

R.C. 휨部材의 L.R.F.D. 信賴性 設計基準에 관한 研究

A Study on LRFD Reliability Based Design Criteria of RC Flexural Members

趙 孝 男*
Cho, Hyo Nam

Abstract

Recent trends in design standards development in some European countries and U.S.A. have encouraged the use of probabilistic limit state design concepts. Reliability based design criteria such as LSD, LRFD, PBLSD, adopted in those advanced countries have the potentials that they afford for symplifying the design process and placing it on a consistent reliability bases for various construction materials. A reliability based design criteria for RC flexural members are proposed in this study.

Lind-Hasofer's invariant second-moment reliability theory is used in the derivation of an algorithmic reliability analysis method as well as an iterative determination of load and resistance factors. In addition, Cornell's Mean First-Order Second Moment Method is employed as a practical tool for the approximate reliability analysis and the derivation of design criteria. Uncertainty measures for flexural resistance and load effects are based on the Ellingwood's approach for the evaluation of uncertainties of loads and resistances.

The implied relative safety levels of RC flexural members designed by the strength design provisions of the current standard code were evaluated using the second moment reliability anaysis method proposed in this study. And then, resistance and load factors corresponding to the target reliability index($\beta=4$) which is considered to be appropriate level of reliability considering our practices are calculated by using the proposed methods. These reliability based factors were compared to those specified by our current ultimate strength design provisions. It was found that the reliability levels of flexural members designed by current code are not appropriate, and the code specified resistance and load factors were considerably different from the reliability based reistance and load factors proposed in this study.

要 旨

최근 歐美 先進諸國에서는 確率的인 概念에 의한 限界狀態設計法을 標準示方書로 導入하는 경향이 높아지고 있다. 이들 先進國에서 채택한 LSD, LRFD, PBLSD 같은 信賴性設計基準은 各種 施工材料에 대한 設計節次를 單純化시킬 뿐만아니라 一貫性있는 信賴性을 갖게 하는 能力을 갖고 있다.

本 研究에서는 RC 휨部材에 대한 이러한 信賴性設計基準을 提案하였다. 이를 위하여 Lind-

* 正會員·陸軍士官學校 副敎授

Hasofer의 不變2次모멘트 信賴性理論에 의해 反復試行的 信賴性解析 및 荷重-抵抗係數 決定 알고리즘을 유도하고, 또한 Cornell의 平均第1階2次모멘트法을 사용하여 近似的으로도 信賴性을 解析하여 設計基準을 決定하도록 하였다. 韃部材의 抵抗 및 荷重效果에 대한 不確實量算定은 Ellingwood의 荷重 및 抵抗不確實量 解析方法을 따랐다.

現行 極限強設計示方書 基準으로 設計되는 R.C. 韃部材의 相對的 意味의 安全性水準을 提案된 2次모멘트信賴性理論에 의해 檢討하였다. 그리고 우리 現實을 고려한 $\beta_0=4$ 를 적절한 目標信賴性指數로 看做하고 이에 대한 抵抗 및 荷重係數를 提案된 方法으로 計算하였으며, 現行 極限強設計基準의 安全率과 이들 計算된 係數를 比較, 分析하였다.

現行 示方書로 設計되는 韃部材의 信賴性 水準은 適切하지 못하며, 現行 示方書에 規定된 抵抗 및 荷重係數는 本研究의 信賴性理論으로 유도한 抵抗 및 荷重係數와 상당히 差異가 있음을 發見할 수 있었다.

1. 序 論

最大荷重과 最少強度의 同時 발생에 대한 安全마아진에 대해 確定的으로 構造物을 設計하는 在來式 設計法에서는 荷重과 構造抵抗에 관련된 모든 變量을 確定量으로 취급하는데 반하여, 信賴性 設計法에서는 荷重 또는 構造抵抗에 관련되는 모든 變量을 確率變數로 모아 이들의 確率分布로부터 計算된 構造物의 破壞確率을 構造信賴性, 즉 構造安全度の 尺度로 하여 確率의 構造物을 設計한다. 이러한 確率的 設計理論에 기초를 둔 信賴性 設計基準(reliability based design criteria)은 엄격한 確率論的 信賴性理論이 아니고, 荷重과 抵抗의 平均과 分散에 의해 構造物의 相對的인 信賴性을 解析하는 第1階 確率理論에 따라 確定的인 設計基準의 形式으로 構造物을 合理的으로 設計하는 理論에 기초를 두고 있다^{(1), (2), (3)}.

현재 先進外國에서는 이러한 信賴性 設計基準을 80年代 設計示方書의 原型(prototype)으로 設定하고, 이미 이를 導入했거나 導入을 위한 檢討가 활발하게 進行 中에 있다.

이 中에 널리 알려진 設計基準으로는 구라과를 中心으로 하는 限界狀態設計法(limit state design: LSD)^{(4), (5), (6)}과 美國을 中心으로 하는 荷重-抵抗係數設計法(load & resistance factor design: LRFD)^{(7), (8)}, 그리고 CEB-FIP와 美國 ANSI에서 導入한 構造材料에 무관한 設計荷重基準인 PBLSD(probability based limit state design)⁽⁹⁾ 등이 있는데 이외에도 캐나다⁽¹⁰⁾와 멕

시코⁽¹¹⁾ 등에서도 이미 信賴性設計基準을 導入하여 使用하고 있다.

本 研究은 이러한 先進諸國의 추세에 따라 우리나라에서도 信賴性設計基準을 導入하기 위한 本格的인 研究에 대비한 첫걸음으로, ACI 設計基準을 모델로한 強度設計法(USD)의 安全率, 즉 減少率과 荷重率을 信賴性設計基準 中에서 全體 安全率(total safety factor)에 따라 ACI 基準과 유사하게 되어 있는 LRFD 信賴性基準에 의해 우리의 現實을 고려하여 調整하는데 目的을 두고, 이를 위하여 現行 USD 基準에 의한 設計의 信賴性을 檢討하기 위한 간단한 信賴性 解析方法과 效率的인 알고리즘을 개발하여 適用한 結果에 따라 現行基準의 問題點을 分析하였다. 또한 우리 現實에 맞는 目標信賴性指數(target reliability index)에 따라 荷重 및 抵抗係數를 決定하는 간편한 方法과 效率的인 알고리즘을 개발, 적용하므로써 現行 示方書의 強度設計 安全率의 改正方向을 제시하였다.

信賴性理論에 관한 本格的인 研究은 50年代에 들어와 Freudenthal⁽¹²⁾의 破壞確率을 構造安全性의 基準으로 하는 古典的인 初期 研究를 始發點으로 하여 지난 30년 사이에 급격하게 발전되어 왔는데, 크게 나누어 보면 Freudenthal⁽¹³⁾, Jao & Yeh⁽¹⁴⁾, Ang-Amin⁽¹⁵⁾, Moses⁽¹⁶⁾ 등을 中心으로 발전된 確率變數의 確率分布를 구하여 數值的으로 構造部材 또는 시스템의 破壞確率을 구하는 古典的이며 理論的인 Level III 方法과, 反面에 破壞確率의 計算은 너무 복잡하고 實際 構造物의 設計에서는 變數의 確率分布와 파라미터

를 알 수 없는 경우가 대부분인지라 적용이 불가능하기 때문에 엄격한 確率理論보다는 상대적인 信賴性基準을 설정하여 이에 대한 構造物의 상대적인 信賴性을 變數의 推定平均과 分散에 의해 解析하는 實用的이며 現代의인 2次모멘트法으로서 Cornell⁽¹⁷⁾, Lind-Hasofer⁽¹⁸⁾, Ang-Amin⁽¹⁹⁾, Ellingwood-Ang⁽²⁰⁾, Benjamin⁽¹⁷⁾ 등에 의해 발전된 Level II 理論으로 大別할 수 있다. 現代의인 信賴性理論인 Level II 理論은 半確率의 確定的 設計法의 形態인 Level I 設計基準의 開發에 應用되어 왔는데, CEB-FIP의 모델示方書⁽⁵⁾ 및 구라파의 LSD 示方書⁽⁶⁾, 美國의 Galambo⁽²¹⁾가 발표한 鋼構造物의 LRFD 設計基準과 Ellingwood의 콘크리트⁽²²⁾, 木構造⁽²⁾, 組積式 構造⁽²⁴⁾에 대한 LRFD 基準⁽⁸⁾, ANSI의 PBLSD⁽⁹⁾設計荷重基準 등이 모두 Level II 理論으로 유도한 Level I 信賴性設計基準이다. 上記한 Level III, II, I 設計理論은 Loporati의 文獻 1에 詳細히 소개되어 있다.

