

今月は論文集第91号(38年3月発行) 登載論文としてつぎの6編を紹介いたします。なお、次号で紹介する第92号登載予定論文は、下記の4編です。

- 平井一男：移動荷重をうける相対2辺単純支持他の2辺自由なる直交異方性板の振動性状について
- 日野幹雄：固体粒子を浮遊した流れの乱流構造の変化
- 加賀美一二三：単鉄筋コンクリート矩形ばりにおける  $a/d$  とせん断破壊についての考察
- 岡本舜三・加藤勝行・伯野元彦：地中構造物に働く地震力に関する研究

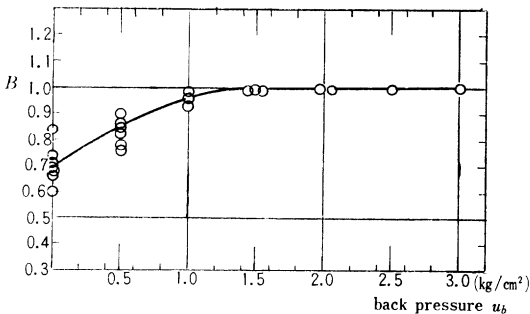
### 不攪乱飽和粘土の圧密とせん断におよぼす back pressure の効果

赤井浩一・小谷 章

自然状態にある飽和粘土は、サンプリングや実験室内での圧密試験の結果微視的にみて不飽和となり、試料の強度特性や変形特性を有効応力にもとづいて検討するうえに誤差が入る原因となる。この弊害を除くためには、試験の期間中適当な時期に間げき線を通して供試体内部に  $u_b$  なる圧力を与えると同時に、側圧の方にも全く同量の圧力の増分を与える操作を必要とし、この付加圧力  $u_b$  を back pressure と称しているが、これが試料の圧密とせん断におよぼす影響やその最適量の決定などに関する研究はまだまだ十分とはいえない。したがって、本研究では back pressure の三軸試験への適用効果を検討し、あわせて従来の試験による強度ならびに圧密変形量の推定にもなう二、三の問題点の解決を試みた。その結果を要約するとつぎのようである。

(1) back pressure を利用することによって得られる利点はつぎの2点にある。すなわち、供試体を飽和し、試料内に発生している毛管張力(負圧)を消滅させ、有効応力解析法による試験結果を正しく算定しうるること、圧密非排水せん断を行う場合、せん断試験直前の各試料内の間げき水圧を一定にすることによって、試験中主応力差の変化に応じて発生する間げき水圧を正確に測定することができる。

図一 間げき圧係数  $B$  と back pressure の関係

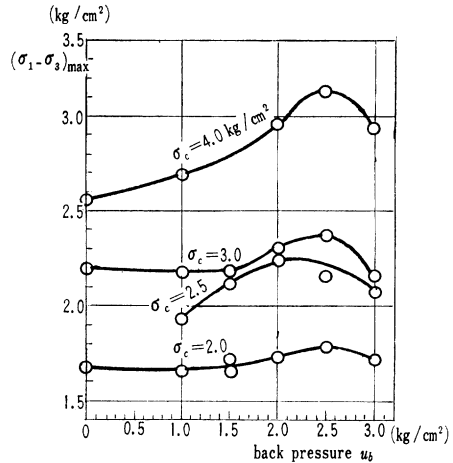


(2) 図一は back pressure と間げき圧係数  $B$  との関係を表わしたものであって、これより圧密終了時に不飽和の状態 ( $B < 1$ ) にあった試料も、back pressure を与えることにより飽和状態 ( $B = 1$ ) にせしめうることが明らかである。このように乱さない粘土を再び飽和させるために必要にして十分な back

pressure としては、現地で試料が受けていた静水圧をとるのが妥当である。

(3) 試験にさいして試料に与える back pressure は過度に大きい値を用いてはならない。過大な back pressure は土粒子の構造骨格に乱れを生ぜしめ、強度特性の正しい評価を不可能にする。図二は最大主応力差  $(\sigma_1 - \sigma_3)_{max}$  と back pressure  $u_b$  の関係を表わしたものであるが、この事実を明らかに示している。

図二 最大主応力差と back pressure の関係



表一 back pressure による飽和粘土の強度常数の変化

back pressure $u_b$ (kg/cm <sup>2</sup> )	0	1.0	2.0	2.5	3.0
$\phi'$ (有効応力にもとづく)	27.5°	28.0°	29.5°	31.0°	29.7°
$\phi_{cM}$ (全応力にもとづく)	14.5°	15.0°	15.0°	15.5°	15.3°
$c_{cM}$ (同上) (kg/cm <sup>2</sup> )	0.16	0.10	0.08	0.05	0

(4) 本研究における実験結果より、従来のような back pressure を用いない圧密非排水試験から求めた乱さない粘土のせん断強さは、現地のものにくらべて過小に算定されているおそれがあることが判明した。表一に back pressure による飽和粘土の強度常数の変化を示す。

(5) 従来から三軸圧縮試験においては、最大主応力差  $(\sigma_1 - \sigma_3)_{max}$  と最大有効主応力比  $(\sigma'_1/\sigma'_3)_{max}$  との二つの破壊規準によって決定される有効せん断抵抗角  $\phi'$  が一致しないという問題があったが、せん断試験の前に適度の back pressure を試料に与えることによって、この両規準による強度特性の差をなくすることができる。

(6) 飽和粘土の圧密特性におよぼす initial back pressure の影響について考察した結果、従来のような back pressure を与えない試験では圧密量を過大に見積るおそれのあることが知られ、等方周圧下での圧密終期に現われる二次圧密の現象は back pressure を用いることによって減少せしめうることが、圧密時の間げき水圧の挙動から明らかになった。

以上の考察から土の圧密特性ならびに強度特性を現地の条件に還元した状態において把握するためには、土試料が現地で受けていただけの中立応力を back pressure として用いて、圧密試験およびせん断試験を実施すべきことを提案するものである。

(1962.5.25 受付)

〔筆者：赤井 正員 工博 京都大学教授 工学部土木工学科〕  
 小谷 正員 元京都大学大学院工学研究科学生

# 薄肉連続曲線桁橋の立体的解析

小西一郎・小松定夫

連続曲線桁橋に鉛直荷重が作用する場合について、曲げねじり理論にもとづく立体的解析を行なった。まずスパンごとに一定の断面寸法、曲率半径を有する連続曲線桁橋の支点上断面における曲げモーメントおよび曲げねじりモーメントに関する弾性方程式を組立てた。そして任意断面における断面力および変形量を求めた。したがって文献1)において誘導した応力公式に用いて断面内任意点の応力を計算できる。

