

論 文 紹 介

今月は論文集第156号(43年8月発行) 登載論文としてつぎの5編を紹介いたします。今月紹介した論文に対する討議は44年2月20日まで受け付けます。次号では論文集第157号(43年9月発行) 登載予定論文として下記の5編を紹介する予定です。

長島 敬：外水圧を受ける埋設鉄管の設計ならびに外水圧軽減に関する理論的・実験的研究

山崎徳也・梶木 武：変断面部材をもつ骨組構造の解法

島昭治郎・室 達朗：鋼板の砂質土に対する摩擦および摩耗特性

秋田好雄・天田敏夫・柳沢一郎：低温液体貯蔵地下タンクに関する基礎的研究—本体および土壌の冷却に伴う諸現象について—

宇野尚雄：地下水水位が浅い地盤への水路からの定常浸透における浸透量と水面形

有限変形法による吊橋の解法

後 藤 茂 夫

一般に、吊橋の解析には、主ケーブルの垂直変位のみを考慮した、微分方程式による撓度理論が用いられている。しかし、この方法では、補剛桁や主ケーブル節点の水平変位は計算できず、本当の意味での厳密解とはいえない。また、斜吊材など不規則吊材を有する吊橋に対しては、特別な考慮が必要であり、計算不可能となる場合が多い。また通常の微小変形理論による変形法を用いて解析することも考えられるが、この場合には、不規則吊材の有無、外的不静定次数の増加などによる難易はなくなるが、各節点の変位量を逐次修正してくり返し計算を必要とし、線型化することはできない。

本文において、筆者の提唱する有限変形法理論によれば、以上の難点はすべて解決することになる。

すなわち変形法の利点はそのままに、厳密解は、ケーブル張力を修正することで与えられ、また、ケーブル張力を一定と仮定することにより線型化された撓度理論と対応し、影響線を求めることができる。

このことは、通常の変形法では、死荷重によるケーブル張力が支配的な長大吊橋においてさえ、くり返し計算が必要であるのに対し、もっともいちじるしい特徴である。

軸力部材に関する、有限変形法の基本式は、部材端を i, j とし、 i 端における軸力の水平、垂直成分を X_{ij}, Y_{ij} とおけば、つぎようになる。

$$X_{ij} = (a_{ij} + k_{ij}b_{ij})(x_i - x_j) + c_{ij}(1 - k_{ij})(y_i - y_j) - EA_{ij}\alpha_{ij}\epsilon t \dots (1)$$

$$Y_{ij} = c_{ij}(1 - k_{ij})(x_i - x_j) + (b_{ij} + k_{ij}a_{ij})(y_i - y_j) - EA_{ij}\beta_{ij}\epsilon t \quad (2)$$

ここで、 x, y は部材端の変位、 α_{ij}, β_{ij} は、 ij 部材の水平および垂直軸に関する方向余弦であり、 a, b, c はそれぞれつぎのようなものである。

$$a_{ij} = \frac{EA_{ij}}{l_{ij}}\alpha^2_{ij}, \quad b_{ij} = \frac{EA_{ij}}{l_{ij}}\beta^2_{ij}, \quad c_{ij} = \frac{EA_{ij}}{l_{ij}}\alpha_{ij}\beta_{ij}$$

ここで k_{ij} を含む項が、有限変形法特有のものであり、これを0とすれば、ふつうの変形法の基本式に一致する。

これは、部材の死荷重などによる初期軸力を \bar{N}_{ij} 、活荷重などが載荷され、変形を生じ、軸力が $\bar{N}_{ij} + N_{ij}$ と変化したものとすれば、

$$k_{ij} = \frac{\bar{N}_{ij} + N_{ij}}{EA_{ij}} \dots (3)$$

で表わされるものである。この基本式を主ケーブルおよび吊材に適用し、主ケーブルおよび補剛桁節点において水平、垂直方向のつりあい条件を考えれば、主ケーブル節点の変位ベクトル x, y 、補剛桁節点の変位ベクトル x', y' に関する基礎方程式は、

$$\begin{bmatrix} a + \bar{a} & c + \bar{c} & -c' & -a' \\ c + \bar{c} & b + \bar{b} & -b' & -c' \\ -c'^* & -b'^* & \bar{b} + h & \bar{c} \\ -a'^* & -c'^* & \bar{c} & \bar{a} + F \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ y \\ y' \\ x' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U \\ V \\ V' \\ U' \end{bmatrix} \dots (4)$$