本 研究에서는 Level II 2次모멘트法에 의한 信賴性 解析理論 중에서 Cornell⁽¹⁷⁾의 MFOSM (mean first order-second moment method)을 Galambo⁽⁷⁾가 鋼構造物의 信賴性 設計基準에 적용한 抵抗-荷重의 結果變數에 대한 對數變換모델과, Lind-Hasofer⁽¹⁸⁾의 不變 2次모멘트法인 最少거리法을 Ellingwood⁽⁸⁾, Hanes⁽²⁵⁾ 등이 R.C. 構造의 信賴性基準의 開發에 적용한 抵抗變數의 對數變換모델을 토대로 좀더 간편하고 구체적인 방법으로 信賴性을 解析하고 荷重 및 抵抗係數를 구할 수 있는 효율적인 알고리즘을 개발하였고, 또한 이 알고리즘들은 우리 현실에 적합한 不確實量의 水準에 따라 現行 極限強設計法에 의해 設計된 構部材의 信賴性을 檢討하고 荷重 및 抵抗係數를 결정하는데 적용, 그 結果를 分析考察하였다.

2. 信賴性 解析 및 設計

2.1. 古典理論

理論적으로 部材 혹은 構造시스템의 信賴性 (reliability)은 構造抵抗 $R=f(r_1, r_2, \dots, r_n)$ 과 荷重效果 $S=g(s_1, s_2, \dots, s_m)$ 에 의해 定義되는 어떤 破壞모드에 대한 限界狀態로부터 유도된 破壞確

率(probability of failure)에 기초를 두고 있다. 즉, 構造信賴性 P_r 은 破壞確率의 補確率 $1-P_f$ 이며, 限界狀態의 破壞基準이

$$R < S \quad (\text{또는 } \frac{R}{S} < 1, R - S < 0) \quad (1)$$

일 때

$$P_f = P[R < S] = \int_0^{\infty} F_R(S) f_S(s) ds \dots (2a)$$

$$\text{또는} \quad = \int_0^{\infty} [1 - F_S(r)] f_R(r) dr \dots (2b)$$

$$\text{여기서, } F_R(s) = \int_0^s f_R(r) dr$$

$$F_S(r) = \int_0^r f_S(s) ds = 1 - \int_r^{\infty} f_S(s) ds$$

$f_R(r)$ 과 $f_S(s)$ 는 R 과 S 의 確率密度函數

따라서 P_f 는 式(2)와 같은 Convolution 積分에 의해 구해지며, 基本變數로부터 結合密度函數를 구하여 이에 대한 數值積分 또는 Monte-Carlo simulation 등에 의해 計算된다. 이상과 같은 信賴性解析을 古典의 方法 또는 Level III 理論^{(11), (12)}이라 일컫는데 이 方法은 어디까지나 構造信賴性에 대한 理論的 考察과 實用的 理論的 假定을 檢査하는데 사용되고 있다.

이러한 Level III 理論의 限界를 극복하고 實用的인 信賴性 解析의 技法으로 變數의 確率分布에 無關하며 平均과 分散에 의해서 構造物의 相對的 信賴性을 測定하는 것을 기본으로 하는 소위 Level II 第1階2次모멘트法^{(17), (18)}이 現代的인 理論으로 信賴性設計基準의 開發에 理論的 道具로 使用되고 있다. 그러나 Level II 理論도 一般 構造設計者들이 使用하고 있는 型式으로 되어 있지 않기 때문에 限界狀態方程式의 抵抗 및 荷重變數들을 적절한 安全係數와 公稱값으로 變換시켜 在來의 確定的 設計基準과 유사하게 하여 어느 한 점에 대한 信賴性만을 檢査하도록 되어 있는 소위 Level I 半確率의 理論이 信賴性 設計基準의 모델이 되고 있다⁽¹⁾.

2.2. Level II 二次모멘트法

Level II 理論인 二次모멘트法^{(17), (18)}에는 限界狀態方程式의 破壞基準의 設定에서부터 標準變量, 즉 標準座標界로의 變換方法, 그리고 基本變數 또는 結果變數에 의한 解析技法 등과 이에 따른 線型近似化의 方法 등에 따라 Cornell⁽¹⁷⁾의 MFOSM 또는 Hasofer-Lind⁽¹⁸⁾의 最少거리法 (minimum distance method) 등 그외에도 다양

한 解析技法이 있다⁽¹⁾.

本 研究에서는 結果變數 R, S 로 표현된 限界狀態函數와 對數變換에 기초를 둔 MFOSM 解析 모델과 荷重을 基本荷重의 組合으로 表示한 限界狀態函數에 대해 抵抗단의 對數變換에 의한 不變型最少거리法을 사용하여 解析알고리즘을 유도하였다. 二次모멘트法에 대한 基本概念과 相異한 理論은 Leporati의 文獻 1에 詳述되어 있으므로 여기서는 本 研究에서 引用한 部分만 要約하였다.

限界狀態破壞域의 境界面을

$$g(R, S) = R - S \leq 0 \quad (3)$$

으로 表現할 때 R, S 의 對數變換에 의한 信賴性指數 $\beta = \frac{z}{\sigma_x}$ 는 다음과 같이 유도된다^{(1), (25)}.

$$\beta = \frac{I_n \left[\frac{\bar{R}}{\bar{S}} \sqrt{\frac{1 + \Omega_r^2}{1 + \Omega_s^2}} \right]}{\sqrt{I_n(1 + \Omega_r^2)(1 + \Omega_s^2)}} \approx \frac{I_n \bar{R}}{\sqrt{\bar{\Omega}_R^2 + \Omega_r^2}} \quad (4)$$

그러나, 荷重效果 S 를 死荷重과 活荷重으로 區分하여

$$g(R, S_D, S_L) = R - S_D - S_L \leq 0 \quad \dots\dots(5)$$

와 같이 表現하고, Ellingwood⁽⁸⁾와 같이 抵抗단을 對數變換시켜 式(5)의 $I_n R, S_D, S_L$ 을 標準變量

$$\gamma = \frac{I_n R - \bar{I}_n \bar{R}}{\sigma_{I_n R}}, S_D = \frac{S_D - \bar{S}_D}{\sigma_{S_D}}, S_L = \frac{S_L - \bar{S}_L}{\sigma_{S_L}}$$

으로 바꾼 그림 1의 標準變數 座標界에서 破壞域 $g = (R^*, S_D^*, S_L^*) = 0 \dots\dots(6)$

까지의 最少거리 OP^* 가 信賴性指數 β 이므로 이 最短거리 點 $P^*(R^*, S_D^*, S_L^*)$ 는 $\beta \times$ 測定方向 單位벡터 $(\alpha_R, \alpha_D, \alpha_L)$ 이고 이 單位벡터는 P^* 點에서의 測定方向 單位구배(unit gradient)벡터와 같으므로

$$\alpha_i = \frac{-\left(\frac{\partial g}{\partial U_i}\right)^*}{\sqrt{\sum \left(\frac{\partial g}{\partial U_i}\right)^2}} \quad : U_i = R, S_D, S_L \quad (7)$$

로 되고

$$U_i^* = \beta \alpha_i \quad (8)$$

이므로, 式(6)~(8)로부터 反復試行에 의해 β 를 구할 수 있다^{(1), (8)}.