つきにある3スパン連続曲線桁橋に関して、数値計算を行ない、断面力および変形量の影響線を描いた。以下特に説明のない記号は文献1,2)を参照されたい。

## 1. 連続曲線桁橋の断面力 (図-1)

第  $m$  スパンにおける断面力はそのスパンを単純桁橋とみなすときの断面力 (添字0を付した量) と支点  $m$  および  $m+1$  における曲げねじりモーメント  $M_m, M_{m+1}$  および曲げねじりモーメント  $\mathfrak{M}_m, \mathfrak{M}_{m+1}$  によって生ずるものの和として与えられる。前者は代表的荷重について文献2)ですでに求めたものを用いることができる。

### (1) 曲げモーメント $M_{ym}$

$$M_{ym} = M_{y0} + M_m \frac{\sin \varphi'_m}{\sin \Phi_m} + M_{m+1} \frac{\sin \varphi_m}{\sin \Phi_m} \dots \dots \dots (1)$$

### (2) 曲げねじりモーメント $M_{wm}$

$$M_{wm} = M_{w0} + \mathfrak{M}_m \frac{\sinh \alpha_m \varphi'_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} + \mathfrak{M}_{m+1} \frac{\sinh \alpha_m \varphi_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} + \frac{R_m}{\alpha_m^2 + 1} \left\{ M_m \left[ \frac{\sin \varphi'_m}{\sin \Phi_m} - \frac{\sinh \alpha_m \varphi'_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} \right] + M_{m+1} \left[ \frac{\sin \varphi_m}{\sin \Phi_m} - \frac{\sinh \alpha_m \varphi_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} \right] \right\} \dots \dots \dots (2)$$

### (3) St. Venant ねじりモーメント $T_{sm}$

$$T_{sm} = T_{s0} + \frac{\mathfrak{M}_m}{R_m} \left( \frac{1}{\Phi_m} - \frac{\alpha_m \cosh \alpha_m \varphi'_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} \right) + \frac{\mathfrak{M}_{m+1}}{R_m} \left( \frac{\alpha_m \cosh \alpha_m \varphi_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} - \frac{1}{\Phi_m} \right) + M_m \left[ \frac{1}{\alpha_m^2 + 1} \left( \alpha_m^2 \frac{\cos \varphi'_m}{\sin \Phi_m} + \alpha_m \frac{\cosh \alpha_m \varphi'_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} \right) - \frac{1}{\Phi_m} \right] + M_{m+1} \left[ \frac{1}{\Phi_m} - \frac{1}{\alpha_m^2 + 1} \left( \alpha_m^2 \frac{\cos \varphi_m}{\sin \Phi_m} + \alpha_m \frac{\cosh \alpha_m \varphi_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} \right) \right] \dots \dots \dots (3)$$

### (4) 2次ねじりモーメント $T_{wm}$

$$T_{wm} = T_{w0} + \frac{1}{R_m} \left( \mathfrak{M}_m \frac{\alpha_m \cosh \alpha_m \varphi'_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} - \mathfrak{M}_{m+1} \frac{\alpha_m \cosh \alpha_m \varphi_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} \right) + \frac{1}{\alpha_m^2 + 1} \left[ M_m \left( \frac{\cos \varphi'_m}{\sin \Phi_m} - \frac{\alpha_m \cosh \alpha_m \varphi'_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} \right) - M_{m+1} \left( \frac{\cos \varphi_m}{\sin \Phi_m} - \frac{\alpha_m \cosh \alpha_m \varphi_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} \right) \right] \dots \dots \dots (4)$$

### (5) 曲げによるせん断力 $\bar{Q}_m$

$$\bar{Q}_m = \bar{Q}_{0m} - \frac{1}{R_{0m}} \left( M_m \frac{\cos \varphi'_m}{\sin \Phi_m} - M_{m+1} \frac{\cos \varphi_m}{\sin \Phi_m} \right) \dots \dots \dots (5)$$

### (6) ねじりモーメント $T_m$

$$T_m = T_{0m} + \frac{1}{l_m} (\mathfrak{M}_m - \mathfrak{M}_{m+1}) + M_m \left( \frac{\cos \varphi'_m}{\sin \Phi_m} - \frac{1}{\Phi_m} \right) + M_{m+1} \left( \frac{1}{\Phi_m} - \frac{\cos \varphi_m}{\sin \Phi_m} \right) \dots \dots \dots (6)$$

## 2. 連続曲線桁橋の弾性方程式

最小仕事の原理を用いて、各支点断面に生ずる曲げモーメント  $M_m$  と曲げねじりモーメント  $\mathfrak{M}_m$  を未知量とするつぎの連立方程式をうる。

$$\left. \begin{aligned} a_{m,m-1} M_{m-1} + a_{mm} M_m + a_{m,m+1} M_{m+1} + b_{m,m-1} \mathfrak{M}_{m-1} \\ + b_{mm} \mathfrak{M}_m + b_{m,m+1} \mathfrak{M}_{m+1} = -(L_{mm} + L_{m,m-1}) \\ b_{m,m-1} M_{m-1} + b_{mm} M_m + b_{m,m+1} M_{m+1} + d_{m,m-1} \mathfrak{M}_{m-1} \\ + d_{mm} \mathfrak{M}_m + d_{m,m+1} \mathfrak{M}_{m+1} = -(N_{mm} + N_{m,m-1}) \end{aligned} \right\} \dots (7)$$

( $m=1, 2, \dots, n-1$ )

ここに  $n$  はスパン数、係数および荷重項は本文参照。

## 3. 連続曲線桁橋の変形量

第  $m$  スパン内任意断面のせん断中心のたわみ  $\delta_m$  と、そのまわりの断面回転角  $\beta_m$  も、第  $m$  スパンを単純桁橋とみなすときの変形量と支点モーメントによるものとの和として与えられる。

### (1) たわみ $\delta_m$

$$\delta_m = \delta_{0m} + R_{0m} \left\{ \frac{\mathfrak{M}_m}{G_s J_m} \left[ \frac{1}{\alpha_m^2 + 1} \left( \frac{\sinh \alpha_m \varphi'_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} + \alpha_m^2 \frac{\sin \varphi'_m}{\sin \Phi_m} \right) - \frac{\varphi'_m}{\Phi_m} \right] + \frac{\mathfrak{M}_{m+1}}{G_s J_m} \left[ \frac{1}{\alpha_m^2 + 1} \left( \frac{\sinh \alpha_m \varphi_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} + \alpha_m^2 \frac{\sin \varphi_m}{\sin \Phi_m} \right) - \frac{\varphi_m}{\Phi_m} \right] - M_m \left\{ \left[ \frac{R_m}{G_s J_m (\alpha_m^2 + 1)^2} \left( \frac{\sinh \alpha_m \varphi'_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} + \alpha_m^2 \frac{2 \sin \varphi'_m}{\sin \Phi_m} \right) + \frac{R_m}{G_s J_m} \frac{\varphi'_m}{\Phi_m} \right] + \frac{\lambda_m}{R_m \sin \Phi_m} \left( \varphi_m \cos \varphi'_m - \Phi_m \frac{\sin \varphi'_m}{\sin \Phi_m} \right) \right\} - M_{m+1} \left\{ \left[ \frac{R_m}{G_s J_m (\alpha_m^2 + 1)^2} \left( \frac{\sinh \alpha_m \varphi_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} + \alpha_m^2 \frac{2 \sin \varphi_m}{\sin \Phi_m} \right) + \frac{R_m}{G_s J_m} \frac{\varphi_m}{\Phi_m} \right] + \frac{\lambda_m}{R_m \sin \Phi_m} \left( \Phi_m \cos \varphi_m \frac{\sin \varphi_m}{\sin \Phi_m} - \varphi_m \cos \varphi_m \right) \right\} \right\} \dots (8)$$