と表わされる。ここで主力ケーブルに関して、

$$a_{i,i-1} = a_i, \quad b_{i,i-1} = b_i, \quad c_{i,i-1} = c_i, \quad k_{i,i-1} = k_i$$

とおけば、 a, b, c は、それぞれ $a_i + k_i b_i, b_i + k_i a_i, c_i(1 - k_i)$ より構成される symmetric tri-diagonal matrix、 $\bar{a}, \bar{b}, \bar{c}$ は、主ケーブル節点に集まる吊材に関して、それぞれ

$$\sum_j (a_{ij} + k_{ij}b_{ij}), \quad \sum_j (b_{ij} + k_{ij}a_{ij}), \quad \sum_j c_{ij}(1 - k_{ij})$$

よりなる対角行列、 $\bar{a}, \bar{b}, \bar{c}$ は、補剛桁節点に集まる吊材に関して、それぞれ

$$\sum_j (a_{ji} + k_{ji}b_{ji}), \quad \sum_j (b_{ji} + k_{ji}a_{ji}), \quad \sum_j c_{ji}(1 - k_{ji})$$

よりなる対角行列、 a', b', c' は、その要素がそれぞれ $a_{ij} + k_{ij}b_{ij}, b_{ij} + k_{ij}a_{ij}, c_{ij}(1 - k_{ij})$

となる非対称行列、 h は、補剛桁のたわみ影響線行列の逆行列に相当するもの、 F は、補剛桁の伸び剛性に関する tri-diagonal matrix、右辺は、温度および荷重項による列ベクトルである。

これら左辺の Stiffness matrix に塔、支点など、節点の拘束条件を挿入して式(4)を解けば、吊橋の各変形が求まる。実際の計算では、この Stiffness matrix の逆行列を直接求めるよりも、 x', x, y' と逐次消去して逆行列演算の次数を引きさげることが演算時間ははるかに短縮される。

そのため一つの Approach として、tri-diagonal ma-

trix の逆行列の求め方を付記した。これによれば、この種の逆行列の各要素は、簡単、迅速に計算することができる。

もちろん式(4)を解くには、 k_{ij} を一定としなければならぬが、長大吊橋では

$$k_{ij} \approx \frac{N_{ij}}{EA_{ij}}$$

といても十分である。

以下本文には、有限変形法の最も簡単な応用である横荷重を受ける連続吊橋の解析、橋軸方向に変形する吊橋主塔の解析について言及している。

また本理論は、ふつうの変形法と全く同様な取扱いによって、他の構造物、たとえば、長大アーチや、ランガ一桁、ローゼ桁などを変形を考慮して解析することもできる。またその場合にも、もっとも有力な手段である。

縦荷重を受ける任意形吊橋、横荷重を受ける単純および連続吊橋などに対する本理論による Program は、すでに、伊藤忠電子計算センター CDC 3600 のために作成され、同所に常備されている。諸兄のご参考の一助ともなればさいわいである。

(1967. 11. 2・受付)

[筆者：正会員(株)宮地鉄工所設計課]

斜支承を有する曲線格子桁橋の解析

小松定夫・林 正

1. まえがき

本研究では、斜めに配置された支承を有する連続曲線格子桁橋の解析を行なった。本文においては、主桁が相互にずれて配置されたために、横桁が主桁間を貫通していない曲線格子桁に適用できる。また、横桁が中間で一部欠けている場合にも解析可能である。この一般式から、実用性を考えて台子型曲線格子桁橋の実用計算式もあわせて導いた。

この計算式と、先に発表した曲線箱桁の実用計算式とを用いて、主桁は2本の曲線箱桁からなり、かつ斜支承を有する3径間連続曲線格子桁の数値解析を行ない、さらに模型実験によって解式の合理性を確認した。

2. 曲線斜格子桁橋

本文で扱う曲線格子桁橋は、図-1 に示すようなものである。

格子桁を横桁の midpoint で切断すると、単一化された主桁には不静定せん断力 V および不静定曲げモーメント M が作用する。

図-1 主桁・横桁・格点などの番号

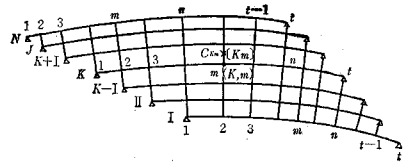
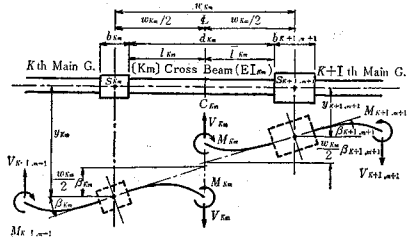