實際 計算은 $R^* - S_D^* - S_L^*$ 座標界에서 하는 것이 편리하므로

$$R^* = \bar{R} \exp(-\alpha_R \beta \Omega_R) \quad (9a)$$

$$S_D^* = \bar{S}_D (1 + \alpha_D \beta \Omega_{S_D}) \quad (9b)$$

$$S_L^* = \bar{S}_L (1 + \alpha_L \beta \Omega_{S_L}) \quad (9c)$$

이 때 α_i 는

$$\alpha_R = \frac{\phi \sigma_R \frac{\partial g}{\partial R}}{\sqrt{\left(\phi \sigma_R \frac{\partial g}{\partial R}\right)^2 + \sum (-\sigma_{s_i} \frac{\partial g}{\partial s_i})^2}} \quad (10a)$$

$$\alpha_{s_i} = \frac{-\sigma_{s_i} \frac{\partial g}{\partial s_i}}{\sqrt{\left(\phi \sigma_R \frac{\partial g}{\partial R}\right)^2 + \sum (-\sigma_{s_i} \frac{\partial g}{\partial s_i})^2}} \quad (10b)$$

式(9)를 式(5)에 代入하면 限界狀態方程式은

$$\phi \bar{R} = \gamma_D \bar{S}_D + \gamma_L \bar{S}_L \quad (11)$$

여기서,

$$\phi = \exp(-\alpha_R \beta \Omega_R) \quad (12a)$$

$$\gamma_D = 1 + \alpha_D \beta \Omega_{S_D} \quad (12b)$$

$$\gamma_L = 1 + \alpha_L \beta \Omega_{S_L} \quad (12a)$$

따라서 式(9), (10), (11)을 反復試行에 의해 演繹시켜 풀므로써 β 또는 주어진 β_0 와 Ω 에 대응하는 ϕ, γ_i 등을 구할 수 있다.

2.3. 不確實量의 解析

二次모멘트法에 의한 信賴性理論에서는 抵抗 또는 荷重 관련 각종 不確實量의 推定이 가장 중요한 역할을 하고 있고, 이러한 不確實量에는 標本資料와 統計的 解析變動量(δ_x) 외에 推定誤差 또는 모델링誤差, 不確實하거나 不完全한 情報로 인한 誤差(Δx) 등이 있는데 이들을 精確히 推定한다는 것은 불가능하며, 構造工學에서는 엔

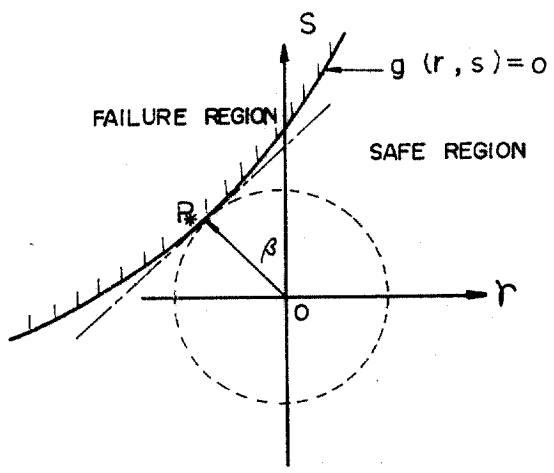


그림 1 β

지니어의 경험과 판단이 推定에 결정적인 役割을 한다.

일반적으로 確率變數 X 의 推定平均 \bar{X} 에 대한 總 不確實量을 變動係數 Ω_x 로 나타낸면, Ang-Cornell⁽¹⁹⁾ 등은 다음과 같이 Ω_x 를 구하도록 하였다.

$$\Omega_x = \sqrt{\delta_x^2 + \Delta_x^2} \quad (13)$$

특히 眞平均 $E(X)$ 를 推定平均 \bar{X} 로 推定하는데 오는 誤差인 Δ_x 는 여러가지 原因으로 나오므로 Δ_x 는 다시 $\Delta_x^2 = \Delta_1^2 + \Delta_2^2 + \dots$ 으로부터 구한다.

一般으로 抵抗 R 과 荷重效果 S 는 여러가지 基本變數의 函數로 되어 있고 따라서 이들 函數를 平均에 대해 Taylor 級數 展開한 線型 統計解析으로부터 다음과 같이 平均과 分散이 구해진다⁽¹⁾.

$$E[X] = g_x(\bar{X}_1, \bar{X}_2, \dots) \quad (14a)$$

$$\sigma_x^2 = \sum \left(\frac{\partial g}{\partial x_i} \right)^2 \sigma_{x_i}^2 +$$

$$\sum_i \sum_j \rho_{ij} \left(\frac{\partial g}{\partial x_i} \right) \left(\frac{\partial g}{\partial x_j} \right) \sigma_{x_i} \sigma_{x_j} \quad (14b)$$

여기서 ρ_{ij} 는 X_i, X_j 의 相關係數인데 실제로는 $\rho_{ij} \approx 0$ 이 되도록 선택한다. 基本變數 X 의 不確實量 外에 抵抗 R 과 荷重效果 S 를 記述하는 數學的 모델 자체가 轉기되어 있기 때문에 이는 다음과 같이 推定 補完한다. 抵抗 R 의 경우⁽²²⁾

$$R = B R_u + \varepsilon \quad (15)$$

여기서, B : 모델 轉기변수

ε : 平均이 零인 誤差量

R_u : 모델化되어 推定된 R

고로

$$\bar{R} = \bar{B} \bar{R}_u \quad (16a)$$

$$\sigma_R^2 = \bar{B}^2 \sigma_{R_u}^2 + \sigma_B^2 \quad (16b)$$

즉, $\bar{R}_u, \sigma_{R_u}^2$ 은 式 (12)의 $E[R], \sigma_R^2$ 과 같다. σ_B^2 의 推定은 통상 實驗値와 理論値를 비교하는 方法과 유사하게 $\sigma_B^2 = \bar{R}_u^2 \sigma^2$ 으로 구하고, \bar{B} 와 σ^2 은 R/R_u 의 比의 平均과 分散으로 推定할 수 있다.

$$\sigma^2 = \text{Var}[R/R_u | R_u = x] \quad (17)$$

따라서,

$$\Omega_R^2 = \Omega_{R_u}^2 + (\sigma/\bar{B})^2 \quad (18)$$

여기서, σ/\bar{B} 는 Ang-Cornell의 Δ_R 項에 해당한다.

荷重效果 S 의 \bar{S}, Ω_s 도 위와 유사하게 할 수 있지만 여기서는 Galambo⁽⁷⁾가 사용한 것과 유사한 方法을 사용하였다. 荷重效果 S_{Ai} 의 確率變數는

$$S_{Ai} = EC_{Ai} A_i \quad (19)$$

여기서, S_{Ai} : 荷重 $A_i(D, L, W, \text{etc})$ 의 荷重效果

C_{Ai} : 荷重 A_i 를 荷重效果 S_i 로 變換시키는 效果를 나타내는 確率變數

E : 解析상의 不確實量을 나타내는 確率變數

이와 같은 경우

$$\bar{S}_{Ai} = \bar{E} \bar{C}_{Ai} \bar{A}_i \quad (20a)$$

$$\Omega_{Ai} = \sqrt{\Omega_E^2 + \Omega_{CAi}^2 + \Omega_{Ai}^2} \quad (20b)$$

따라서 全體 荷重效果 S 의 平均과 分散을 구하고자 하면

$$\bar{S} = \bar{E} \sum \bar{C}_{Ai} \bar{A}_i \quad (21a)$$

$$\Omega_s = \sqrt{\Omega_E^2 + \frac{\sum \bar{C}_{Ai}^2 \bar{A}_i^2 \Omega_{Ai}^2}{(\sum \bar{C}_{Ai} \bar{A}_i)^2}} \quad (21b)$$

3. 不確實量의 算定

3.1. 基本變數의 不確實量

1) 콘크리트强度 f_c .