### (2) 断面回転角 $\beta_m$

$$\beta_m = \beta_{0m} + \frac{R_m^2}{E_s C_{wm} (\alpha_m^2 + 1)} \left\{ (\mathfrak{M}_m - \frac{R_m}{\alpha_m^2 + 1} M_m) \left( \frac{\sinh \alpha_m \varphi'_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} - \frac{\sin \varphi'_m}{\sin \Phi_m} \right) + \left( \mathfrak{M}_{m+1} - \frac{R_m}{\alpha_m^2 + 1} M_{m+1} \right) \left( \frac{\sinh \alpha_m \varphi_m}{\sinh \alpha_m \Phi_m} - \frac{\sin \varphi_m}{\sin \Phi_m} \right) + \frac{\lambda_m}{R_m \sin \Phi_m} \left\{ M_m (\varphi_m \cos \varphi'_m - \Phi_m \frac{\sin \varphi'_m}{\sin \Phi_m}) + M_{m+1} (\Phi_m \cos \varphi_m \frac{\sin \varphi_m}{\sin \Phi_m} - \varphi_m \cos \varphi_m) \right\} \right\} \dots \dots \dots (9)$$

ここに  $\lambda_m = \frac{R_m^2}{2} \left[ \frac{R_m^2}{E_s C_{wm} (\alpha_m^2 + 1)} + \frac{1}{E_s J_{ym}'} \right] \dots (10)$

## 4. 数値計算例

図-2 に示すような3スパン連続曲線合成箱桁橋について、断面力および変形量の影響線を描いた。その一部を図-3~10に示す。

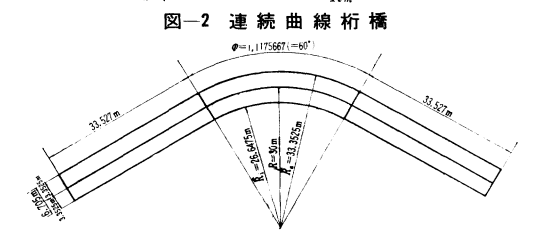
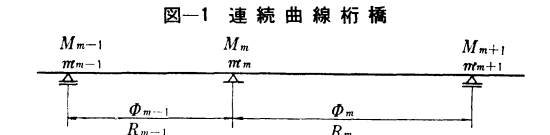


図-3 支点Bの曲げモーメント影響線

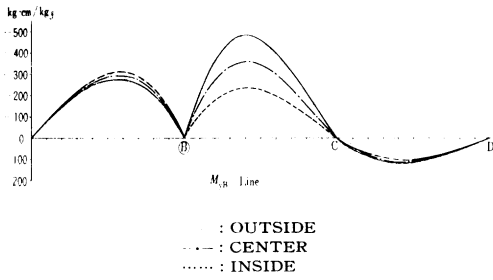


図-4 支点Bの曲げねじりモーメント影響線  $M_2$

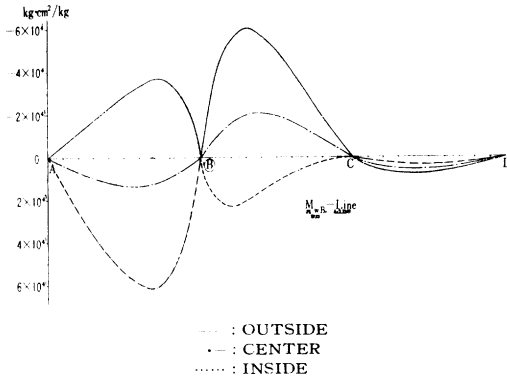


図-5 第2支間  $l_2/2$  断面の曲げモーメント影響線  $M_y$

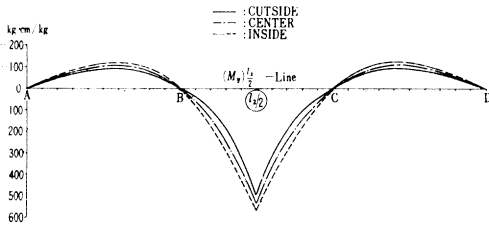


図-6 第2支間  $l_2/2$  断面の曲げねじりモーメント影響線  $M_y$

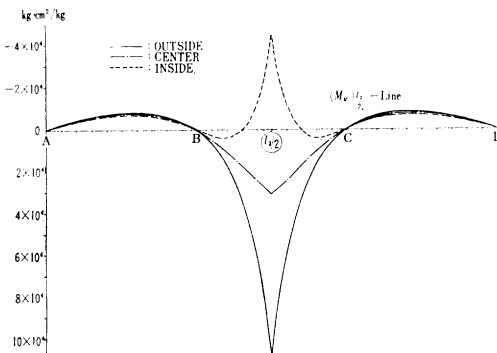


図-7 第2支間  $l_2/2$  断面の St. Venant ねじりモーメント  $T_s$  影響線

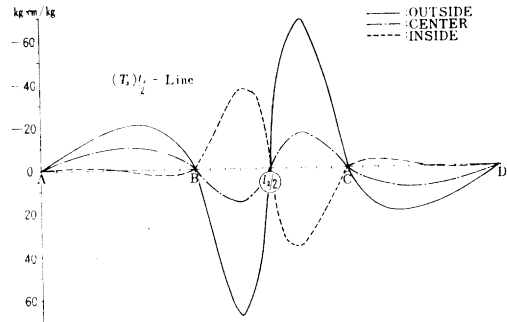


図-8 第2支間  $l_2/2$  断面2次ねじりモーメント  $T_w$  inf line  $T_w$

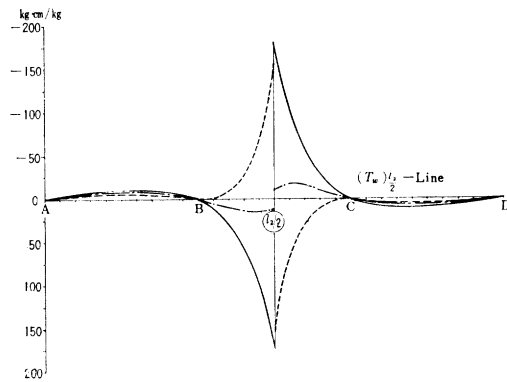


図-9 第2支間  $l_2/2$  断面のたわみ影響線  $\alpha$

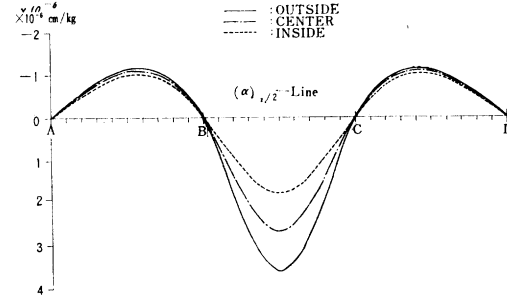
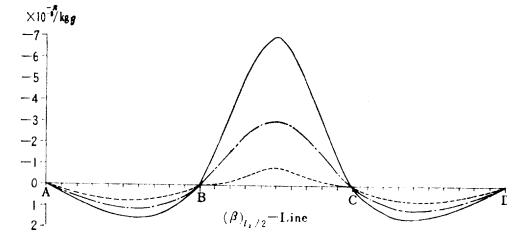