図-2 主桁と横桁の変形図



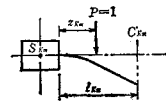
横桁を片持ばりと考えて、その自由端、すなわち断面 C_{K_m} で連続条件式を作ると、つぎのようになる。

$$y_{K+I, m+1} = y_{K, m} + \frac{w_{K, m}}{2} (\beta_{K+I, m+1} + \beta_{K, m}) - \frac{V_{K, m}}{3EI_{K, m}} (l^3_{K, m} + l^3_{K+I, m}) + \frac{M_{K, m}}{2EI_{K, m}} (l^2_{K, m} - l^2_{K+I, m}) + \frac{z^2_{K, m} (3l_{K, m} - z_{K, m})}{6EI_{K, m}} - \frac{\bar{z}^2_{K, m} (3\bar{l}_{K, m} - \bar{z}_{K, m})}{6EI_{K, m}} \dots \dots \dots (1)$$

$$\beta_{K+I, m+1} - \beta_{K, m} = \frac{V_{K, m}}{2EI_{K, m}} (l^2_{K, m} - l^2_{K+I, m}) + \frac{M_{K, m}}{EI_{K, m}} (l_{K, m} + l_{K+I, m}) - \frac{z^2_{K, m} + \bar{z}^2_{K, m}}{2EI_{K, m}} \dots \dots \dots (2)$$

上式中、 z, \bar{z} を含む項は荷重が横桁上に載荷された場合の横桁の付加変形量を表わす。

図-3 荷重が横桁上に載荷された場合



弾性方程式は、式(1)、(2)に単一化された主桁の変形量 y, β を代入して求められる。

$$\sum_{n=1}^{t-1} \left[- \left(\xi_{K, mn+1} + \frac{w_{K-I, n}}{2} \eta_{K, mn+1} \right) + w_{K, m} \times \left(\phi_{K, mn+1} + \frac{w_{K-I, n}}{2} \psi_{K, mn+1} \right) \right] V_{K-I, n} + \sum_{n=1}^{t-1} \left[\left(\xi_{K+I, m+1, n+1} + \xi_{K, mn} \right) + \frac{w_{K, n}}{2} \times \left(\eta_{K+I, m+1} - \eta_{K, mn} \right) - w_{K, m} \left(\phi_{K, mn} - \frac{w_{K, n}}{2} \psi_{K, mn} \right) + \frac{\mu_{mn}}{EI_{K, m}} \left(\frac{l^3_{K, m} + l^3_{K+I, m}}{3} - \frac{w_{K, m} (l^2_{K, m} - l^2_{K+I, m})}{4} \right) \right] V_{K+I, n} + \sum_{n=1}^{t-1} \left[- \xi_{K+I, m+1, n} + \frac{w_{K+I, n}}{2} \eta_{K+I, m+1, n} \right] V_{K+I, n} + \sum_{n=1}^{t-1} \left[- \eta_{K, mn+1} + w_{K, m} \psi_{K, mn+1} \right] M_{K-I, n}$$

$$\begin{aligned}
& + \sum_{m=1}^{t-1} \left[(\psi_{K+I, m+1, n+1} + \psi_{K, m, n}) - \omega_{K, m} \psi_{K, m, n} \right. \\
& \left. + \frac{\mu_{m, n}}{2EI_{K, m}} \{ (I_{K, m}^2 - I_{K, n}^2) - \omega_{K, n} (I_{K, m} + I_{K, n}) \} \right] \\
& \times M_{K, n} + \sum_{m=1}^{t-1} (-\psi_{K+I, m+1, n}) M_{K+I, n} \\
& = (\psi_{K+I, m+1, n} - \psi_{K, m, n}) + \omega_{K, m} \beta_{K, m} - \frac{1}{6EI_{K, m}} \\
& \times \left[z^2_{K, m} (3I_{K, m} - z_{K, m}) - z^2_{K, n} (3I_{K, n} - z_{K, n}) \right] \dots \dots \dots (3) \\
& + \frac{3}{2} \omega_{K, m} (z^2_{K, m} + z^2_{K, n}) \dots \dots \dots (3)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& \sum_{m=1}^{t-1} \left[-\phi_{K, m, n+1} - \frac{\omega_{K+I, n}}{2} \psi_{K, m, n+1} \right] V_{K+I, n} \\
& + \sum_{m=1}^{t-1} \left[(\phi_{K+I, m+1, n+1} + \phi_{K, m, n}) + \frac{\omega_{K, n}}{2} (\psi_{K+I, m+1, n+1} \right. \\
& \left. - \psi_{K, m, n}) + \frac{\mu_{m, n}}{2EI_{K, m}} (I_{K, m}^2 - I_{K, n}^2) \right] V_{K, n} \\
& + \sum_{m=1}^{t-1} \left[-\phi_{K+I, m+1, n} + \frac{\omega_{K+I, n}}{2} \psi_{K+I, m+1, n} \right] V_{K+I, n} \\
& + \sum_{m=1}^{t-1} (-\psi_{K, m, n+1}) M_{K+I, n} + \sum_{m=1}^{t-1} (\psi_{K+I, m+1, n+1} \\
& + \psi_{K, m, n}) + \frac{\mu_{m, n}}{EI_{K, m}} (I_{K, m} + I_{K, n}) \left. \right] M_{K, n} \\
& + \sum_{m=1}^{t-1} (-\psi_{K+I, m+1, n}) M_{K+I, n} = (\beta_{K+I, m+1, n} - \beta_{K, m, n}) \\
& + \frac{1}{2EI_{K, m}} (z^2_{K, m} + z^2_{K, n}) \dots \dots \dots (4)
\end{aligned}$$