콘크리트强度의 變動量은 材料의 性質, 믹서의 Q.C., 운반, 치기, 양생 등 여러가지 原因에 의해 달라지는데, 콘크리트의 現場强度 f_c 는

$$f_c = f_c' \cdot \frac{f_{c, \text{cve}}}{f_c'} \cdot \frac{f_{c, \text{core}}}{f_{c, \text{cve}}} \quad (\text{기타계수}) \quad (22)$$

에 의해 구할 수 있으며 Ellingwood⁽²²⁾의 解析結果에 의하면

$$\bar{f}_c = \begin{cases} 0.8f_c' & \text{불량양생} \\ 1.01f_c' & \text{양호한 양생} \end{cases} \quad (23a)$$

$$\Omega_{f_c} = [\delta_{f_c}^2 + \Delta_{f_c}^2] \quad (23b)$$

Ellingwood는 $\Delta_{f_c} = 0.014$ 정도이고, $0.10 \leq \delta_{f_c} \leq 0.15$ 일 때 $0.174 < \Omega_{f_c} < 0.207$ 을 취하였다.

2) 鐵筋의 降伏强度 f_y .

鐵筋의 降伏强度의 變動量은 주로 工場實驗値로부터 결정되는데, 鐵筋의 公稱 및 實際斷面積의 差異, 實驗時의 變形率 速度와 實際變形率 速度의 差異 등도 영향을 미치므로 構造物에서의 鐵筋降伏强度 f_y 는

$$f_y = x_1 f_{y, \text{mit}} - x_2 \quad (24)$$

로 表現 可能하고 여기서 x_1, x_2 는 각각 치수 및 變形率 上昇效果를 나타낸다. 따라서

$$\bar{f}_y = \bar{x}_1 \bar{f}_{y, \text{mit}} - \bar{x}_2 \quad (25a)$$

$$\Omega_{f_y}^2 = \frac{\Delta x_1^2 + \delta_{f_y}^2 + (\bar{x}_2 / \bar{x}_1 \cdot \bar{f}_{y, \text{mit}})^2 \Delta x_2^2}{(1 - \bar{x}_2 / \bar{x}_1 \cdot \bar{f}_{y, \text{mit}})^2} \quad (25b)$$

Ellingwood⁽²²⁾는 $\Delta x_1 = 0.04$, $\delta_{f_y} = 0.09$, $\Delta x_2 = 0.13$, $x_2 = 0.1x_1$ $\bar{f}_{y, \text{mit}}$ 을 사용하여 $\Omega_{f_y} = 0.11$ 로 推定하였다.

3) 部材 值數 및 配筋不確實量

Ellingwood⁽²²⁾는 여러 文獻의 實驗結果를 참고로 하여 斷面值數 關係 變動量으로 鐵筋의 斷面積 A_s 와 部材斷面幅 b 는 무시하고 斷面의 높이 h 의 경우 $\Omega = 0.45/hn$ 을 사용하고 配筋 위치의 영향을 고려한 有效높이 d 의 不確實量 $\Omega_d = 0.68/hn$ 으로 취하였다.

3.2. 抵抗不確實量의 算定

1) 휨 (Flexure)

過少鐵筋보로 적절하게 設計된 R.C 보의 計算 極限휨強度 M_u 는 現行 極限強示方書에 의하면

$$M_u = A_s f_y d \left(1 - 0.59 \frac{A_s}{bd} \cdot \frac{f_y}{f_c} \right) \quad (26)$$

고로

$$\bar{M}_u = \bar{A}_s \bar{f}_y \bar{d} \left(1 - 0.59 \frac{\bar{A}_s}{\bar{b}\bar{d}} \cdot \frac{\bar{f}_y}{\bar{f}_c} \right) \quad (27a)$$

$$\Omega_{M_u}^2 = \frac{[(1 - 1.18\bar{q})^2 \Omega_{f_y}^2 + (0.59\bar{q})^2 \Omega_{f_c}^2 + \Omega_d^2]}{(1 - 0.59\bar{q})^2} \quad (27b)$$

$$\text{이때 } \bar{q} = \frac{\bar{A}_s \bar{f}_y}{\bar{f}_c \cdot \bar{b} \cdot \bar{d}} = \rho \frac{\bar{f}_y}{\bar{f}_c}$$

Ellingwood⁽²²⁾는 $\bar{B} = 1.11$, $\sigma/\bar{B} = 0.07$ 에 의해 $\bar{M} = 1.11\bar{M}_u$, $\Omega_M = [\Omega_{M_u}^2 + (0.07)^2]^{\frac{1}{2}}$ 로부터 \bar{M} Ω_M 을 計算하였고, $\bar{M}/M \approx 1.12$ 로 취하였다.

2) 剪斷 (Shear)

트러스類似理論에 의한 R.C 보의 計算極限剪斷強度 V_u 는 現行 極限強示方書에 의하면

$$V_u = V_c + V_s = v_c \cdot bd + \frac{d}{s} A_v f_y \quad (28a)$$

또는

$$v_u = v_c + \rho_v \cdot f_y \quad (28b)$$

여기서, 균열 발생시의 v_c 는 近似的으로 $0.53\sqrt{\sigma_{ck}}$, $\rho_v = \frac{A_v}{bd}$, A_v , S 는 스티럽의 斷面積 및 간격

剪斷에 대해서는 휨모멘트와 달리 편기변수를 콘크리트와 剪斷鐵筋部分으로 나누어 나타내는 것이 보다 合理的이므로

$$\begin{aligned} V &= \bar{B}_1 V_{cu} + \bar{B}_2 V_{sv} \\ &= \bar{B}_1 v_c b \bar{d} + \bar{B}_2 \frac{d}{s} A_v \bar{f}_y \end{aligned} \quad (29a)$$

$$\sigma_v^2 = \bar{B}_1^2 \sigma_{vc}^2 + \bar{B}_2^2 \sigma_{vs}^2 + \sigma_e^2 \quad (29b)$$

여기서 $\sigma_e^2 = (v_c + \rho_v f_y)^2 \sigma^2$

Ellingwood⁽²²⁾는 $\bar{B}_1 = 1.11$, $\bar{B}_2 = 1.38$, $\Omega_{vc} = \Omega = \Omega_{f_c}$ 로 취하여 $V = 1.11\bar{V}_{cu} + 1.38\bar{V}_{sv}$, $\Omega_v = 0.22$ 로 計算하였고, $V/V' \approx 1.14$ (最少스터립)~1.30(過度스터립)으로 변하므로 $V/V' = 1.18$ 로 취하였다.

3) 荷重 (Loads)

死荷重 D 의 平均 $\bar{D} = D'$ (公稱死荷重)으로 사용할 수 있고, 關係文獻들에 의하면 Ω_D 는 0.06~0.20이므로, Ellingwood⁽²²⁾는 $\Omega_D = 0.1$ 을 사용하였으나 우리나라의 경우 $\Omega_D = 0.15$ 정도가 적절해 보인다.