図-10 第2支間  $l_2/2$  断面の回転角影響線  $\beta$



参考文献

- 1) 小西一郎・小松定夫：薄肉曲線桁の基礎理論，土木学会論文集第87号，p. 35~48，昭和37年11月
- 2) 小西一郎・小松定夫：単純曲線桁橋の立体的解析，土木学会論文集第90号，p. 11~26，昭和38年2月（1962.7.14・受付）

〔筆者：小西 正員 工博 京都大学教授工学部  
小松 正員 工博 大阪市立大学教授工学部〕

# ガス クロマト グラフによる大気汚染物測定に関する研究

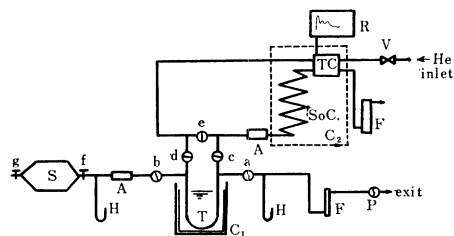
## —低級炭化水素成分の捕集について—

庄司 光・山本剛夫・西田耕之助

自動車排気ガスによる都市空気の汚染は軽視し得ない現状である。これらの大気汚染物質は多種類でしかもきわめて低濃度のため、従来の分析方法によっては同定がはなはだ困難である。近年いちじるしく発展したガス クロマト グラフ法は大気汚染物測定に有効であるが、被検空気中の成分濃度が低いため、試料をいったん濃縮捕集したのち分析操作を行なう必要がある。本文はその濃縮方法について検討を加えたものである。

使用装置はコタキガス クロマト グラフ GD-2型(検出器;熱伝導型, 記録計; 2 mV/250 mm fulscale, チャート速度; 1 cm/min, 検出器電流; 80 mA) で, carrier gas には helium (100 ml/min) を用いた。分配 column には 40% (wt) dimethyl-sulfolane (fire brick C-22, 30-40 mesh) を填めた 4 mm × 10 m の銅パイプを使用した。(0°C) 試料の濃縮には U 字型 trap を液体窒素 (-195°C) で冷却して用いた。実験のフローシートは 図-1 に示すとおりで, 一定濃度の既知試料を用い, trap の長さ, 内径, 充填剤 (fire brick C-22) の粒度を変えて, おおのこの捕集効率を検討した。さらに trap の使用条件 (試料の吸引度) や glass-wool を填めた場合についても調べつぎの通りの結果を得た。

図-1 ガス クロマト グラフ装置の概略図



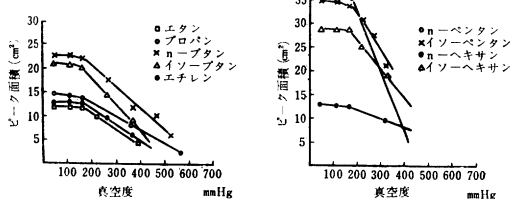
- S: 捕集ビン      H: 水銀マノメーター      T: 捕集カラム  
 A: アスカライト カラム      SC: 分離カラム      F: 流量計  
 TC: 熱伝導型検出器      R: 記録計      V: 流量調節弁  
 C<sub>1</sub>: 魔法ビン (液体窒素)      C<sub>2</sub>: 恒温  
 P: 真空ポンプ  
 f, g: 閉そくコック

### 1. 試料捕集の真空度

U字型 trap を通して試料を吸引捕集する際の吸引の程度と捕集効率とについて検討した結果は 図-2 のとおりである。すなわちいずれの場合においても 160 mmHg 程度まで吸引しな

図-2 内圧の変化と捕集効率との関係

(a) 濃度 5 100 ppm(v/v)      (b) 濃度 53 ppm(v/v)



ければ分析値に誤差を生じやすいことが認められた。

### 2. 充填剤の粒度

trap 充填剤 (40% (wt) D.M.S) の粒径の減少は捕集時間の増大をもたらすとともに捕集効率の低下をも生じる。各種の粒径について調べた結果を 20-30 mesh を使用したとき最大の捕集効率を示した。

図-3 トラップの長さの効率

(a) 濃度 3 000 ppm(v/v)      (b) 濃度 30 ppm(v/v)

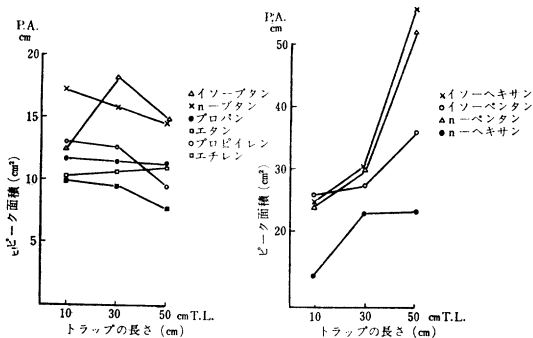
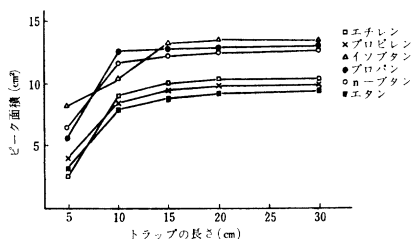


図-4 グラスウール trap の長さとの関係



### 3. trap の長さならびに内径

trap の長さを変えて既知試料に対する捕集効率を調べた結果は 図-3 に示すとおりで気体成分については 10 cm 長, 液体成分については 30 cm 長が最もすぐれた効率を示した。また, trap 内径の増大はむしろ捕集効率の低下をもたらし, 内径 4 mm (40% (wt) D.M.S.20-30 mesh 充填) が最も有効であると認められた。

### 4. glass-wool trap

trap の充填剤として 40% (wt) D.M.S の代りに通気性のすぐれた glass-wool を使用した場合について検討した結果, 試料捕集に要する時間はいちじるしく短縮され, 捕集効率も上述の fire brick trap よりもすぐれていることが認められた。さらに glass-wool trap の長さおよび内径について検討した結果は 図-4 のとおりで内径 8 mm, 長さ 20 cm とした時に最もすぐれた効率を示した。一方 trap に充填する glass-wool 量についても検討した結果 2 g が最適であることが認められた。