(K=I, II, ..., N)

ここに、

$$\mu_{m, n} = \begin{cases} 1 & (m=n) \\ 0 & (m \neq n) \end{cases}$$

$\psi_{K, m, n}$, $\beta_{K, m, n}$; $\phi_{K, m, n}$; $\psi_{K, m, n}$; $\psi_{K, m, n}$ は第 K 主桁を単一連続曲線桁とした場合に、外力荷重、単位集中荷重 $P_{K, n}=1$ 、単位集中トルク $T_{K, n}=1$ による格点 m のたわみおよび回転角である。

式 (3), (4) は、つぎのような行列形式で表わされる。

$$\begin{bmatrix} A & B \\ C & D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V \\ M \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Q \\ S \end{bmatrix} \dots \dots \dots (5)$$

ここに、A, B, C, D は係数行列で、格子桁が図-1のごとき部材から成る場合には (N-1)(t-1) 次の正方行列となる。また、V, M は不静定断面力、Q, S は荷重項を表わす。

第 K 主桁の任意断面 x における断面力または変形量 $U_{K, x}$ は、単一化された第 K 主桁の断面 x での外力荷重による断面力または変形量を $U_{K, x, 0}$ とすると、次式にて表わされる。

$$\begin{aligned}
U_{K, x} &= U_{K, x, 0} + \sum_{n=1}^t (V_{K, n} - V_{K+I, n-1}) \zeta_{K, x, n} + \sum_{n=1}^t \\
& \times \left[(M_{K, n} - M_{K+I, n-1}) - \left(\frac{\omega_{K, n}}{2} V_{K, n} + \frac{\omega_{K+I, n-1}}{2} \right) \right.
\end{aligned}$$

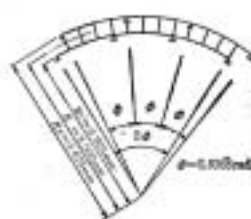
$$\left. \times V_{K+I, n-1} \right] \zeta_{K, x, n} \dots \dots \dots (6)$$

ここに、 $\zeta_{K, x, n}$, $\zeta_{K+I, x, n}$ は第 K 主桁を単一連続曲線桁とした場合に、格点 n に作用する単位集中荷重、単位集中トルクによる断面 x における断面力または変形量とする。

3. 数値計算例と実験的研究

図-4 に示すような 2 本の主桁が箱桁からなる 3 径間連続曲線格子桁橋について、断面力と変形量の影響線および垂直応力分布図とを理論計算と模型実験とから求めた。

図-4 模型の形状



この結果から、つぎのことがいえる。

① 格子作用の影響は、内桁載荷の場合に大きく現われ、垂直応力度およびたわみでは単一桁にくらべ最大 3~4 割減少する。

② 斜支承による影響は、非載荷桁において現われ、とくに、曲げモーメントおよびたわみにおいて著しく認められる。

(1967. 11. 8. 受付)