現在 歐美 先進諸國에서는 活荷重에 대한 統計的인 研究를 활발하게 進行하고 있고 이에 따라 設計活荷重을 制定하고 있으나 우리나라에서는 아직도 여기에 관한 研究가 본격적으로 進行된 바 없고 인근 日本의 資料에 주로 의존하고 있는 실정이다. 따라서 여기서는 活荷重의 不確實量 範圍로 Ellingwood⁽²²⁾가 사용한 ANSI A 58에 규정된 公稱設計活荷重에 대한 規定과 NBS 資料에 의한 Ellingwood의 解析結果를 準用하였다.

4. 部材의 信賴性 解析 및 設計基準

4.1. 信賴性 解析

現行 示方書의 強度設計編에 의해 設計되는 R.C 部材의 휨 및 剪斷에 대한 信賴性의 解析은 근사적으로 MFOSM 法인 式(4)에 3節에서 구한 \bar{M} , Ω_M , \bar{V} , Ω_V 를 代入하므로써 구할 수 있다. 좀더 精確한 方法으로 解析하기 위하여 式(9), (10), (11)을 다음과 같은 計算節次로 反復試行(iteration)하여 구하도록 하였다.

段階 1: 주어진 荷重 및 設計條件에 대해 現行 USD 基準에 의한 斷面算定(\bar{M} , Ω_M , \bar{V} , Ω_V , \bar{S} , Ω , 計算)

段階 2: $R^* = \phi \bar{R}$, $S_i^* = \gamma_i S_i$ 假定 (최초에는 示

方書 ϕ' , γ' 사용) 즉, $\phi = \exp(-\alpha_R \beta \Omega_R)$,

$$\gamma_i = 1 + \alpha_i \beta \Omega_i$$

段階 3: 式(10)에 의해 α_i 計算,

段階 4: 式 (11): $\exp(-\alpha_R \beta \Omega_R) \cdot \bar{R} = \sum (1 + \alpha_i \beta \Omega_i) \bar{S}_i$ 로부터 β 計算

段階 5: $R^* = \phi \bar{R}$, $S_i^* = \gamma_i \bar{S}_i$ 計算 즉, 式 (12)에 의해 ϕ , γ 計算

段階 6: 計算 $R^*(=\phi \bar{R})$, $S_i^*(=\gamma_i \bar{S}_i)$ 와 假定値比較, 現計算 β 와 前사이클 β 와 比較, 相異한 경우 段階 2로 돌아가 수렴시까지 反復.

이 方法에 의해 구하면 β 의 이에 대응하는 ϕ , γ_i 도 동시에 얻어진다.

4. 2. 信賴性設計基準

現行 示方書의 極限強設計編에 의하면, 極限限界狀態에서 設計基準은 死荷重과 鉛直活荷重만을 고려하는 경우

$$\phi' R' \geq 1.5 S_D' + 1.8 S_L' \quad (30)$$

로 되고, ϕ' 는 휨의 경우 $\phi' = 0.9$, 剪斷의 경우 $\phi' = 0.85$ 이고 公稱抵抗強度 R' 는 式(26)과 (28)에 公稱값들을 代入하여 求解된다. S_D' , S_L' 는 각각 公稱設計死荷重, 活荷重에 의한 作用力이다. 이는 ACI 318-63 示方書의 極限強設計編의 規準과 동일한 것으로 이러한 基準에 의한 設計斷面의 信賴性을 前述한 反復試行 方法에 의해 解析한 다음, 그 結果에 의해 우리의 현실을 고려하여 目標信賴性指數를 Ellingwood⁽⁶⁾가 ACI 318-77에 의해 Calibration하여 휨에 대해 $\beta_0 = 3.0$, 剪斷에 대해 $\beta_0 = 3.2$ 로 결정한 것보다 훨씬 높은 $\beta_0 = 4 \sim 5$ 정도를 우리 현실에 적합한 값으로 결정하고 이에 따라 ϕ , γ_i 를 결정하면 LRFD 信賴性設計基準은 式 (11)과 같이

$$\phi \bar{R} \geq \gamma_D \bar{S}_D + \gamma_L \bar{S}_L \quad (11)$$

로 된다. 式 (11)을 強度設計基準式 (30)의 公稱値로 換算하면

$$\phi' = \phi (\bar{R}/R'), \quad \gamma_i' = \gamma_i (\bar{S}_i/S_i')$$

LRFD 設計基準의 抵抗係數 ϕ , 荷重係數 γ_i 는 式 (4)와 같이 R, S 變數의 對數變換을 사용하고 荷重效果를 式 (21)과 같이 표현하는 경우 Galambo⁽⁷⁾가 사용한 $\sqrt{\sum x_i^2} \approx \sum \alpha_i x_i$ 와 같은 線型近似化作業에 의해 다음과 같이 유도된다.

$$\phi = \exp(-\alpha \beta \Omega_R) \quad (31a)$$

$$\gamma_D = \exp(\alpha \beta \Omega_E) [1 + \alpha \beta \sqrt{\Omega_{CAD}^2 + \Omega_D^2}] \quad (31b)$$

$$\gamma_L = \exp(\alpha \beta \Omega_i) [1 + \alpha \beta \sqrt{\Omega_{CAU}^2 + \Omega_L^2}] \quad (31c)$$

여기서 $\alpha = 0.55$ 정도가 最少誤差를 주는 값이다.

本論文에서는 좀더 精確하게 ϕ , γ_D , γ_L 을 결정하는 方法으로 式 (9)~(12)의 反復試行을 다음과 같이 ϕ , γ_D , γ_L 을 계산하기 쉬운 形態로 바꾸어 알고리즘을 유도하였다. 式 (5)를 S_D 에 대해 나누어 쓰면,

$$g(\bar{R}, \bar{S}) = \bar{R}/\bar{S}_D - 1 - \bar{S}_L/\bar{S}_D \quad (32)$$

고로, $\partial g/\partial \bar{R} = 1/\bar{S}_D$, $\partial g/\partial \bar{S}_D = -1/\bar{S}_D$, $\partial g/\partial \bar{S}_L = -1/\bar{S}_D$ 이므로 式 (10)의 α_i 는

$$\alpha_R = \frac{\phi \Omega_R (\bar{R}/\bar{S}_D)}{\sqrt{\phi^2 \Omega_R^2 (\bar{R}/\bar{S}_D)^2 + \Omega_{SD}^2 + \Omega_{SL}^2 (\bar{S}_L/\bar{S}_D)^2}} \quad (33a)$$

$$\alpha_{SD} = \frac{\Omega_{SD}}{\sqrt{\quad}} \quad (33b)$$

$$\alpha_{SL} = \frac{\Omega_{SL} (\bar{S}_L/\bar{S}_D)}{\sqrt{\quad}} \quad (33c)$$

여기서 $\bar{S}_D/\bar{S}_L = L/D$, \bar{R}/\bar{S}_D 는 式(11)로부터

$$\frac{\bar{R}}{\bar{S}_D} = \frac{\gamma_D + L/D \cdot \gamma_L}{\phi} \quad (34)$$

따라서 ϕ , γ_D , γ_L 은 다음과 같은 알고리즘으로부터 求解된다.

段階 1. L/D , Ω_R , Ω_{SD} , Ω_{SL} 과 目標信賴性指數 β_0 에 대해 α_i 假定, ϕ , γ_D , γ_L 計算(또는 ϕ , γ_D , γ_L 직접 假定)

段階 2. \bar{R}/\bar{S}_D 및 α_i 計算

段階 3. ϕ, γ_D, γ_L 計算, 假定 α_i 또는 ϕ, γ_D, γ_L 과 比較. 수렴시까지 反復.

