

# 壁體變位에 따른 土留壁의 信賴度 解析

A Reliability Analysis of Rigid Retaining Wall due to the Modes of Wall Movement

蔡 瑛 秀\*  
Chae, Young-Su  
金 龍 弼\*\*  
Kim, Yong-Pil  
宋 容 善\*\*\*  
Song, Yong-Sun

---

---

## Abstract

The safety factor has been used widely and uniquely at present to check the safety of the structure. However, probability of failure would be logically attempted to check the reliability of the structure in future.

Coulomb's theory or Rankine's theory has been applied in practice to retaining earth structure in spite of the fact that the lateral earth pressure, which is the primary factor in the determination of wall structure, depends on the modes of wall movement.

This study is concentrated on the two modes of wall movement (active case rotation about bottom(AB), active case rotation about top(AT)) of the overturning failure of vertical wall with horizontal sand backfill.

The static active earth pressure is determined by applying each of Coulomb's theory, Dubrova's redistribution theory and Chang's method. The earthquake active earth pressure is determined by adding Seed and Whitman's earthquake pressure to the static earth pressure.

On the condition that design variables are fixed with each of the above earth pressure, reliability is analyzed using the recently developed method of AFOSM(Advanced First Order Second Moment)

## 要 旨

現在까지 構造物の 安定을 決定하는 唯一한 方法은 安全率概念이 利用되고 있으나, 最近 이 安全率에 대한 問題點이 提起되어 構造物の 信賴度에 대한 基準으로 破壞確率을 適用시키고자 하는 研究가 活發하게 進行되고 있다.

한편 土留構造물은 壁體의 變位形態에 따라 土圧分布가 달라짐에도 불구하고 實際問題에선 통상 壁體變位를 고려하지 않는 Coulomb 理論이나 Rankine 理論을 利用하고 있는 實情이다.

본 研究에서는 뒤채움이 모래로 水平인 鉛直壁體가 壁體低面을 中心으로 回轉하는 主動(AB)과 頂點을 中心으로 回轉하는 主動(AT) 2 가지 경우를 대상으로 轉倒에 대한 破壞를 다룬다.

同一한 設計條件에 대해서 從來의 Coulomb 理論과 Dubrova 土壓再分布理論, Chang 의 方法으로 求한 靜的 主動土壓과 Seed and Whitmann 의 地震荷重을 重疊시킨 地震 主動土壓을 각각 고려하여 最近에 發展된 AFOSM(Advanced First Order Second Moment)解法으로 信賴度를 解析하여 比較 檢討한다.

---

\* 正會員, 水原大學 助教授

\*\* 正會員, 蔚山工專 副教授

\*\*\* 正會員, 忠南大 博士過程

## 1. 序論

靜的土壓인 경우 變位를 고려한 Dubrova<sup>8)</sup> 土壓再分布理論과 이 Dubrova 理論을 흙의 應力狀態에 根擧를 두고 더욱 發展시킨 Chang<sup>6)</sup>의 方法이 있다. 地震을 고려한 경우 察<sup>1)</sup>가 Seed and Whitman<sup>12)</sup>의 研究에 바탕을 두고 Chang의 概念을 導入하여 地震土壓을 求하는 方法을 提示하였다.

따라서 本 研究에서는 뒤채움이 水平인 鉛直壁體를 대상으로 同一한 設計條件에 대해서 從來의 coulomb 理論과 Dubrova 理論, Chang의 方法으로 구한 靜的土壓에 Seed and Whitman의 地震土壓을 重疊시켜서 最近에 發展된 信賴度 解法인 AFOSM으로 靜的 및 地震土壓 各各에 대해 信賴度 解析結果를 比較 檢討하고자 한다.

## 2. 理論의 背景

### 2.1 Dubrova 土壓再分布理論

뒤채움의 水平인 鉛直壁인 경우 Dubrova<sup>8)</sup>는 Coulomb의 흙쇄기理論의 土壓公式에서 흙의 内部摩擦角  $\phi$  대신  $\phi_0$ 로 나타내어 主動 및 受動狀態가 同時에 表現될 수 있는 식(2.1)을 提案하였다.

$$P = \frac{1}{2} \gamma \sec \delta \left[ \frac{z}{\sec \phi + \sqrt{\tan^2 \phi + \tan \phi \tan \delta}} \right]^2 \quad (2.1)$$

또한 깊이 에 따른 土壓分布를 알기 위해 식(2.1)을 깊이  $z$ 에 대해 微分하여 定理하면

$$\frac{dp}{dz} = \sigma = \frac{\gamma z \cos \phi}{(1 + 1.2 \sin^2 \phi)^2 \cos \delta} \left[ \cos \phi - z \left( \frac{d\phi}{dz} \right) \right] \quad (2.2)$$

여기서  $\phi$ 는 뒤채움 흙이 實際로 발휘되고 있는 内部摩擦角으로서 壁體높이에 따라 比例되는  $0 \leq \phi \leq \phi_0$ 로 假定하였다. 그러나 壁面 摩擦角  $\delta$ 는 壁體 높이에 關係없이 一定한 값으로 보았다.