〔小松：正会員 工博 大阪大学教授 工学部〕
〔林：正会員 大阪大学助手 同〕

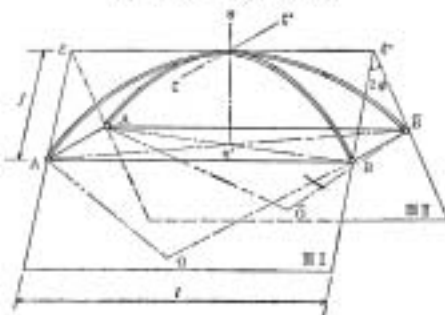
テーパーのついているアーチの弾性安定に関する基礎的研究

— 円弧の面内中心方向等分布荷重が満載作用した場合の弾性座屈について —

奥村 敏恵・松浦 聖

アーチに関する弾性安定の研究において、たとえばアーチの面内、および面外における弾性座屈や振動および無限剛膜荷重などに関する研究成果は、すでに以前より数多く発表されているが、ここでは、図-1 に示すよう

図-1 アーチ見取図

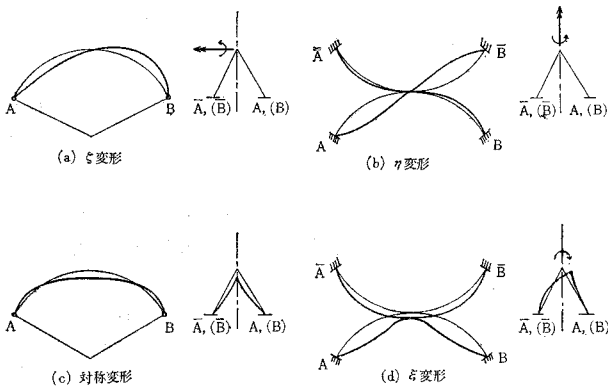


なテーパーの著しくついた圆弧アーチについて、面内中心方向に等分布荷重が満載作用する場合の弾性座屈値を、アーチの各種座屈変形状態を考慮して、解析的に求めたものである。

ここで解析の対象としたアーチでは、テーパーがついているため、たとえば座屈変形をする場合にも、スパン中央での拘束によって、常にアーチ面内および面外の挙動が同時に引き起こされ、その弾性座屈値に、テーパーの影響をも、とくに考慮する必要が新しく生じてくる。そこで、この θ の変化による影響にとくに着目して考察を行なっている。

解析に当っては、その弾性座屈基本式の誘導には、エネルギー法を用いて解析を進めている。

図-2 座屈変形状態



なお座屈変形状態としては、図-2 に示すような、 ϵ , η 対称および ϵ 変形を考慮して、変形状態と座屈値との関連についても考察し、また一方、座屈値に対する θ を含めて各種パラメーターの変化による影響についても、若干検討している。

考察の結果、弾性座屈に対するテーパー θ の効果を確かめて、安定性の増加に役立つこと、また一方、断面、寸法によっては効果がないこと、さらにまた、変形モードに対する配慮が必要なことを数値計算から例示している。

(1967. 12. 4. 受付)

〔奥村：正会員 工博 東京大学教授 工学部
松浦：正会員 名古屋大学助教授 土木工学科〕

京都市における自動車の走行 サイクルについて

——自動車排気による大気汚染の研究——

庄司 光・西田耕之助・石川義紀

自動車の排気ガスによる都市の大気汚染にたいする推測と都市計画的対策、さらには排気ガス規制、処理装置の開発においては都市における自動車交通の実態の把握

とともに走行時の運転条件、すなわち走行パターンについての十分な資料が必要である。米国では都市における自動車の各速度条件が全走行にたいして占める割合、すなわち走行モードの時間比にもとづいて7モードサイクリ(11モードサイクル)が規定されており、自動車の排気ガス評価にたいするテストサイクルとされ、排出基準値もこれにもとづいて定められている。

一方、わが国においても近年の自動車交通の増加は著しく、自動車排気にたいする規制の気運も高まりつつある。しかしながらわが国の道路事情は米国の場合とは大きく異なることから米国の走行サイクルをそのまま適用して都市の大気汚染を評価することは適当でない。このための一案として4モードサイクルが提唱されているが、これについての資料は明らかでなく、わが国の都市走行を代表させるサイクルとしては不都合な点もみられる。

これらのことから京都市の中心部で交通量の大きい地域を実験範囲に選び、区域内の交差点の交通流特性にもとづいて30通りの実験路線を選択した。それぞれの路線において実験車(プリンススカイライン、1500cc、1961年型)を走行させ、その間の走行パターンをタコグラフ(24分計)により記録させ、各モードの速度条件について出現頻度ならびに経過時間のしめる割合を測定した。さらに2つの連続したモードの組み合わせの出現頻度を測定し、単純マルコフ連鎖の理論を適用して市内走行において確率的にもっとも期待される走行サイクルのモード数を算定した。かくしてえられた基本的走行パターンに実測における速度条件の頻度および時間比にもとづく採点法による評価を行ないもっとも合理的と考えられる合成走行サイクルを導いた。その結果を要約するとつぎのとおりである。