5. 計算 및 考察

本 研究에서 提案한 信賴性 解析과 荷重 및 抵抗係數 決定方法에 의해 現行 極限強設計의 信賴性 水準을 分析하고, 우리 現實을 고려한 目標信賴性指數를 適用한 LRFD 信賴性設計基準의 抵抗 및 荷重係數를 決定하므로써 現行 極限強 示方書의 安全率의 改正方向을 考察하였다.

信賴性 解析을 위한 適用例로 支間 8m인 單鐵筋 RC 單純보를 취하여 $\sigma_{sk} = 210 \text{ kg/cm}^2$, $\sigma_y = 3,500 \text{ kg/cm}^2$, 活荷重 $W_L = 0.5 \sim 2.5 \text{ t/m}$ 에 대해 Ellingwood⁽⁶⁾가 使用한 $\Omega_M = 0.16, 0.13, \Omega_V = 0.22, \Omega_{SD} = 0.1, \Omega_{SL} = 0.26, \bar{M}/M' = 1.12,$

$\bar{V}/V'=1.18$, $\bar{S}_L/S_L'=1.10$ 그리고 荷重 및 抵抗係數 決定을 위한 荷重不確實量으로는 Galambos⁽⁷⁾가 사용한 $\Omega_E=0.05$, $\Omega_{AD}=0.04$, $\Omega_{AL}=0.2$ 를 사용하였다.

上記한 條件에 대하여 式(6)을 사용하여 極限強示方書와 ACI 318-77에 의해 設計되는 斷面의 信賴性指數 β 를 比較 計算한 結果를 表 1에 수록하였다.

表 1. 휨에 대한 β

L/D	Ω_R	現行 USD (1.5D+1.8L)		ACI 318-77 ($u=1.4D+1.7L$)	
		0.16	0.13	0.16	0.13
0.5		3.35248	3.81384	3.0296	3.4465
1		3.11243	3.45280	2.8315	3.1411
1.5		2.94479	3.21968	2.6758	2.9255
2		2.83159	3.06885	2.5779	2.7939

表 1에서 現行 USD의 β 는 2.8~3.8 사이에 있고 ACI 318-77의 β 는 2.5~3.5 사이에 있으며, 荷重크기에 따라서는 β 가 변하지 않지만 L/D에 따라 그리고 Ω_R 값에 따라 상당히 변함을 알 수 있다. L/D와 Ω_R 에 따른 β 값의 변화형태는 그림 2에 表示된 바와 같다. 그림에서 β 는 $\Omega_R=0.13\sim 0.16$ 으로 될 때 0.2~0.3정도 변하고 L/D=0.5~2로 될 때 0.5~0.7 정도로 변함을

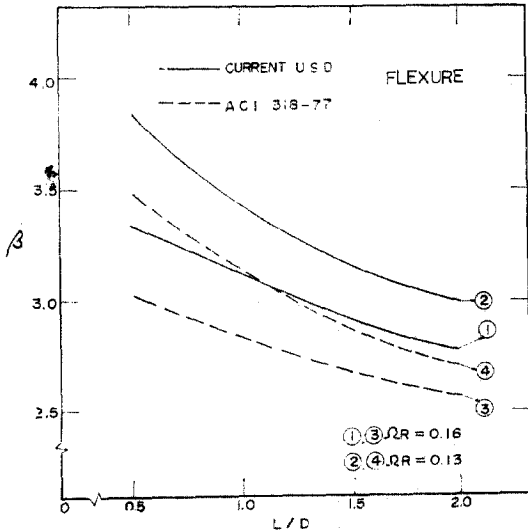


그림 2. L/D에 대한 β 의 변화

보여준다. 한편 現行 示方書의 剪斷에 대한 設計 ($\phi=0.85$)는 表 2에서 보는 바와 같이 $\beta=2.7\sim 5.6$ 범위에서 L/D, 活荷重 크기, 剪斷應力 크기 등에 따라 어떤 관계도 보이지 않고 크게 변하며, 다만 그림 3에 표시한 바와 같이 剪斷應力 τ_v 의 增加에 따라 $\beta=5$ 내외의 最少剪斷補強이 지배하는 부근에서부터 급격히 減少하다가 $\tau_v=11\text{ kg/cm}^2$ 을 지나며 斷剪補強이 最少值 이상 필요한 區間에서는 $\beta=3$ 내외로 됨을 보여준다.

式 (6)의 近似式에 의한 β 값과 좀 더 精確한 反復試行法을 이용한 β 값의 차이를 보여주는 것이 表 3이다. 表 3에서 휨에 대해서는 0.2정도, 剪斷에서는 0.1정도의 차이밖에 보이지 않음을 알 수 있다.

表 2. 剪斷에 대한 β

活荷重	L/D	$\Omega_R=0.22$	活荷重	L/D	$\Omega_R=0.22$
0.5	0.5	4.60103	1.5	0.5	3.09661
	1	5.34508		1	3.96626
	1.5	5.55357		1.5	2.93406
	2	5.62578		2	3.05432
1	0.5	3.09710	2	0.5	3.9658
	1	3.60329		1	2.96484
	1.5	3.84416		1.5	2.85953
	2	3.94907		2	2.78216

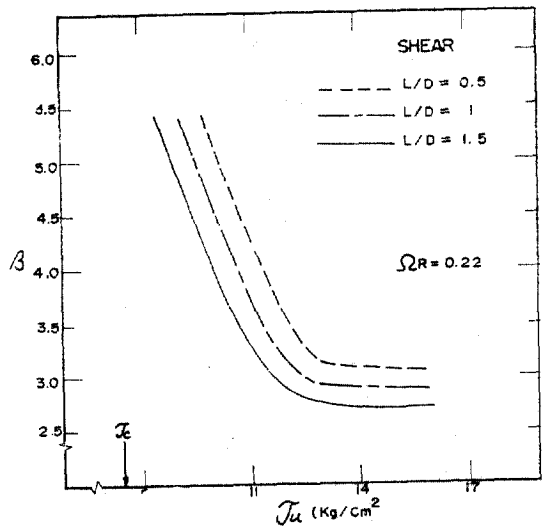


그림 3. τ_v 의 변화에 대한 β

表 3. 近似解와 反復試行解와의 比較 $\beta(W_L'=2t/m)$

L/D	휨		剪 斷	
	근사 값	正解 값	근사 값	正解 값
0.5	3.35218	3.54	3.096	3.20
1	3.08443	3.36	2.964	3.08
1.5	2.94439	3.18	2.859	2.99
2	2.83040	3.02	2.782	2.93

目標信賴性指數 β_0 의 변화에 대한 式 (3)에 의해 근사적으로 計算한 ϕ , γ_i 와 反復試行으로 計算한 ϕ , γ_i 를 表 4에 수록하였다. 表 4에서 ϕ_M 은 近似解의 경우 $\beta_0=3\sim 5$ 에서 0.77~0.64, ϕ_V 은 0.70~0.55, γ_D 로 1.24~1.42, $\gamma_L=1.54\sim$

1.95로 각각 변화하고 正解의 경우 전반적으로 近似解보다 0.1내외로 낮은 값을 보여주고 있음을 알 수 있다. 그림 4는 이와 같은 β_0 에 따른 ϕ , γ_D , γ_L 의 변화를 도해적으로 나타낸 것이다.