### 2.2 Chang의 方法

Chang<sup>6)</sup>은 上記의 Dubrova 理論에서  $\phi$ 를 "0"로 간주한 것은 合當치 못하다고 보아 대신에 合理的으로 흙의 應力狀態를 고려한 靜止狀態의 内部摩擦角  $\phi_0$ 로 간주하였다. 또한  $\delta$ 도  $\phi$ 의 函數로 나타내었다.

### 2.3 地震荷重을 고려한 경우

Seed and Whitman<sup>12)</sup>은 Coulomb의 흙쇄기에 地震荷重을 重疊시킨 Mononobe-Okabe 理論을 좀더 實際問題에 利用하기 쉽도록 修正하였다.

### 2.4 信賴度 解析

構造物 設計에 있어서 作用 및 抵抗條件을 各各 S, R이라 하면 舉動函數는 式(2.3)이다.

$$g(R) = R - S \quad (2.3)$$

R 및 S를 確率變數(Random Variables)로 取할 경우에 安定 및 破壞될 條件은 各各  $g(R) > 0$  및  $g(R) < 0$ 이고,  $g(R) = 0$ 이면 設計變數(Design Variables)들이 破壞點에서 발휘되고 있는 限界狀態(Limit State)이다. 여기서 舉動函數를 構成하고 있는 임의의 確率變數  $X_i$ 가 正規分布라면 標準正規分布로 表示한 限界狀態는 式(2.4)와 같다.

$$g \left[ (\sigma_{X_1} X_1' + \mu_{X_1}) \cdots (\sigma_{X_n} X_n' + \mu_{X_n}) \right] = 0 \quad (2.4)$$

여기서  $X_i'$ : 標準正規分布化 設計變數

$\mu_{X_i}, \sigma_{X_i}$ : 正規分布設計變數의 平均 및 標準偏差

$X_i'$  座標係의 原點에서 限界狀態面까지의 距離(D)는 다음과 같다.

$$D = \sqrt{X_1'^2 + X_2'^2 + \cdots + X_n'^2} \quad (2.5)$$

Hasofer and Lind<sup>11)</sup> Shinozuka<sup>13)</sup> 등에 의하여  $g(R) = 0$ 인 面에 D가 最小인 點임이 證明되었으며 이 面에서는 基本設計變數들( $x_1^*$ ,  $x_2^*$ , ...,  $x_n^*$ )은 破壞狀態에 있게 된다.

이 限界狀態面에서의 信賴指數  $\beta$  (Reliability Index)는 式(2.6)과 같이 구해진다.

$$\beta = \frac{-\sum X_i' * \left( \frac{\partial g}{\partial X_i'} \right) *}{\sqrt{\sum \left( \frac{\partial g}{\partial X_i'} \right)^2}} \quad (2.6)$$

여기서,  $X_i' * = -\alpha_i * \beta$  (破壞點의 設計變數) (2.7)

$$\frac{\partial g}{\partial X_i} = \sigma x_i \frac{\partial g}{\partial X} \quad (\text{Gradient Vector}) \quad (2.8)$$

$$\alpha_i * = \frac{(\partial g / \partial X_i') *}{\sqrt{(\partial g / \partial X_i')^2 *}} \quad (2.9)$$

式(2.6)의 信賴指數를 구함에 있어서, 컴퓨터 알고리즘을 Rackwith가 提示했는데 Tang et al<sup>15)</sup>, Fiessler et al<sup>9)</sup>, Ditlevsen<sup>7)</sup>, Ang and Tang<sup>4)</sup>, Smith<sup>14)</sup> 등에 의해 AFOSM으로 發展시켰으며 金<sup>2)</sup>이 BASIC 言語를 사용한 프로그램을 開發하였다.

### 3. 研究方法

#### 3.1 概要

뒤채움이 水平이고 鉛直壁인 경우에 대해서 壁體低面을 中心으로 回轉하는 主動土壓(AB)과 壁體頂點을 中心으로 回轉하는 主動土壓(AT) 2가지를 靜的인 경우 地震을 고려한 경우 各各에 대해 研究한다. AB, AT 모두의 경우 各各 低面 및 頂點이 回轉中心이므로 支持力이나 滑動에 의한 破壞는 일어나지 않는 것으로 假定하고 단지 轉倒에 대한 安定만을 取扱한다. 이때 Coulomb 理論에 의한 경우는 通常의 方法대로 AT, AB를 區分하지 않으며 Dubrova 理論과 Chang의 方法의 경우에는 AT, AB를 따로 區分한다. 地震荷重을 고려하는 경우는 各 靜的土壓에 Seed and Whitman의 方法에 의한 地震荷重을 重疊시킨다. 모멘트를 구하기 위한 작용하는 힘들의 팔길이는 AB인 경우는 壁體低面으로부터의 距離이며, AT인 경우는 壁體頂點으로부터의 距離이다.