(1) 実験区域内には20個の交差点があり、交通流の進行特性(平均;直進63%,右折19%,左折18%)にもとづいて選定した30通りの実験路線の長さは0.6~11.8km(平均3.1km)で、走行所要時間は20秒5~36分39.2秒(平均8分8.5秒)で、平均走行速度は20.8km/hを示した。

走行モードの時間比(平均)はアイドル30.3%,加速25.8%,定速26.9%,減速17.0%を示し、米国の7モードサイクルにくらべてアイドルの比率が約2倍、定速および減速の比率はかなり低い。わが国の4モードサイクルは定速が45%と著しく大きく、減速が6%と非常に小さく、本測定の成績と著しく異なる。

(2) 実験路線の走行から合計248回の走行サイクル(アイドル248回,加速381回,定速308回,減速359回)が記録され、サイクル当りの平均時間は59.2秒を

示した。

(3) 加速では 0 km/h から 40 km/h の出現頻度数がもっとも多く (全加速度数の 17.3%), 0 km/h から 30 km/h の度数がこれにつぐ。減速では 40 km/h から 0 km/h の出現度数が全減速度数の 22.0% ともっとも多く, 30 km/h から 0 km/h がついで多い。

(4) 全加速時間にたいして 0 km/h から 40 km/h への加速時間は 25.7% ともっとも大きい相対時間比を示し, 定速では 40 km/h 定速の相対時間比が 49.2% ともっとも大である。減速では 40 km/h から 0 km/h が 25.6% ともっとも大きく, 50 km/h から 0 km/h がこれにつぐ。

(5) アイドルの平均継続時間は 18.0 秒で, 40 km/h から 60 km/h への加速は 27.6 秒と加速条件のなかでもっとも大きい時間を示した。0 km/h から 40 km/h への加速の平均値は 14.7 秒である。定速では 40 km/h 定速が平均 17.5 秒ともっとも大きく, 減速では 60 km/h から 0 km/h が 20.6 秒ともっとも大きい。40 km/h から 0 km/h への減速は 8.1 秒を示す。

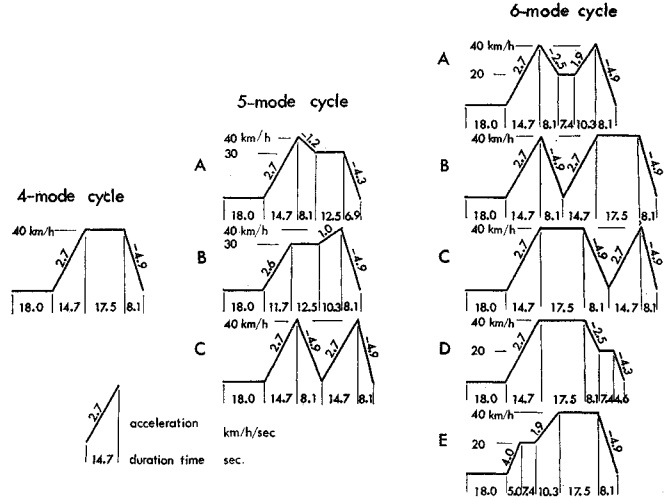
(6) 走行記録から合計 1296 の連続した 2 つのモードの組み合わせが得られ, アイドルのつぎに加速ならびに減速のつぎにアイドルの現われる度数はいずれも 248 回で, 定速のつぎに減速の現われる 度数は 243 回を示した。加速のつぎに定速が現われる 度数は 265 回, 加速のつぎに減速が現われる 度数は 116 回とこれらが比較的大である。このような各状態の現われる確率にもとづいてアイドルからはじめて n -ステップ (モード) 目にはじめてアイドルが現われる確率すなわち理論再帰時間確率 $\{f_{11}^{(n)}\}$ を求めた。すなわち理論再帰時間確率の最大値は $n=4$ で得られ, 平均再帰時間は $\mu=5.225$ (標準偏差; 2.542) を示し, 確率的にもっとも期待される走行サイクルのモード数は 5.225 である。

(7) 再帰時間確率の最大値, ならびに平均値にもとづく 4, 5, 6 モードの走行サイクルの可能な組み合わせのすべてについて実測における速度条件の相対出現頻度と相対時間比から採点法により検討した。組み合わせの数は 4 モード サイクル 1 種, 5 モード サイクル 108 種, 6 モード サイクル 239 種があげられ, 各速度条件の継続時間には実測平均値を用いた。