또한 反復試行알고리즘은 L/D에 따라 변하므로 L/D에 따른 ϕ , γ_D , γ_L 의 변화를 고찰하기 위해 表 5와 그림 5에 그 結果를 수록하였다. L/D=0.5~2일 때 ϕ_M 은 비교적 민감하지 않고 0.03정도 增加하지만, γ_D 은 0.08정도 減少하며 γ_L 은 0.17정도나 變함을 보여준다. 또한 L/D에 따른 ϕ , γ_D , γ_L 값은 Ellingwood⁽⁸⁾가 計算한 ϕ , γ_D , γ_L 과 일치한 結果를 보여주었다. 上記한 計算結果를 分析, 考察해 보면 다음과 같

表 4. ϕ , γ_D , γ_L 의 近似解와 反復試行解의 比較

β_0	ϕ, γ			近 似 解			正 解 (L/D=2)			近 似 解			正 解		
	ϕ_M	γ_D	γ_L	ϕ_M	γ_D	γ_L	ϕ_M	γ_D	γ_L	ϕ_V	ϕ_V	γ_D	γ_L		
3	0.7679	1.2411	1.5430	0.6930	1.0020	1.4990	0.69559	0.568	1.027	1.396					
3.5	0.7349	1.2845	1.6417	0.6490	1.0390	1.5711	0.65475	0.517	1.031	1.461					
4	0.7032	1.3289	1.7428	0.6051	1.0440	1.6448	0.61631	0.471	1.036	1.527					
4.5	0.6730	1.3742	1.8463	0.5740	1.0490	1.7340	0.58013	0.427	1.040	1.593					
5	0.6440	1.4206	1.9524	0.5341	1.0505	1.7814	0.54607	0.389	1.045	1.659					

表 5. L/D에 대한 ϕ , γ 의 변화($\beta_0=4$)

L/D	ϕ, γ			휨			剪 斷		
	ϕ	γ_D	γ_L	ϕ	γ_D	γ_L			
0.5	0.574	1.1148	1.474	0.443	1.0872	1.325			
1	0.589	1.074	1.5512	0.455	1.0592	1.439			
1.5	0.599	1.054	1.6032	0.464	1.044	1.495			
2	0.605	1.044	1.6448	0.470	1.036	1.527			

은 事實을 발견할 수 있다.

1) 現行 極限強設計法에 의한 設計는 휨의 경우 $\beta=2.8\sim 3.8$, 剪斷의 경우 $\beta=2.7\sim 5.6$ 으로 크게 변하고 있고, 우리의 현실을 고려하면 $\beta=3.5\sim 4.5$ 정도가 적합하므로 信賴性이 剪斷補強이 필요한 보의 경우에는 낮은 것으로 평가된다. 특히, 剪斷補強이 最少剪斷補強 鐵筋 이상인 경우에는 휨보다 信賴性이 낮으므로 이는 휨破壞가 剪斷破壞에 先行되어야 하는 設計概念에도 어긋나는 것이다. 現行 極限強設計는 ACI 318-63 示方書의 安全率을 그대로 사용한 것이므로 ACI 318-63이 一貫性이 없는 信賴性을 주고 剪斷의

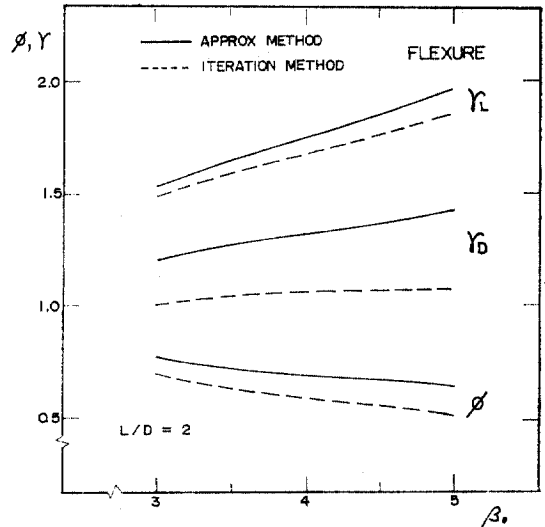


그림 4. β_0 에 대한 ϕ, γ

信賴性이 더 낮다는 Ellingwood⁽⁸⁾의 考察과도 一致한다.

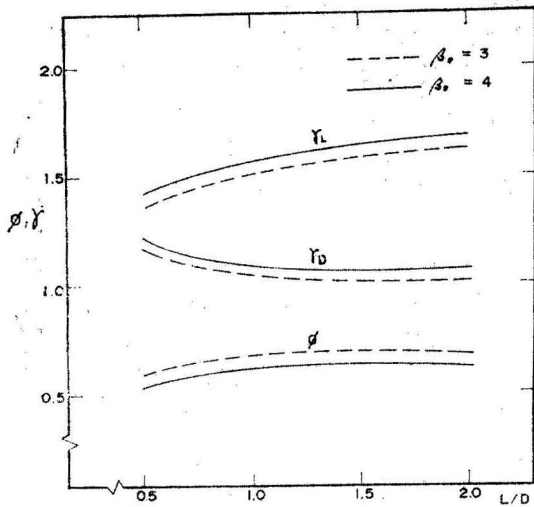


그림 5. L/D에 대한 ϕ, γ

2) 특히, 휨에 대한 β 는荷重의 크기에 무관하지만 L/D 증가에 따라 상당히減少하여 $\beta=2.8$ 정도로 되고, 剪斷에 대한 β 는휨에 대한 斷面算定 結果에 따라 달라지므로 荷重크기, 荷重比 L/D, 發生剪斷應力에 따라 변한다. 특히 剪斷應力の 增加에 따라 剪斷補強이 상당히 필요하게 되는 $\tau_w=11 \text{ kg/cm}^2$ 이상이 될 때까지減少하여 $\beta=2.7$ 정도로 휨을 관찰할 수 있다. 이는 現行 極限強設計의 휨 및 剪斷에 대한 安全率이 不合理함을 뒷받침해 주는 것이다.

3) 表 3에 제시된 信賴性解析의 近似解와 좀더 精確한 反復試行解를 비교해 볼 때, 그 差異는 0.1~0.2 정도에 不過하며 더구나 近似解가 上限值 解를 주므로 近似解에 대한 解析이 바람직하다.

4) 韓國的 現實을 고려할 때 目標信賴性指數는 前述한 바와 같이 불합리한 現行 示方書의 安全率에 의해 calibration 하기 보다는 Ellingwood⁽⁸⁾, Galambo⁽⁹⁾ 등이 ACI, AISC 示方書에 의해 calibration 한 $\beta=3.0$ 보다 높은 $\beta=4.0$ 정도로 취하므로써 우리의 技術水準, QC水準을 반영한 信賴性을 갖는 設計가 되도록 하는 것이 바람직하다고 본다.

5) 따라서 表 4에 수록된 前述한 바와 같은 $\phi_M, \phi_v, \gamma_D, \gamma_L$ 은 β_0 에 따라 크게 변하지만, $\beta_0=4$ 인 경우 $\phi_M=0.70, \phi_v=0.61, \gamma_D=1.33, \gamma_L$

$=1.74$ 인데 이를 公稱抵抗 및 荷重의 個數로 換算하면 휨에 대한

$$\phi_M' = 0.70 \times \left(\frac{\bar{R}}{R} \right) = 0.70 \times 1.12 = 0.78,$$

剪斷에 대한 $\phi_v' = 0.61 \times 1.18 = 0.71, \gamma_D' = 1.33 \times 1.0 = 1.33, \gamma_L' = 1.74 \times 1.1 = 1.91$ 로 現行 $\phi_M' = 0.9', \phi_v = 0.85, \gamma_D = 1.5, \gamma_L = 1.8$ 과는 상당한 차이가 있음을 보여준다.

6) 近似的인 方法에 의해 구한 ϕ, γ_i 와 反復試行方法에 의한 ϕ, γ_i 는 0.2 정도로 상당한 차이를 보이는데 이는 가능한한 反復法의 알고리즘에 의해 抵抗 및 荷重係數를 決定해야 하나 근사해가 上限值를 주므로 近似式을 사용해도 좋다.