#### 3.2 舉動函數 設定

##### 3.2.1 Coulomb理論에 의한 方法

式(2.3)에서 地震荷重을 重疊시킨 抵抗 및 作用모멘트를 Coulomb의 土壓論에 適用시키면 다음과 같다.

$$R = M_R = \frac{1}{2} \gamma_c H T^2 + N_1 P \sin \delta (T) \quad (3.1a)$$

$$S = M_D = N_1 P \cos \delta \left( \frac{H}{3} \right) + N_2 \frac{\gamma H^2}{2} \left( \frac{3}{4} K_h \right) \quad (0.6H) \quad (3.1b)$$

여기서 P : Coulomb의 主動土壓

H, T,  $\gamma_c$  : 壁體의 높이,  $\gamma_c$ , 單位重量

$K_h$  : 水平地震係數

$N_1, N_2$  : 土壓 및 地震公式에 대한 不確實性係數

##### 3.2.2 Dubrova 理論에 의한 方法

式(3.1)에서 土壓 P가 式(2.1)이 되며 AB Mode에서는  $\phi$ 는 式(3.2a)와 같고  $\delta$ 는  $n\phi$ 로 一定한 값을 갖는다. 土壓의 팔길이( $y_i$ )는 뒤채움을 多數의 要素로 分割하여 平行四邊形의 面積近似法을 適用하여 式(3.2b)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\phi = \phi - \frac{\phi Z}{H} \quad (3.2a)$$

$$y_i = i(m-i) \Delta H + \frac{\Delta H}{3} \left( \frac{2\sigma_{i-1} + \sigma_i}{\sigma_{i-1} + \sigma_i} \right) \quad (3.2b)$$

여기서, m, i,  $\Delta H$ ; 各各 分割된 要素의 個數, 番號 및 두께

$\sigma_{i-1}, \sigma_i$ ;  $i-1$ ,  $i$ 번째의 水平應力

AT Mode에서는 AB Mode와 모두 同一하나 地震荷重의 作用位置가 壁體頂點이므로 式(3.1b)에서 0.6H 대신에 0.4H가 되며  $\phi$ 와  $y_i$ 가 式(3.3)과 같이 달라진다.

$$\phi = \frac{\phi Z}{H} \quad (3.3a)$$

$$y_i = (i-1) \Delta H + \frac{\Delta H}{3} \left( \frac{\sigma_{i-1} + 2\sigma_i}{\sigma_{i-1} + \sigma_i} \right) \quad (3.3b)$$

##### 3.2.3 Chang 方法에 의한 方法

Dubrova 方法과 거의 類似하나 다른 點은  $\delta =$

$n\phi$ 이며 AB 및 AT Mode에 대한  $\phi$ 는 각각 (3.4) 및 (3.5)이다.

$$\phi = \phi_0 - \frac{(\phi - \phi_0)}{H} z \quad (3.4)$$

$$\phi = \phi_0 + \frac{(\phi - \phi_0)}{H} z \quad (3.5)$$

여기서  $\phi_0 = \sin^{-1} \left( \frac{\sin \phi}{2 - \sin \phi} \right)$

### 3.3 信賴度 解析方法

#### 3.3.1 入力資料

壁體높이가 一定하고 基本設計變數 T,  $\gamma_c$ ,  $\gamma_t$ ,  $\phi$  및  $K_h$  등은 統計的 獨立이고 正規分布를 하는 確率變數로 取하여 表 3-1과 같이 假定한다.

Table 3-1 : Design Variables Characteristics

Design Variables	mean	C.O.V
T(m)	2.3 to 2.8	0.05
$\gamma_c$ (t/m <sup>3</sup> )	2.4	0.05
$\gamma_t$ (t/m <sup>3</sup> )	1.8	0.08
$\phi$ (deg.)	25 to 35	0.15
3/4k <sub>h</sub>	0.1 to 0.2	0.35
N <sub>1</sub>	1.0	0.10
N <sub>2</sub>	1.0	0.10

表 3-1에서 흙에 대한 資料는 Briand and Tucker<sup>5)</sup>로부터 그리고 地震에 대해서는 蔡<sup>1)</sup>와 Grivas and Saoufies<sup>10)</sup>의 文獻을 參照한 것이다. 특히 N<sub>1</sub>, N<sub>2</sub>는 公式이나 函數에 內包된 不確實性和 random error의 程度를 나타내는 修正係數이다.<sup>3)</sup> 즉, 公式의 誘導나 Modeling 過程에서는 自然狀態를 그대로 表現할 수 없기 때문에 이에 대한 不確實性을 고려한 것이다.

#### 3.3.2 AFOSM을 利用한 信賴度 解析

式(2.6)의 信賴指數는 舉動函數가 線形인 경우에는 簡單히 求해지지만 本 研究에는 非線形이므로 다음과 같은 反復 計算法으로 求한다.

- 1) 基本設計變數들의 初期值를 平均値로 假定
- 2) 各 變數들의 Gradient Vector 入力
- 3) 假定된 破壞點에 대한 Direction Cosine 計算

- 4)  $g(R) = 0$ 를 만족하는 信賴指數( $\beta$ ) 選定
- 5) 새로운 破壞點으로 轉換
- 6)  $\beta$ 가 收斂될 때까지 1)~5)의 反復  
여기서는 過程2)의 Gradient Vector를 일일이 入力시키는 作業이 重要하다.