合成 4 モード サイクルは実測でもっとも出現頻度および時間比に大きい値を示した速度条件のみからなり, サイクル所要時間は 58.3 秒で, モードの時間も実測平均値にきわめて近い。

合成 5 モード サイクルの場合には実測で最大の出現

図-1 最適モードサイクル



頻度および時間比を示した速度条件のいずれかが欠けており, 市内における平均的走行サイクルとしては適当でない。

(8) 合成 6 モード サイクルの 5 種の基本型について可能な組み合わせ 239 種のなかから採点法によるもっとも妥当とみられた B 型および C 型の走行サイクルは同じ速度条件のみからなり, その連続順序が異なるだけで所要時間 (81.1 秒) およびモードの時間比 (アイドル 22.2%, 加速 36.3%, 定速 21.6%, 減速 20.0%) は全く等しい。また, これらの合成走行サイクルは実測における出現頻度および時間比が最大を示した速度条件から形成される。本研究でえられた合成 4 モード, 5 モード, 6 モードのパターンは 図-1 に示すとおりである。

以上は京都市の中心部における自動車の走行実験からの走行サイクルの解析, ならびにもっとも合理的とみとめられる走行サイクルを導いた過程である。しかし, 本実験の合成走行サイクルをそのままが国の他の都市に適用するにはさらに道路事情, 交通量, 運転習性などの点から詳細な検討を要する。 (1967. 5. 23・受付)

庄司: 正 会 員	医 博	京都大学教授	工学部
西田: 正 会 員		京都大学助手	同
石川: 学 生 会 員		京都大学大学院	

コンクリート ミキサ内の骨材粒子の基本運動をもととする混合度の考察

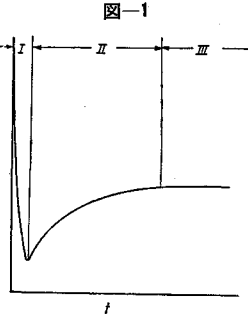
——混合羽根を考えない場合——

榎 場 重 正

1. 粒子の運動に関する基本因子と混合度の関係

コンクリート ミキサ内における固体粒子の混合, 分

離は粒子相互の運動差によって生ずる各粒子の位置的移動による粒子群の分布の変化で、著者はさきに混合機構の究明にあたり、仕込割合の分布状態を理想混合として、実際混合の過程において各所における各粒子の混合割合を測定し、その結果よりミキサ全体の混合度 X を算定することが最も妥当であることを提唱した。しかししてコンクリートミキサにおける混合は著者の従来の研究より図-1に示すように



I (混合領域), II (分離領域), III (平衡領域)の3領域を示す。多成分系固体粒子の混合は非常に複雑で、混合の過程および固体粒子のミキサ内の運動に対する基本的微分方程式は一応求めることができるが、これを数学的に積分して混合の過程あるいは混合度との関係をもとめることは困難である。しかるにかかる混合の過程に対して、その過程を表現する微分方程式や混合の現象に関与すると考えられる物理的諸元が既知であるとき、これらより次元解析による方法がとられる。すでに液混合や粉碎においてもこの方法が試みられている。

ミキサにおける混合は従来の研究より明らかなようにつぎの3つの運動により支配されると考えてよいであろう。すなわち、1. 流動運動、2. 飛しょう運動、3. 拡散運動、の3つで、これらの運動はミキサの形式、寸法、混合材料の物性、混合操作条件により定まるもので、当然混合度 X は粒子の運動を左右する因子の関数として取り扱われるべきであると考ええる。

いま各粒子の分布濃度を f_i とし、回転軸に直角な断面に x, y 軸を、回転軸方向に z 軸をとり、 u, v をおのおの x, y 方向の速度、 k を拡散定数とすれば、強制対流、拡散による f_i の時間的变化はつぎの式で与えられる。

$$\left(u \frac{\partial f_i}{\partial x} + v \frac{\partial f_i}{\partial y}\right) + k \frac{\partial^2 f_i}{\partial z^2} = - \frac{\partial f_i}{\partial t} \dots\dots(1)$$

式(1)が成立するために、 L を代表長さ、 v を代表速度、 ρ_0 を密度、 μ_g を粘度、 T を時間とすれば、上式より

$$\phi \left[\frac{\rho_0 v L}{\mu_g} \cdot \frac{v^2}{gL} \cdot \frac{L^2}{kT} \right] = \text{定数} \dots\dots(2)$$