7) 그림 5에서 보는 바와 같이 ϕ, γ_L, γ_D 가 L/D에 따라 변하므로 ϕ, γ_D, γ_L 은 Ellingwood⁽⁸⁾나 文獻 (1)에서와 같이 誤差最少化方法에 의해 결정되어야 하겠지만, L/D 발생빈도에 대한 資料가 없으므로 L/D=2.0인 정도가 보다보편적이고 上限值 β 를 주므로 近似的으로 L/D=2.0에 대한 ϕ, γ_D, γ_L 로 한다.

6. 結 論

本 研究에서는 2次 모멘트 信賴性理論에 의한 R.C. 韌部材의 信賴性解析 및 LRFD 設計基準의 實用的인 決定方法을 適用하기 쉬운 형태로 유도한 反復試行 알고리즘과 近似的인 計算方法을 提案하고 Ellingwood가 사용한 不確實量 算定方法을 利用하여 現行 極限強設計基準으로 設計되는 韌部材의 安全性水準을 分析하고, 우리 現實을 고려한 不確實量水準과 目標信賴性指數에 의해 設計基準의 抵抗 및 荷重係數를 결정하므로써 現行 極限強示方書의 安全率의 改正方向을 제시하였다.

研究 內容의 適用結果를 分析, 考察하여 다음과 같은 結論을 얻을 수 있었다.

1) 現行 示方書 極限強設計基準에 의한 韌部材 設計의 安全性水準 즉 信賴性指數는 考察에서 밝힌 바와 같이 一貫性이 없고 적절하지 않으므로 우리 現實을 고려한 信賴性理論에 의한 現行 基準의 調整이 바람직하다.

2) 目標信賴性指數는 우리 現實을 고려하여

$\beta_0=4$ 정도를 適切한 水準으로 設定하는 경우 本研究의 荷重抵抗係數 決定方法에 의해 計算된 公稱值에 대응하는 係數는 $\phi_M=0.8$, $\phi_V=0.7$, $\gamma_D=1.3$, $\gamma_L=1.9$ 로 되며 現行示方書의 安全率을 이와같은 水準으로 調整해야 한다.

3) 本研究에서 提示한 近似的인 信賴性解析 및 設計基準모델은 좀더 精確한 反復試行알고리즘에 비해 전반적으로 0.1~0.2 정도차이의 上限值를 주며, 따라서 R.C. 構造의 信賴性解析 및 設計基準은 荷重-抵抗變數의 對數變換모델을 사용하는 것이 上限值 解를 얻을 수 있는 實用的인 方法이라 할 수 있다.

4) 反復試行알고리즘에 의해 좀더 精確한 方法으로 信賴性基準의 荷重 및 抵抗係數로 결정하는 경우, 係數들이 荷重比에 따라 相當히 變하므로 Level II 理論에 의한 安全率 決定에 보편적으로 사용되는 誤差最少化技法에 의해 係數를 결정하는 것이 바람직하다.

5) 本研究에서 제안한 실용적이며 效果的인 信賴性解析 및 設計基準 開發方法은 기둥, 슬래브 또는 기타 R.C. 構造要素의 信賴性解析 및 設計에 擴張, 適用할 수 있는 方法이다.

參 考 文 獻

1. Leporati, E., "The Assessment of Structural Safety," *Series in Cement & Concrete Research Vol.1, Research Studies Press, 1979.*
2. Haugen, E.B., "Probabilistic Approaches to Design," John Wiley & Sons, Inc., London, 1968.
3. "構造物의 安全性·信賴性", 日本土木學會, 昭和51年 10月
4. "Common Unified Rules For Different Types of Construction and Material," Vol. I, *CEB-FIP International Recommendations 3rd Ed., 1978.*
5. "CEB-FIP Model Code for Concrete Structures," Vol. II, *CEB-FIP International Recommendations, 3rd Ed., 1978.*
6. "Code of Practice for the Structural Use of Concrete," *CP110 Part I, BSI, London, England, 1972.*
7. Ravindra, M.K., and Galambo, T.V., "Load and Resistance Factor Design for Steel." *Jour-*

- nal of Structural Div., ASCE, Vol.104, No.ST 9, Sept. 1978, pp.1337-1363.*
8. Ellingwood, B., "Reliability Based Criteria for Reinforced Concrete Design," *Journal of Structural Div, ASCE, Vol. 105, No. ST4, April, 1979, pp.713-727.*
9. Ellingwood, B., Galambo, T.V., MacGreger, J.G. and Cornell, C.A., "A Probability Based Load Criterion for Structural Design", *Civil Engineering, ASCE, July, 1981, pp.74-76.*
10. Allen, D.E., "Limit States Design- A Probabilistic study," *Canadian Journal of Civil Engineering, Vol.2, No.1, 1976, pp.36-49.*
11. Rosenblueth, E., and Esteva, L., "Reliability Basis for Some Mexican Codes," *SP-31, ACI, Detroit, Mich., 1972, pp. 1-42.*
12. Freudenthal, A.M., "Safety and the Probability of Structural Failure," *Transactions, ASCE Vol.121. 1956, pp.1337-1397.*
13. Freudenthal, A.M., Garrelts, J.M., and Shinozuka, M., "The Analysis of Structural Safety," *Journal of the strural Divison, ASCE, Vol.92, No.ST1, Feb. 1966, pp.267-325.*
14. Yao, J.T.P., and Yeh, H-Y., "Formulation of Structural Reliability," *Journal of the Structural Division, ASCE, Vol.95, No.ST12, Dec. 1969, pp.2611-2620.*
15. Ang, A.H.S. and Amin, M., "Reliability of Structures and Structural Systems," *Journal of the Engineering Mechanics Div., ASCE, Vol. 100, No.EM2, April 1968, pp. 671-691.*
16. Moses, F., "Reliability of Structural Systems," *Journal of the Structural Div., ASCE, Vol. 100, No.ST9, Sept. 1974, pp.1813-1820.*
17. Cornell, C.A., "A Probability-Based Structural Code," *Proceedings of the American Concrete Institute, Vol. 66, No.12, Dec. 1969, pp. 974-985.*
18. Hasofer, A.M. and Lind, N.C., "Exact and Invariant Second-Moment Code Format. *Journal of the Engineering Mechanics Div., ASCE, Vol,100, No.EM1, Feb. 1974, pp.111-121.*
19. Ang, A. H-S., and Cornell, C.A., "Reliability Bases of Structural Safety and Design," *Journal of the Structural Div., ASCE, Vol. 100,*

- No. ST9, Sept. 1974, pp.1755-1769.
20. Ellingwood, B.R. and Ang, A.H.S., "Risk-Based Evaluation of Design Criteria," *Journal of the Structural Div., ASCE, Vol.100, No, ST9, Sept. 1974, pp.1771-1788.*
 21. Galambos, T.V., "Proposed Criteria for Load and Resistance Factor Design of steel Building Structures," RR No. 45, Dept. of Civil Eng., Washington Univ., St. Louis, Mo. May 1976.
 22. Ellingwood, B., "Reliability Basis of Load and Resistance Factors for Reinforced Concrete Design," *NBS Building Science Series 110, U.S. Dept. of Commerce, Feb. 1978.*
 23. Ellingwood, B., "Reliability of wood Structural Elements," *Journal of the Structural Div., ASCE, Vol.107, ST1, Jan. 1981, pp.73-87.*
 24. Ellingwood, B., "Analysis of Reliability for Masonry Structures," *Journal of the Structural Div, ASCE, Vol.107, ST5, May 1981, pp. 713-767.*
 25. Hanes, R.M., "Second-Moment Reliability Analysis of Reinforced Concrete Slabs," *Ph.D. Thesis, Dept. of Civil Eng., Purdue Univ., Aug, 1978.*

(接受: 1981.11.4)