以上の実験を通じて, きわめて低濃度で存在する大気汚染物質のガス クロマト グラフ法による分析操作における試料採取法ならびに分析方法について知見を得た。(1962.7.17・受付)

筆者: 庄司 正員 医博 京都大学 教授 衛生工学科  
 山本 正員 医博 京都大学 助教授 衛生工学科  
 西田 正員 京都大学 助手 衛生工学科

# 淀川水質汚染の因子分析

庄司 光・山本 剛夫  
中村 隆一・西田耕之助

1958年、公共用水域の水質の保全に関する法律および工場排水などの規制に関する法律が公布され、河川水質の保護が重要視されるに至った。河川の保護対策を講ずるにあたっては、現在までの河川の汚濁の実態とその原因を明らかにする必要がある。われわれは京阪神間における工業用水、かんがい用水ならびに飲料水の水源として最も重要な淀川について、水質汚濁の実態と原因を知るために、まず第一段階として1923年から1958年までの柴島取水塔における月別水質測定成績を用いて因子分析を行なった。河川汚濁の原因の解明にこの方法を応用したのは本報告が始めての試みであり、われわれはこれによって河川水質の総合汚染指数を算出することができた。

因子分析に用いた資料は、大阪市立衛生研究所および大阪市水道局柴島浄水所の水質測定成績である。因子分析に採用した検査項目は、濁度、過マンガン酸カリ消費量、色度、一般細菌数、蒸発残渣、総窒素(アルブミノイド性窒素+アンモニア性窒素)、塩素イオン濃度、硬度、水温、流量の10項目である。これらの測定値を規準型の正規分布に変換した後、10項目間の相関係数を求め、guttmanのくり返し法(収束法)によって共通度の推定値を算出し、表-1に示す環元相関行列(reduced correlation matrix)を得た。表-1の主対角線上の数値は共通度を示す。この還元相関行列に主因子解を応用し、3個の共通因子に対する因子負荷量(因子係数)を決定し、さらに、Kaiserの基準化最大分散法を応用して最終解を得、その結果を図-1に

表-1 還元相関行列

検査項目	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	.714									
2	.647	.640								
3	.534	.350	.383							
4	.516	.417	.228	.571						
5	.426	.594	.310	.380	.441					
6	.324	.047	.182	.090	-.083	.341				
7	.167	.056	.041	.068	.051	-.150	.139			
8	.037	-.048	.226	.488	.129	.164	-.185	.476		
9	.003	.371	.022	.173	.398	-.356	-.093	.096	.449	
10	-.112	.262	-.087	.140	.288	-.297	-.058	.054	.534	.366

1.濁度、2.過マンガン酸カリ消費量、3.色度、4.一般細菌数、5.蒸発残渣、6.流量、7.総窒素量、8.水温、9.塩素イオン濃度、10.硬度

示した。

第1因子 F<sub>1</sub> の係数はすべて正であることから、この因子は汚染因子、とくに人為的汚染因子、第2因子 F<sub>2</sub> は流量と濁度の両者に対して高い相関を示すことから、雨量因子、同様に第3因子 F<sub>3</sub> は水温と一般細菌数に対して高い相関を示すことから、気温因子であるとそれぞれ同定した。

最後に、多変量回帰理論にもとづいて、汚染因子に対する

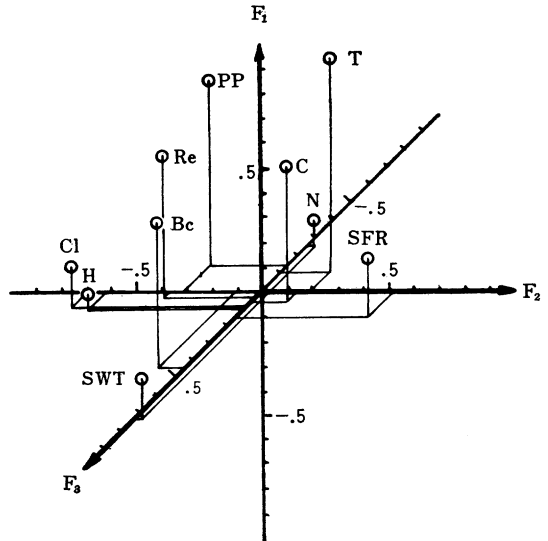
β weight を算出し(表-2)、河川汚濁の総合判定に資するための指数を次式のごとく求めた。

表-2 β weight

1. 濁度	.54
2. 過マンガン酸カリ消費量	.26
3. 色度	.09
4. 一般細菌数	.09
5. 蒸発残渣	.12
6. 流量	.02
7. 総窒素量	.01
8. 水温	.09
9. 塩素イオン濃度	.00
10. 硬度	.00

図-1 3個の共通因子に対する因子負荷量の3次元的表现

T:濁度, PP:過マンガン酸カリ消費量, C:色度, Bc:一般細菌数  
Re:蒸発残渣, SFR:流量, N:総窒素量, SWT:水温  
Cl:塩素イオン濃度, H:硬度



$$\text{総合汚染指数 (Composite Pollution Index; 略してCPI)} \\ = 0.54 Z_1 + 0.26 Z_2 + 0.09 Z_3 + 0.09 Z_4 + 0.12 Z_5 + 0.02 Z_6 \\ + 0.01 Z_7 + 0.09 Z_8 \dots \dots \dots (1)$$

式中、Z<sub>1</sub>は濁度、Z<sub>2</sub>は過マンガン酸カリ消費量、Z<sub>3</sub>は色度、Z<sub>4</sub>は一般細菌数、Z<sub>5</sub>は蒸発残渣、Z<sub>6</sub>は流量、Z<sub>7</sub>は総窒素、Z<sub>8</sub>は水温である。本式の適用にあたっては実測値をまず規準型の正規分布に変換した後、行なう必要がある。

上記の総合汚染指数(CPI)とBODの対数および杉戸の清濁標示数(SI)の対数との間には直線関係が成立し、その回帰方程式を昭和33年度淀川水質汚濁調査報告のデータを用いて算出すると、

$$CPI = 1.60 \log_{10}(\text{BOD}) + 0.37 \dots \dots \dots (2)$$

$$CPI = 0.83 \log_{10}(\text{SI}) + 1.59 \dots \dots \dots (3)$$

となる。ただし、これらの回帰方程式の棄却限界はかなり広い幅をもっている。

(1962.7.17・受付)

筆者: 庄司 正員 医博 京都大学 教授 衛生工学教室  
山本 正員 医博 京都大学 助教授 衛生工学教室  
中村 正員 京都大学 助手 衛生工学教室  
西田 正員 京都大学 助手 衛生工学教室

