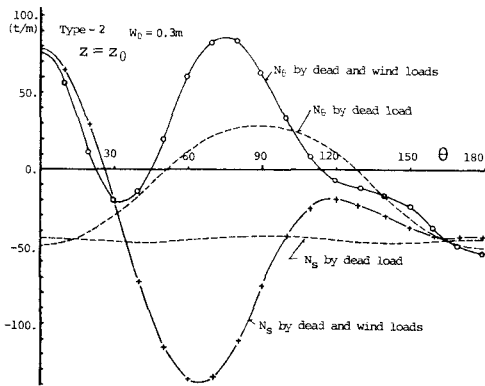


Fig.9 The circumferential distribution of stresses under the dead and wind loads at BB section in case of Type -2 imperfection with $W_0 = 0.3m$, and a band $L = 0.3m$.

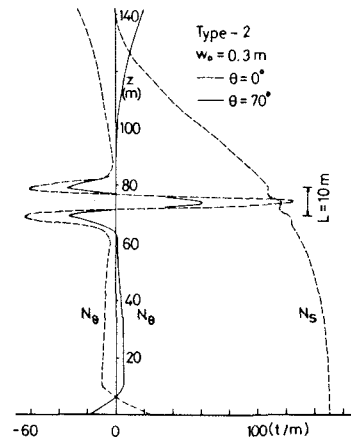


Fig.10 In-plane stresses N_θ and N_ϕ along the meridian in case of Type-2 imperfection with a band $L = 10m$, under the wind load.

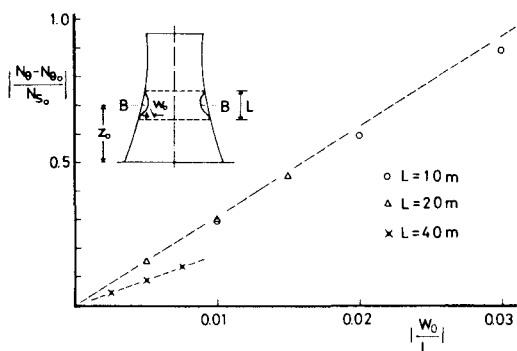


Fig.11 The relation between the deviation of the stress $|(N_{\theta} - N_{\theta 0})/N_{S0}|$ and the symmetric imperfection $|W_0/L|$ (Type-0) at BB section ($z = z_0$) under a static seismic lateral load of coefficient $k = 0.5$. N_{S0} and $N_{\theta 0}$ are the meridional and hoop stresses in case of no imperfection. N_{θ} is the hoop stress with imperfection.

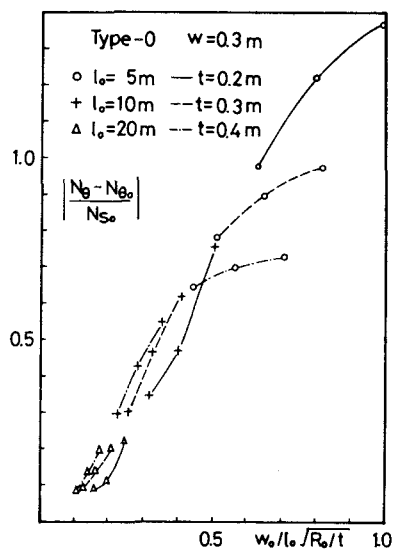


Fig.13 The relation between the deviation of hoop stress and the imperfection at BB section in case of Type-0 imperfection under the dead load. R_0 is the radius of the BB section.

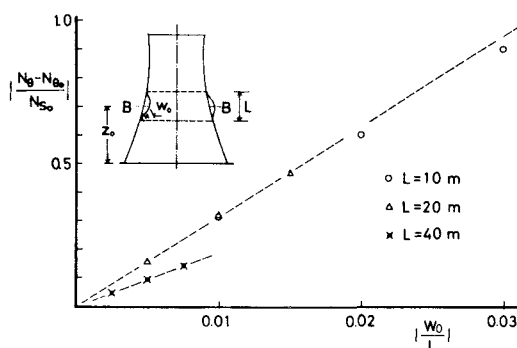


Fig.12 The relation between the deviation of the stress $|(N_{\theta} - N_{\theta 0})/N_{S0}|$ and the asymmetric imperfection $|W_0/L|$ (Type-1) at BB section ($z = z_0$) under the dead load. N_{S0} and $N_{\theta 0}$ are the meridional and hoop stresses in case of no imperfection. N_{θ} is the hoop stress with imperfection.

文 献

- 1 K.O.KEMP and J.G.A.Croll, "The Role of Geometric Imperfections in the Collapse of a Cooling Tower," The Structural Engineer, Jan. 1976, NO.1, Vol.54
- 2 W.T.Koiter, "General Equation of Elastic Stability for Thin Shells," Proc. on Symposium on the Theory of Shells, April, 1966
- 3 ACI-ASCE Committee 334, "Reinforced Concrete Cooling Tower Shells-Practice and Commentary," ACI Journal, Jan. 1977
- 4 BS4485 (Draft), Part 4, Structural Design of Cooling Towers, British Standards Institute, 1973

The Effect of Geometric Antisymmetric Imperfections on the Static Behaviours of Cooling Towers

by Shiro Kato*

Interest in the design method and behaviour of thin hyperbolic shells of one sheet has increased in recent years. Particularly after the collapses of the Ferrybridge towers and the Ardeer tower, the research has been focused on the dynamic behaviour due to wind and the role of the initial imperfections in the collapse mechanism. The latter problem was discussed by K.O.Kemp and J.G.A.Croll who showed the effect of the axisymmetric imperfections of the tower behaviour due to wind, taking the Ardeer tower as a typical example.

The purpose of the present work, then is placed on the three points.

- (1) The development of a computer program to analyse shells revolution with antisymmetric imperfections including nonlinear effects.
- (2) To analyse such shells with antisymmetric imperfections due to dead, static seismic lateral load and particularly due to wind load.
- (3) To estimate both qualitative and quantitative effects of the antisymmetric imperfections as well as axisymmetric ones on the static behaviours of cooling tower shells.

In the present analysis the antisymmetric imperfections as well as axisymmetric ones are assumed to be localized band imperfections within a portion of a tower at some height. The imperfection is treated by Fourier expansion as Eq.(15). The analysis is done for the dead load, seismic and wind loads corresponding to each pattern of the imperfections shown in Fig.(3), ranging from $L=10\text{m}$ to $L=40\text{m}$ with from $w_0 = \pm 10\text{ cm}$ to $w_0 = \pm 30\text{ cm}$. In the analysis of wind load, the load is represented according to the British Standard BS4485 Part 4.

From parametric analysis, the effect of the imperfections to the stresses, particularly, circumferential stress N_θ and meridional bending moment M_s are evaluated. The stresses N_θ and M_s are largely influenced by imperfections and in case of $L=10\text{m}$ and $w_0 = \pm 30\text{ cm}$ with thickness $t=30\text{ cm}$, the circumferential stress N_θ becomes greater than N_s in every load case and the bending moment M_s at the place with the maximum imperfection becomes from two times to five times greater than the maximum circumferential bending moment M_θ due to wind.

The most characteristic result is that the effect of the antisymmetric imperfection is as same as that of the axisymmetric imperfection in qualitative and quantitative sence, if the maximum imperfection w_0 with the same band length L is equal each other, despite of the type of each imperfection. And empirical formula is proposed according to the present analyses to estimate the quantitative effect, which is shown as Eq.(30) and Fig.13.

* Associate Professor, Architecture and Regional Planning, Toyohashi University of Technology, Toyohashi, Japan