### 4. 信賴度 解析結果 및 考察

一例로서 Dubrova에 의한 地震荷重을 고려한 AT Mode에 대해서  $H = 6m$ ,  $T = 2.5m$ ,  $\phi = 30^\circ$ ,  $\delta = \frac{1}{2}\phi$ ,  $K_h = 0.10$ 인 경우의 抵抗 및 作用모멘트를 確定論的 方法으로 計算하면 各 各 51.32t-m 및 33.53t-m로서 安全率(Fs)이 1.530이다. 따라서 通常 安定된 狀態로 評價된다. 그러나 表3-1과 같은 資料를 利用하여 信賴度를 解析하면 表4-1과 같은 結果를 얻는다.

表4-1에서 보는 바와 같이 破壞確率が 4.0%이므로 安定狀態로 評價하기에는 너무 위험 측에 속한 값이다. 다른 경우에서도 表4-1과 같은 要領으로 求한 結果를 比較 檢討한다.

#### 4.1 靜的인 경우

$H = 6m$ ,  $T = 2.5m$ 의 鉛直壁體에 뒤채움 흙의  $\phi$ 값에 따른 各 土壓理論에 의해 計算된 安全率(Fs), 信賴指數( $\beta$ ) 및 破壞確率( $P_F$ , %)는 表4-2이며,  $\phi - \beta$ 의 關係를 그림으로 나타낸 것이 그림 4-1이다.

表4-2와 그림 4-1에서 보는 바와 같이 모는 경우  $\phi$ 가 커짐에 따라 安全度가 커지지만 各 土壓理論의 Mode에 따른 安全値는 매우 큰 差異가 있음을 알 수 있고, Chang AT Mode인 경우가 가장 不安하다. 한편 AB Mode인 경우는 Dubrova 理論에 의한 結果가 AT Mode인 경우는 Chang 方法에 의한 結果가 가장 信賴度가 낮음을 알 수 있다. 이와 같은 原因은 AB인 경우 Dubrova 理論에 의한 土壓이 가장 크기 때문이고, AT인 경우 壁體 頂點으로부터의 모멘트 팔길이가 Chang의 경우에서 가장 크기 때문이다. (蔡<sup>1)</sup> 參照) 그래서 從來의 Coulomb 土壓理論에 의한 結果가 安全할지라도 Dubrova 土壓理論이나 Chang 方法에 의한 結果는

Table 4-1. Reliability Analysis using <AFOSM>

DESIGN VARIABLE NAME	ASSUMED VARIABLE POINT	GRADIENT VECTOR	DIRECTION COSINE	NEW FAILURE POINT	INCREMENT (%)	SENSITIVITY		
1) T	(M)	2.5	4.81594993	.621662416	2.5 (+)	.0777078019	0	0
2) RC	(T/M3)	2.4	2.25	.290439157	2.4 (+)	.0348526988	0	0
3) RR	(T/M3)	1.8	-2.17707977	-.281026316	1.8 (+)	-.0404677896	0	0
4) PAI	(RAD)	.5236	4.39020439	.566705448	.5236 (+)	.0445090459	0	0
5) N1	(...)	1	-2.48806971	-.321170164	1 (+)	-.0321170164	0	0
6) KH	(...)	.1	-1.22472	-.158091842	.1 (+)	-8.23982169E-03	0	0
7) N2	(...)	1	-.23328	-.0301127318	1 (+)	-3.01127318E-03	0	0

- 1) ITERATION NO. (S1) : 1  
 2) DRIVING MOMENT (MD) : 33.5324957 T-M  
 3) RESISTING MOMENT (MR) : 51.3189986 T-M  
 4) FACTOR OF SAFETY (FS) : 1.53042586  
 5) RELI'Y INDEX & PROB. (RI) : 1.763 (96.1012198 %)  
 6) PROBABILITY OF FAILURE (PF) : 3.8987802 (%)

1) T	(M)	2.36300115	4.4981898	.543214521	2.5 (+)	.0679018151	-5.47995419	.352616231
2) RC	(T/M3)	2.33855469	2.01015879	.242752639	2.4 (+)	.0291303167	-2.56022117	.164741439
3) RR	(T/M3)	1.87134471	-3.01465003	-.364057931	1.8 (+)	-.0524243421	3.96359518	-.159402335
4) PAI	(RAD)	.445130552	4.65142022	.561719073	.5236 (+)	.044117416	-14.9865256	.321443817
5) N1	(...)	1.0566223	-3.44322007	-.415813299	1 (+)	-.0415813299	5.66222999	-.182172526
6) KH	(...)	.114632586	-1.28002254	-.154579255	.1 (+)	-8.11541089E-03	14.6325856	-.08967206
7) N2	(...)	1.00530887	-.27801414	-.0335737984	1 (+)	-3.35737985E-03	.530887442	-.0170803924