## 等価粗度係数を用いた雨水量算定法について(英文)

末石 富太郎

### 1. 概 説

合流式下水道の計画に際しては、単に管きょ断面を決定するための最大雨水流出量のみならず、合理的な放流量の設計・管理、あるいは処理場の計画規模の決定などに対し、流出量曲線の形そのものを問題としなければならない。また合流式か分流式かの選択をするうえにもそれぞれに対する最適計画を基礎として比較検討されなければならない。この意味で分流式下水道の雨水きょの水利設計の合理化もきわめて重要である。しかし、従来の雨水量算定法を検討すると、水理的な考慮が必ず

しも十分にはらわれておらず、いわゆる実用第一を旨とした公式がもっぱら使用されている。しかも極端な場合には、単純な経済上の理由から公式の取捨、係数の選択が行なわれている傾向すら散見され、下水道施設の普及を合理的に推進すべきわが国の現状からみて、大きな疑問をいだかざるをえない。こうした観点から著者は、市街地雨水きよによる雨水排水設計を水理学的に合理化することを試みたわけである。著者はさきに特性曲線法を用いて山間地の出水機構に関する研究を行ない、特性曲線の近似計算法として対数図式法や、等価粗度係数の概念の導入について発表し<sup>1)</sup>。本研究においては、この方法を市街地の下水道管きよ内の雨水量算定に適用し、慣行の合理公式を使用するにあたっての流出係数、流入時間、流下時間、降雨の継続時間などに対する水理学的な考え方を明確にするとともに、等価粗度係数の求め方などについても言及したものである。

## 2. 従来の雨水量算定法に対する検討

現在用いられている雨水量算定公式のうち、まず実験公式は次的に正しくないで、実測された土地と同条件のもとでないと適用できない。一方、合理公式においても推定によらねばならぬ要素が多く、その計算過程は

$$\text{連続方程式 } \frac{\partial A}{\partial t} + \frac{\partial Q}{\partial x} = q_B, \dots\dots\dots(1)$$

$$\text{運動方程式 } Q/A = \text{const.} \dots\dots\dots(2)$$

を基礎として特性曲線法によって説明できるけれども、式(2)が不十分であって、特性曲線の到達速度が管きよ内流速に等しくとられていることが指摘できる。ただし  $q_B$  は管きよ単位長あたりの降雨による流入量、 $A$  は流水断面積、 $Q$  は流量、 $x$  は距離、 $t$  は時間である。従来はこのような理論的意義を考慮することなく、単に得られた結果のみによって公式の妥当性が論議されたきらいがあるが、雨水の流集時間を合理的に決定することさえできれば、むしろ合理公式によってのみ正確な雨水量算定を行なうのはずである。板倉博士の滞流公式<sup>2)</sup>も、比較的緩勾配の管きよに対するこのような試みであると解釈できる。

## 3. 特性曲線による近似計算法の市街地排水区域および雨水管きよへの適用

下水管きよの勾配が比較的急な一般の場合を考え、かつ市街地においても運動方程式に対する  $q_B$  の影響がかなり小さいことから、結局、通常の乱流の抵抗法則、たとえば

$$Q = \frac{1}{n} R^{2/3} (\sin \theta)^{1/2}, \dots\dots\dots(3)$$

および特性曲線上で成立する関係式

$$\frac{dA}{dt} = q_B \text{ および } \frac{dQ}{dx} = q_B \dots\dots\dots(4)$$

を組み合わせることによって、特性曲線を容易に描くことができる。ここに  $R$  は径深、 $\sin \theta$  は管きよの勾配、 $n$  は Manning の粗度係数である。さらに管きよの断面特性が最大容量以下の範囲で一般に、 $\kappa_0, Z_0$  を常数として、

$$R = \kappa_0 A^{2/3} \dots\dots\dots(5)$$

の関係を満たすので、式(3)は

$$A = \kappa Q^2, Z = 3/(2Z_0 + 3), \kappa = \{n/(\sin \theta)^{1/2} \kappa_0^{2/3}\}^2 \dots\dots\dots(6)$$

と書き改められ、最上流管きよの原点から出発する標準特性曲線上で、

$$t = \kappa Q^2 / q_B \text{ および } t = \kappa x Q^{2-1} \dots\dots\dots(7)$$

が成立することになる。したがって  $q_B$  の変化を与えれば式(7)を利用して管きよ下流端  $x=L$  における  $Q$  の変化を求めうる。一方、実際の排水区域をおうつのない矩形に置換し、そのう

えの2次元的な流量  $q$  に注目すると、式(7)に応じて

$$t = \frac{(n_e q)^{2/3}}{(\sin \theta')^{3/10} i} \text{ および } t = \frac{n_e^{2/3} x'}{(\sin \theta')^{3/10} q^{2/3}} \dots\dots\dots(8)$$

が成立する。' ' を付した記号は排水区域上の値で、 $i$  は降雨強度である。 $n_e$  が置換区域を実際と等価ならしめるため導入された等価粗度係数である。排水区域幅を  $B$  とすると、 $x'=B$  における  $q$  の変化を求めれば  $q_B$  となる。これらの計算はいずれも両対数紙上できわめて容易に行なうことができる。

## 4. 流入時間および流下時間の水理学的意義

合理公式の適用に際しては一般に、流入時間と流下時間の和を降雨継続時間  $T$  とするような有効降雨強度  $i$  をとり、そのときの最大雨水量を  $Q_{L,max} = iBL$  とする。上述の特性曲線法によれば、 $t=0$  に降雨が始まったものとして、 $x'=B$  における  $q_B$  は  $t \geq t_B$  において一定値  $iB$  となり、 $x=L$  では  $t=T=t_B+t_{LS}$  において上述の  $Q_{L,max}$  を出現することがわかる。 $t_B$  は  $x'=0$  から  $B$  まで標準特性曲線が到達するに要する時間、 $t_{LS}$  は  $t=t_B$  に  $x=0$  を出発した特性曲線が  $x=L$  到達するに要する最小時間で、これらがそれぞれ流入時間および流下時間に相当する。式(7),(8)を用いると  $t_B, t_{LS}$  は

$$t_B = \left\{ \frac{n_e B}{(\sin \theta')^{1/2} i^{2/3}} \right\}^{3/5}, \dots\dots\dots(9)$$

$$t_{LS} = \frac{\kappa L^2}{(iB)^{-2}} \dots\dots\dots(10)$$

と計算される。これらはともに流下長を平均流速で除した値より大きく、特に流入時間は排水区域幅  $B$  とその等価粗度係数  $n_e$  に支配されることに留意すべきである。