- 1) ITERATION NO. (S1) : 2  
 2) DRIVING MOMENT (MD) : 45.8627819 T-M  
 3) RESISTING MOMENT (MR) : 45.8599355 T-M  
 4) FACTOR OF SAFETY (FS) : .999937938  
 5) RELI'Y INDEX & PROB. (RI) : 1.751 (95.9989464 %)  
 6) PROBABILITY OF FAILURE (PF) : 4.00105357 (%)

1) T	(M)	2.38110392	4.55790308	.541767418	2.5 (+)	.0677209273	-4.75584314	.310231023
2) RC	(T/M3)	2.34899282	2.04107612	.242609051	2.4 (+)	.0291130861	-2.12529935	.138636573
3) RR	(T/M3)	1.89179502	-3.041258	-.361493973	1.8 (+)	-.0520551322	5.0997235	-.207914295
4) PAI	(RAD)	.446350404	4.78026119	.568197638	.5236 (+)	.0446262425	-14.7535514	.320799014
5) N1	(...)	-1.07280891	-3.46173448	-.411473197	1 (+)	-.0411473197	7.28089088	-.237471901
6) KH	(...)	.114210084	-1.29474436	-.153897592	.1 (+)	-8.07962357E-03	14.2100844	-.0882805569
7) N2	(...)	1.00587877	-.280016442	-.0332836794	1 (+)	-3.32836794E-03	.587877212	-.0191740711

- 1) ITERATION NO. (S1) : 3  
 2) DRIVING MOMENT (MD) : 46.8692633 T-M  
 3) RESISTING MOMENT (MR) : 46.8687843 T-M  
 4) FACTOR OF SAFETY (FS) : .99998978  
 5) RELI'Y INDEX & PROB. (RI) : 1.75 (95.9903262 %)  
 6) PROBABILITY OF FAILURE (PF) : 4.00967386 (%)

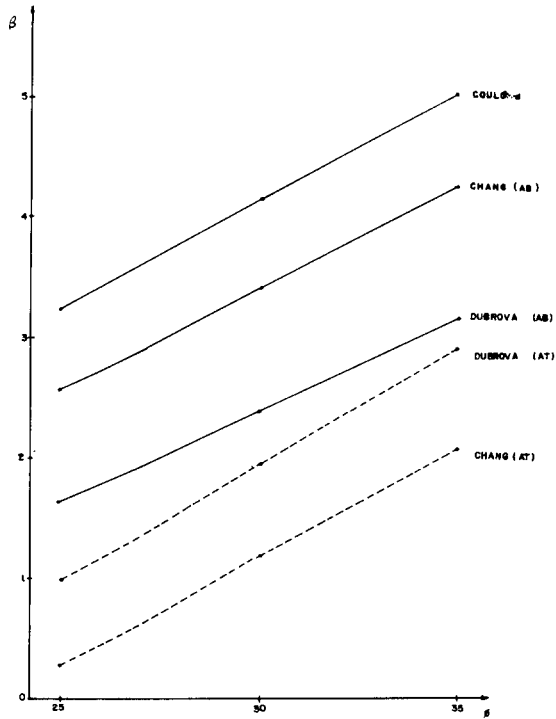


Fig. 4-1 . Relation between  $\phi$  and  $\beta$

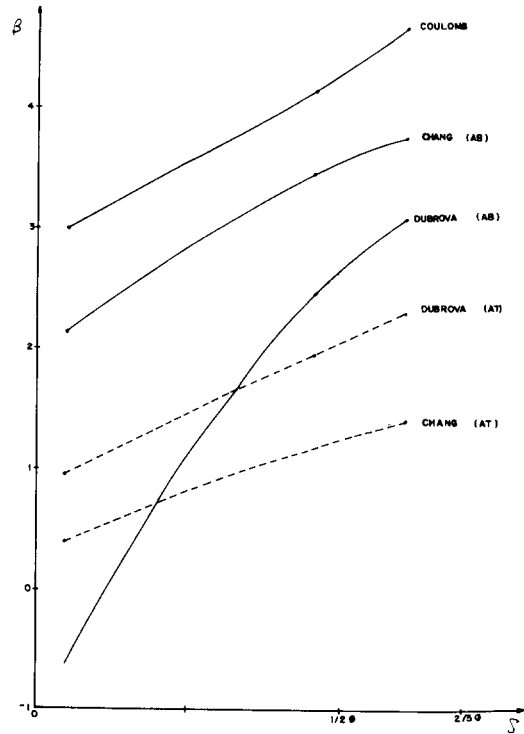


Fig.4-2 . Relation between  $\delta$  and  $\beta$

Table 4-2 :  $F_s$ ,  $\beta$ ,  $P_F$  Values according to  $\phi$  ( $\delta = \phi/2$ )

Mode	$\phi$ $F_s, \beta, P_F$	25°			30°			35°		
		$F_s$	$\beta$	$P_F$	$F_s$	$\beta$	$P_F$	$F_s$	$\beta$	$P_F$
Coulomb		2.213	3.261	0.06	2.720	4.160	0.0016	3.353	5.050	$1.81 \times 10^{-5}$
Dubrova	AB	1.314	1.650	4.95	1.468	2.400	0.82	1.634	3.150	0.08
	AT	1.280	1.010	15.63	1.645	1.970	2.45	2.144	2.910	0.18
Chang	AB	1.659	2.580	0.50	1.981	3.420	0.03	2.381	4.260	0.001
	AT	1.070	0.290	38.63	1.328	1.191	11.69	1.656	2.080	1.88

매우 不安全함을 알 수 있다. 한편 앞과 같은 壁體에 뒤채움 흙의  $\phi$ 가 30°인 경우  $\delta$ 의 크기에 따른 結果는 表4-3이다. 表4-3의  $\delta$ - $\beta$  關係를 나타내면 그림 4-2이다.

表4-3, 그림 4-2로부터  $\delta$ 가 커질수록  $\beta$ 가 커짐을 알 수 있는데 이와 같은 現象은 모든 경우 거의 類似하지만 Dubrova AB인 경우가 가장 顯著한데 이는 壁體 低面에서의 土壓應力이 매우 크고  $\delta$ 를 一定하게 봄에 따라 抵抗모멘트가 크게 發揮되기 때문인 것으로 思料된다.

같은 方法으로 壁體 巾 T의 크기에 따른  $F_s$ ,  $\beta$ ,  $P_F$ 의 變化를 구해보면 表4-4, 그림 4-3이다.

역시 T의 크기에 따른 安全度도 各各의 理論에 따른 結果가 약간씩 差異는 있지만 豫想되는 바와 같이 거의 比例해서 커진다.

#### 4.2 地震荷重을 고려하는 경우

靜的인 경우와 같은 壁體를 對象으로  $K_h$ 의 크기에 따른  $F_s$ ,  $\beta$ ,  $P_F$ 의 變化를 나타내면

Table 4-3:  $F_s$ ,  $\beta$ ,  $P_F$  Values according to  $\delta$  ( $\phi=30^\circ$ )

$\delta$ Mode $F_s, \beta, P_F$		$0^\circ$			$1/2\phi$			$2/3\phi$		
		$F_s$	$\beta$	$P_F$	$F_s$	$\beta$	$P_F$	$F_s$	$\beta$	$P_F$
Coulomb		2,083	3,040	0.12	2,720	4,160	0.0016	2,941	4,430	0.0005
Dubrova	AB	0.887	-0.690	75.49	1.468	2.400	0.82	1.684	3.090	0.10
	AT	1.276	0.942	17.31	1.645	1.970	2.45	1.775	2.261	1.19
Chang	AB	1.529	2.150	1.58	1.981	3.420	0.03	2.133	3.740	0.01
	AT	1.104	0.418	33.80	1.328	1.191	11.69	1.403	1.420	7.78

Table 4-4:  $F_s$ ,  $\beta, P_F$  Values according to  $T$  ( $\phi=30^\circ, \delta=\phi/2$ )

$T$ Mode $F_s, \beta, P_F$		2.3			2.5			2.8		
		$F_s$	$\beta$	$P_F$	$F_s$	$\beta$	$P_F$	$F_s$	$\beta$	$P_F$
Coulomb		2.327	3.480	0.03	2.720	4.160	0.0016	3.367	5.073	$1.6 \times 10^{-5}$
Dubrova	AB	1.278	1.510	6.56	1.468	2.400	0.82	1.777	3.650	0.01
	AT	1.407	1.320	9.34	1.645	1.970	2.45	2.036	2.950	0.18
Chang	AB	1.696	2.580	0.50	1.981	3.420	0.03	2.449	4.620	0.0002
	AT	1.133	0.516	30.29	1.328	1.191	11.69	1.648	2.170	1.50