## 5. 等価粗度係数の大きい場合の遅滞現象

以上のようにして求めた流集時間  $T=t_B+t_{LS}$  より短い継続時間の降雨があれば、いわゆる遅滞現象を生ずる。ここでは等価粗度が  $n_e$  より大きい  $n_{e1}$  となったときに対し同じ  $T$  の継続時間の雨  $i$  があつた場合について考えると、 $t=T$  において  $q_B$  は  $iB$  に達せず、 $t=T+t_{dx'}$  までは  $i(B-dx')$  を保つことになる。 $d x', t_{dx'}$  は次式から求められる。

$$d x' = B - \frac{(\sin \theta')^{1/2}}{n_{e1}} i^{2/3} T^{3/5}, \dots\dots\dots(11)$$

$$t_{dx'} = \frac{3}{5} \frac{n_{e1} d x'}{(iT)^{2/5} (\sin \theta')^{1/2}} \dots\dots\dots(12)$$

一般に  $t_{LS} < t_{dx'}$  であるので  $x=L$  における最大雨水量は  $t=T+t_{LS}$  における  $Q_{L,max,i} = i(B-dx')L$  となり、これを前の  $Q_{L,max}$  と比較すると、

$$\frac{Q_{L,max,i}}{Q_{L,max}} = \frac{B-dx'}{B} = \frac{n_e}{n_{e1}} \left( \frac{T}{t_B} \right)^{3/5} \dots\dots(13)$$

となる。したがって最大流出量は等価粗度に逆比例するといえる。一方、流出係数  $C$  の定義には、 $i'$  を実際降雨強度として、

$$C = \int_0^{\infty} Q_L dt / i' TBL, \dots\dots\dots(14)$$

$$C = Q_{L,max} / i' BL \dots\dots\dots(15)$$

のごとき2つの考え方があつた。式(13)の結果を参照すれば、排水区域における雨水の停滞を考慮して定義された式(15)の  $C$  は  $n_e$  と同様の意義をもつものと考えられるので、排水区域の大きさ、勾配なども無関係ではありえない。また粗度が  $n_{e1}$  のごく大きいときに、あらかじめ流入時間、したがって降雨継続時間を延長して  $i$  を減じてあれば、さらに式(15)のような  $C$  を乗ずることは矛盾である。すなわち等価粗度係数を基礎にして式(13)を用いるか、あるいは式(9)によって  $t_B$  を正確に評価

した後、 $T$  を延長して計画降雨強度を低くするか、のいずれかの方法によるべきである。

### 6. 降雨強度公式と最大雨水量との関係

上述したような最大雨水量算出方法選択の問題はつぎのようにして決定できる。すなわち、等価粗度係数  $n_{e1}$  の排水区域で遅滞を生じないようにするには、流入時間  $t_{B2}$  と流下時間  $t_{LS2}$  の和  $T_2$  の継続時間に対する降雨  $i_2$  をとればよく、 $T_2$  は式 (9)、(10) をもとにして、

$$T_2 = t_{B2} + t_{LS2} = \frac{(n_{e1}B)^{3/5}}{(\sin \theta')^{2/10} i_2^{2/5}} + \frac{\kappa L^2}{(i_2 B)^{1-z}} \dots\dots\dots (16)$$

と計算できる。この場合の最大雨水量  $Q_{L,max,1} = i_2 BL$  が遅滞のある場合の  $Q_{L,max,1}$  より小と仮定すれば、

$$i_2 T_2 \leq i T + \frac{\kappa (i_2 L)^2}{B^{1-z}} \dots\dots\dots (17)$$

なる関係式をうる。したがって降雨強度公式の式型によって、この排水区域および管きょの流集時間に等しい  $T_2$  より短い継続時間  $T$  の降雨  $i$  によって、たとえ遅滞を起こしていても  $Q_{L,max,1}$  が遅滞のない場合の  $Q_{L,max,2}$  より多くなりうることもある。

### 7. 等価粗度係数の合成

以上の考察は最も上流端の排水区域にかぎって論じたのであるが、上述の各結果は、漸次下流側の管きょを取り扱う場合にも適用できる。しかし、数式表示が複雑となるので、むしろ等価粗度係数の考え方もっと拡張し、側溝、支線きょ、さらにはある程度の幹線きょをも一括した大きな排水区域を考えれば、流出量の実測によって等価粗度係数を逆算しうる。しかし、ここでは上流端排水区域の  $n_e$  をもとにして、大きな区域の等価粗度  $N_e$  を理論的に求める式を示しておく。図-1 のごとく幅  $L/m$ 、長さ  $B$  の上流端排水区域  $m$  個を包含して新たに一つの排水区域とすると、 $x=L$  における最大雨水量  $iBL$  が、計算を一括しても分割しても降雨開始後の同時刻に現われるものとする、式 (9)、(10) を利用し、かつ  $Z$  の実際値を考慮するときの近似式を得る。

$$N_e^{3/5} = \left( \frac{n_e}{B l_d} \right)^{3/5} + \frac{n_e^2 l_d^{1-z}}{\kappa_0^2 Z^{1-z}} \dots\dots\dots (18)$$

$l_d = m/L$  は単位面積あたりの管きょ線密度を示し、式 (18) を用いて図-1 のような合成をくり返してゆけば、さらに大きな排水区域を一括して取り扱える。したがって、 $n_e$  さえわかれば、実際の管きょ敷設状況を調べて図-1 のように系統化しさえすればよい。式 (18) によってわかることは、側溝あるいは下水管きょの十分設備された市街地では、合成の都度等価粗度が小さくなってゆくが、郊外の未開発地では合成値が逆に大きくなってゆく。また円形管きょを用いるときには、式 (18) 右辺第 2 項の分母が口径にほとんど無関係となるため、管きょ経路さえ決定すればただちに流出量計算を行なうことができ、最後に口径を決定できるので、きわめて便利となる。

### 参考文献

- 1) 末石：土木学会論文集第 29 号，p. 74，昭和 30 年 12 月
- 2) 板倉：土木学会論文集第 28 号，p. 1，昭和 30 年 9 月

(1962.7.18・受付)

[筆者：正員 工博 京都大学助教授工学部]

## 不規則外力をうける線形力学系のエネルギー・レベルについて(英文)

ジェ・ビ・ティデマン

ある時刻において突発的に印加された不規則外力に対する線形力学系の非定常的な挙動（これを非定常応答とよぶ）の評価という問題に対しては、すでに T.R. Caughey および H.J. Stumpf による研究が発表されており、また非線形力学系に対しては、樫木等の一手法が報告されている。本論文は、このような問題を線形力学系について、その系のエネルギー・レベルに注目したもう少し簡単な方法によって解決する方法を示したものである。

いま質量、減衰係数およびばね定数が、それぞれ  $M, C, K$  であるようなひとつの線形系を考える。周知のように、その微分方程式は

$$M \frac{d^2 x}{dt^2} + Cx + Kx = f(t) \dots\dots\dots (1)$$

である。ただしここで、 $x$  は変位、 $t$  は時間を表わす変数であり、また  $f(t)$  は時刻  $t=0$  において、それまでは静止していた系に、突発的に印加された外力を表わすものである。

このような場合のエネルギー・レベルの期待値  $E$  は、若干の統計学的考察を導入して

$$E = \exp\left(-\frac{q^2 C}{K} t\right) \cdot \int_0^t P(\tau) \exp\left(\frac{q^2 C}{K} \tau\right) d\tau \dots\dots\dots (2)$$

のようになる。ただし上式において、

$$q = \sqrt{\frac{K}{M} - \frac{C^2}{4M^2}} \dots\dots\dots (3)$$

であり、また

$$P = \int_0^t V(\tau) \left[ \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N f_i(\tau) \cdot f_i(\tau - \tau) \right] d\tau \dots\dots\dots (4)$$

である。式 (4) の  $V(\tau)$  は大きさ 1 の外力が加わったときに、発生する系の速度応答であり、

$$V(\tau) = \left( \cos q\tau - \frac{c}{2Mq} \sin q\tau \right) \exp\left(-\frac{C}{2M} \tau\right) \dots\dots\dots (5)$$

であらわされる。

もし印加される外力がエルゴード性のある定常不規則過程であるときは、式 (2) は

$$E = \frac{PK}{q^2 C} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{q^2 C}{K} t\right) \right\} \dots\dots\dots (6)$$

となり、このとき外力がスペクトル密度  $G$  (=一定) の白色雑音とすれば、式 (6) はさらに

$$E = \frac{\pi G K}{2 q^2 C M} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{q^2 C}{K} t\right) \right\} \dots\dots\dots (7)$$

となる。

このような手法は、耐震構造の研究に応用される。すなわち多くの地震記録を検討した結果、地震はその発生と同時に、振幅の大きい、周期の短い衝撃を数回生じ、それについて比較的周期の長い、低レベルの振動をもなうという特徴が把握せられた。したがって地震の初期にあらわれる上述したような過渡現象の究明は、構造物のうける被害の大きさ、およびその後引き続きおこる振動に対する構造物自体の耐震性を調べるために、非常に重要なものである。このような見地から、時間に依存する外乱の自己相関関数を基礎とする解析手法は非常に有益な情報を提供してくれるであろう。もちろん構造物の直下の地質に対しては、十分の考慮を払わねばならないが、この点を考慮した金井の方法は、本研究の今後には有益なものとなるであろう。

(1962.6.27・受付)

[筆者：正員 アメリカ カンサス大学教授・京都大学工学部、フルブライト交換教授 (1961.10~1962.6 間)]

# ポケット・ペネトロメーター

## 〔簡易許容支持力測定器〕

(普通型コーンペネトロメータについては土木学会誌Vol. 47.6を御参照下さい) Model S 45 A N

**概要・特徴:** 本器はデンマークのGodskesen氏の考案によるもので、デンマークおよびドイツで、多年広く用いられている型式の超小型貫入試験器です。粘性土のコンシステンシーを数値的に表示し、土の比較分類に利用されます。特に現地踏査や建設現場および実験室での研究において、掘削地盤や未攪乱採取試料(シン・ウォールチューブに入ったまま)に適用し、粘性土の許容支持力の概略値を求めるのに使用してきわめて有効です。試験操作は60°先端コーンを10mm土中に貫入させた時の抵抗をコイル・スプリングの撓み量によってkg単位の貫入力とton/m<sup>2</sup>単位の地耐力で表示せしめる簡単なもので、一つの試料に関して数多くの概略値を得て、正しい傾向を判断する事ができます。

### ポケット・ペネトロメーター仕様:

1. 貫入抵抗目盛: 0~10kg, 0.5kg目盛
2. 許容支持力目盛: 0~50ton/m<sup>2</sup>, 10ton/m<sup>2</sup>目盛
3. 先端コーン: 先端角60° 焼入鋼製  
コーン高さ10mm
4. 力量計測: コイル・スプリング式  
最大力量指示式
5. 器体寸法: 直径約19mm, 全長165mm
6. 器体重量: 約220 gr.
7. 付属品: 携帯袋付



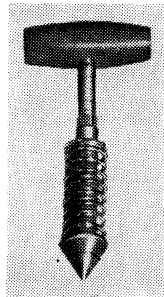
S 45 A N

〔S 45 A NはGodskesen氏の原型 (Model S 45 A) を改善したもので、測定操作、スタイル共に改良されております〕

### ポケット・ペネトロメーター (S 45 A N) の歴史に就いて(参考文献及び論文下記を参照しました)

M. J. Hvolslev 著: Subsurface Exploration and Sampling of Soil for Engineering Purpose

O. Godskesen: The 3rd International Conference of Soil Mechanics and Foundation Engineering Vol. III



S 45 A (原型)

コーン貫入試験はスウェーデン国有鉄道の地質工学委員会によって粘性土の近似的剪断抵抗の測定に於ける簡易且つ迅速な決定法として発達しました。

初期の方法は或る重量を持つ尖端の尖った鋼錐が土の表面に接触する状態にしこれを開放する方法によりました。この場合、コーンそれ自身の重量と運動量とによる貫入量を測定し、それに相当する剪断抵抗を実験によって誘導された表とグラフとで決定するのです。その後オランダとデンマークの技術者達が此の落錐式コーンを静荷重式コーンと置き換えその貫入量と荷重とを測定するか、又は単にコーン貫入量が10mmとなる時に必要とする荷重を測定しました。

この後者の一つの簡易且つ実際のものがGodskesen氏によって発展されております。初期のものは長さが約21cmでありましたが、その後改良したものは全長僅かに12cmです。本器は特殊鋼製の先端角60°のコーンを溝を穿った中空管の先に取り付けてありこの中空管にはハンドル付のロッドが滑動します。

先端コーンに加えられる力は二本の螺旋状圧縮用スプリングで測定されます。内側の短くて、剛いスプリングは負荷が4kgを越えぬうちは作動しません。従って、二つのキャリブレーション範囲が得られます。貫入量の測定は試験前にスケールを土に挿込み、本器を垂直に押込んで、貫入量が10mmとなった時コーンを抜きとり、これに要した力を最大荷重指示用針で読みとります。負荷と貫入量とに相当する剪断抵抗は理論的考慮に基く公式によって計算出来ますが、実験的に誘導した式を使用すれば尚一層信頼が置けることとなります。Godskesenによればコーンを10mm貫入させる力量kg...之をコーン指数とする(本器の目盛は此の力量kgを表わしております)と、通常の粘土の場合、粘土の許容支持力(kg/cm<sup>2</sup>)は其の半分であります。(表参照)

コーン貫入10mmのときの目盛	許容支持力(kg/cm <sup>2</sup> )
6 kgのとき	3
3~4 kgのとき	2
2 kgのとき	不良地盤

〔注〕 携帯型コーンペネトロメーターには去年6月号に御紹介しました器具の外に貫入試験のとき起る外周摩擦角を除去した携帯型2重管ペネトロメーター(S 44-D)が御座います。本器につきましては後日御紹介致したいと存じます。

カタログ、その他不明の個処につきましては下記へお問い合わせ下さい

連絡先: 東京都江東区深川白河町2の7 株式会社 丸東製作所 営業部