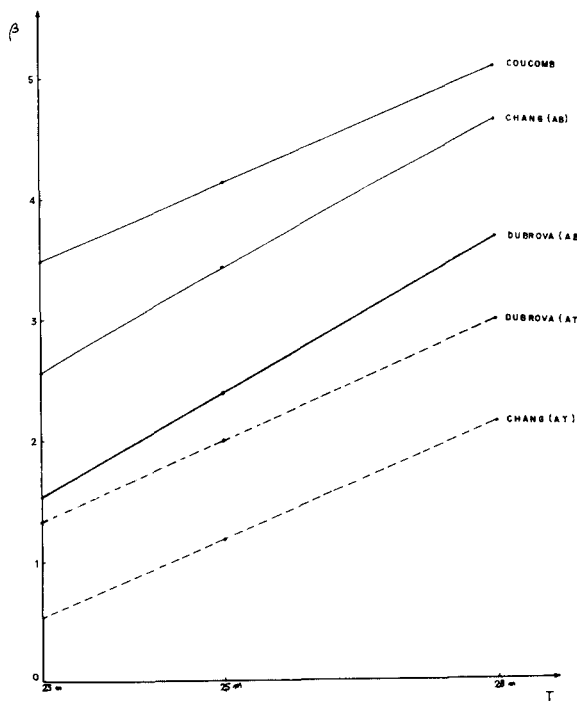


Fig.4-3. Relation between  $T$  and  $\beta$

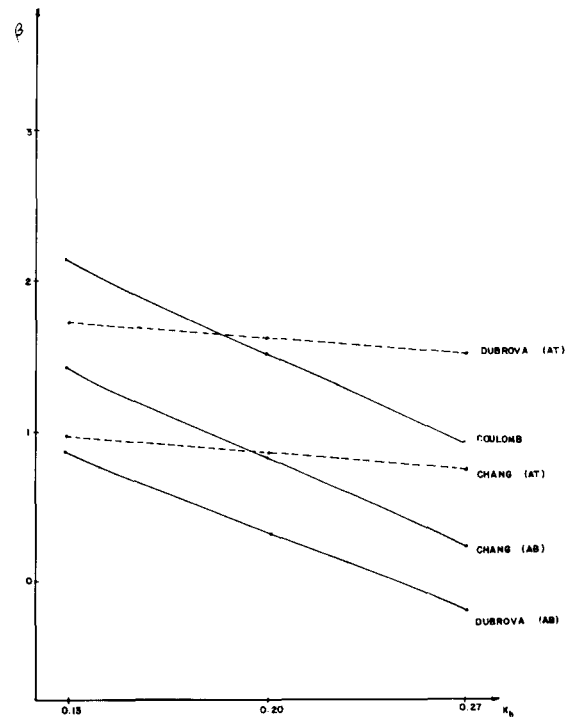


Fig.4-4. Relation between  $K_b$  and  $\beta$

Table 4-5 :  $F_s$ ,  $\beta$ ,  $P_F$  Values according to  $K_h$  ( $\phi = 30^\circ$ ,  $\delta = \phi/2$ )

Mode	$3/4 K_h$ $F_s, \beta, P_F$	0.10			0.15			0.20		
		$F_s$	$\beta$	$P_F$	$F_s$	$\beta$	$P_F$	$F_s$	$\beta$	$P_F$
Coulomb		1.681	2.150	1.58	1.411	1.533	6.27	1.216	0.924	17.78
Dubrova	AB	1.168	0.873	19.13	1.060	0.340	36.69	0.970	0.183	57.26
	AT	1.530	1.750	4.00	1.479	1.640	5.05	1.431	1.530	6.30
Chang	AB	1.372	1.420	7.78	1.189	0.830	20.33	1.049	0.240	40.52
	AT	1.250	0.970	16.60	1.215	0.860	19.49	1.181	0.750	22.66

表4-5와 그림4-4이다.

表4-5, 그림4-4에서와 같이 地震荷重이 클수록 比例해서  $\beta$ 가 작아짐은 당연한 結果이며 같은 條件의 壁體가 靜的인 경우 상당히 安定되었다 할지라도 地震荷重이 있는 경우 매우 不安定해진다. AT Mode인 경우  $\beta$ 값이  $K_h$ 크기에 따라 影響이 적은 점이 특이한데 이는 壁體 頂點으로부터 地震荷重이 作用하는 팔길이 가 작기 때문이다.

靜的인 경우, 地震荷重을 고려하는 경우 모

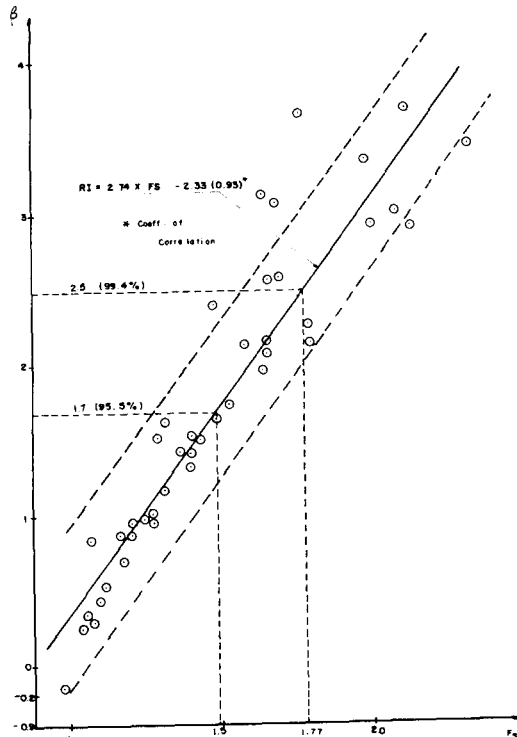


Fig. 4-5. Relation between  $F_s$  and  $\beta$

두에서 表4-2~表4-5를 參照하면 특이한 點은 Dubrova AB인 경우만이  $F_s$ 이 작다할지라도  $\beta$ 값이 크게 나오는데 이는  $\delta$ 를 一定하게 取했기 때문인 것으로 思料된다.

한편 表4-2~表4-5의  $F_s$ 와  $\beta$ 關係를 알아보기 위해 plot 하면 그림4-5와 같고 線形 回歸分析을 통한  $\beta$ - $F_s$  關係式은 式(4.1) 과 같다.

$$\beta = 2.74 F_s - 2.33 \quad (4.1)$$

그림4-5에서 보는 바와 같이 從來의 壁體의 轉倒에 대한 安全率을 1.5로 보는 경우  $\beta = 1.7$ 이 되어 破壞될 確率은 4~5%로 너무 危險側이므로 破壞될 確率이 0.5%程度에 해당되는 安全率 1.7~1.8 程度로 取하는 것이 좀더 妥當하리라 생각된다.

## 5. 結論

靜的 土壓인 경우 從來의 Coulomb理論, Dubrova理論, Chang의 方法을 利用하고 地震荷重을 고려하는 경우 Seed and Whitman의 方法을 利用하여 壁體의 轉倒에 대한 破壞에 대해 通常의 安全率과 AFOSM 信賴度 解法으로 구한 破壞確率과의 關係를 比較한 結果, 다음과 같은 結論을 얻었다.

(1) 安全率( $F_s$ )의 概念으로서 安定狀態로 評價되는 경우라도 破壞確率의 概念으로서는 安定狀態로 評價하기는 困難하다.

(2) 靜的인 경우나 地震을 고려하는 경우 모



두 從來의 Coulomb理論에 의한 安全度는 變位를 고려한 Dubrova 理論과 Chang의 方法에 의한 것보다 더 크게 評價될 憂慮가 있다.

(3) AB Mode인 경우는 Dubrova 理論이, 그리고 AT Mode인 경우는 Chang 方法이 가장 不安全側이다.

(4) 水平地震係數( $K_h$ ) 크기가 安全度에 미치는 영향은 AB Mode인 경우는 敏感하지만 AT Mode인 경우는 작다.

(5) 安全率( $F_s$ )과 信賴指數( $\beta$ )의 關係는  $\beta = 2.74F_s - 2.33$ 과 같고, 그 相關關係는 0.93이다.

(6) 轉倒에 대한  $F_s$ 는 從來의 1.5보다 破壞確率을 勘案하여 1.7~1.8程度로 取함이 妥當하리라 思料된다.

#### 謝辭

本 研究는 1986年度 韓國科學財團 新進研究費에 의해서 受行된 研究結果임을 밝히며, 同財團에 깊은 感謝를 드립니다.

#### 參 考 文 獻

1. 채영수 “벽체 변위에 따른 토류벽에 작용하는 토압” 박사학위 논문, 고려대학교 대학원, 1985
2. 김용필, 임병조, 임충모 “유상관 파괴 유형에 의한 얇은 기초의 신뢰도 해석” 대한토질공학학지 제 2권 3호, 1986, pp. 67-75.
3. Ang, A. H-s “Structural Risk Analysis and Design” J. of Structural Division of ASCE, Vol. 99, No. ST 9, 1973, pp. 1891-1910.
4. Ang, H-S., and Tang, Wilson, H., “Probability concepts in Engineering Planning and Design” Vol. II. John Wiley & Sons, 1984, pp. 333-374
5. Briaud, Jean-Louis and Tucker, Larry “Coefficient of Variation of in Situ in Sand” Probabilistic Characterization of Soil Properties: Bridge between Theory and Practice (ASCE Proceedings of a Symposium), 1984, 119-139.
6. Chang, M.F “Static and Seismic Lateral Earth Pressures on Rigid retaining Structures” Ph. D Thesis, Purdue Univ. No.

8200652. 1981
7. Ditlevsen, O. “Generalized Second Moment Reliability Index,” Journal of Structural Mechanics, Vol. 7, No. 4, Dec, 1979, pp. 435-451.
8. Dubrova, G.A. “Interaction of Soil and Structures” Rehnoy, Transport, Moscow, U.S. S.R., 1963
9. Fiessler, B., Neumann, H-J., and Rackwitz, R. “Quadratic Limit States in Structural Reliability”, J. of Engineering Mechanics Div., ASCE Vol. 105, EM 4, 1979, pp. 661-676.
10. Grivas, Dimitri A. and Souflies Costas “Stochastic Modeling of the Fatigue of Earth Slopes During Earthquake”, IASSAR, Shinko Printing Co., 1985, pp. I-526-I-530.
11. Hasofer, Abraham M. and Lind, N.C, “Exact and Invariant Second-Moment Code Format,” Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE, Vol. 100, No. EM 1, 1974, 111-121.
12. Seed, H. B. and Whitman, R. V. “Design of Earth Retaining Structures for Dynamic Loads” ASCE Specialty Conf. on Lateral Stresses in the Ground and Design of Earth-Retaining Structures, Cornell Univ. thaca, N. Y. 1970, pp. 103-147.
13. Shinozuka, M., “Basic Analysis of Structural Safety”, J. of the Structural Division, ASCE, Vol. 109, No. ST 3, March, 1983, pp. 721-746.
14. Smith, G.N “The Use of Probability Theory to Assess the Safety of Propped Embedded Cantilever Retaining Walls” Geotechnique 35, No.4, 1985, pp. 451-460.
15. Tang, W.H. Yucemen, M.S., and Ang A. H. S. “Probability-Based Short Term Desing of Soil Slopes”, Canadian Geotechnical Jo. Vol.13, 1976, pp. 201-215.

(접수일자 1988.1.11)