なる関係をうる。しかして拡散係数 k はそのときの回転速度 N 、ミキサの代表寸法である最大直径 D 、使用材料の平均径 d の関数と考えられるから、式(2)の第3項は、 $\left[\frac{L^2}{NDdT} \right]$ となり、さらに L^2 を D と d であらわせ

ば、結局第3項は、 $\left[\frac{1}{NT} \right]$ となる。また粒子の運動速度 v はミキサの最大直径部の周速 πDN の関数となるから式(2)は、

$$\phi \left[\frac{\rho_0 NDd}{\mu_g} \cdot \frac{N^2 D^2}{dg} \cdot NT \right] = \text{定数}$$

となり、式中の3つの無次元項が混合、分離を左右する主要因子となると考えられる。

一方ミキサ内における固体粒子の各運動に影響を与える基本因子について検討を加えてみると、流動運動に対する運動方程式は

(a) すべりのない場合

$$\frac{d^2 x}{dt^2} + \frac{15}{28} \frac{\rho_0}{\rho_m} \frac{c_R}{d} \left(\frac{dx}{dt} \right) - \frac{5}{7} g \sin \varphi_1 = 0 \dots\dots(3)$$

(b) すべりのある場合

$$\frac{d^2 x}{dt^2} = g(\sin \varphi_1 - \mu' \cos \varphi_1) - \frac{3}{4} \frac{c_R}{d} \frac{\rho_0}{\rho_m} \left(\frac{dx}{dt} \right)^2 \dots\dots(4)$$

飛しょう運動に対して

$$\frac{d(v \cos \varphi)}{v^2 \cos^3 \varphi} = - \frac{3}{4} \frac{c_R \rho_0}{d \rho_m g} \frac{d \varphi}{\cos^3 \varphi} \dots\dots(5)$$

拡散運動に対しては

$$\frac{\partial \bar{w}}{\partial t} = k \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} \dots\dots(6)$$

となり、これら運動方程式に影響を与える無次元項を求めてみれば、各式の元方程式より

$$\phi_1 \left[\frac{\rho_0 NDd}{\mu_g} \cdot \frac{N^2 D^2}{dg} \cdot \mu' \cdot \frac{\rho_0}{\rho_m} \right] = \text{定数} \dots\dots(7)$$

$$\phi_2 \left[\frac{\rho_0 NDd}{\mu_g} \cdot \frac{N^2 D^2}{dg} \right] = \text{定数} \dots\dots(8)$$

$$\phi_3 [NT] = \text{定数} \dots\dots(9)$$

なる関係をうる。しかしてこれら無次元項のうち固体粒子の運動に影響する操作条件に対する基本因子は

$\left[\frac{\rho_0 NDd}{\mu_g} \right]$, $\left[\frac{N^2 D^2}{dg} \right]$, $[NT]$ の3項となる。また混合度 X に関与すると考えられる物理的諸元を理論的、実験的考察より与え、 X をこれら物理的諸元の関数として次元解析を行なえば

$$X = K_1 \left[\frac{NDd\rho_0}{\mu_g} \right]^a \left[\frac{N^2 D^2}{gd} \right]^b \left[\frac{L^2}{kT} \right]^c [NT]^d \times \left[\frac{d}{D} \right]^e \left[\frac{d}{L} \right]^f \left[\frac{\rho_0}{\rho_m} \right]^g [\mu_1]^k [\mu_2]^i [\mu_3]^j \dots(10)$$

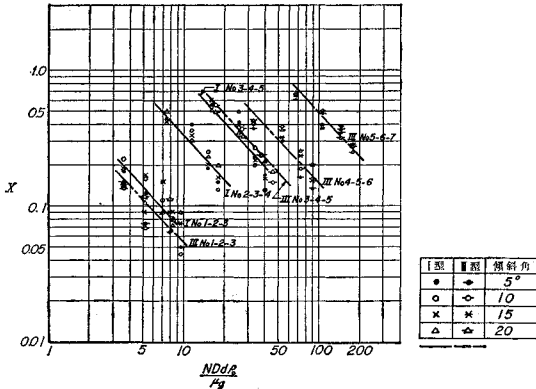
ただし $d = \sqrt[3]{d_1 d_2 \dots d_n}$

となり $[\]$ の中はいずれも無次元項で第5項より第10項までは与えられたミキサ、骨材に対して定数であるから、操作条件に対しては

$$X = K \left[\frac{NDd\rho_0}{\mu_g} \right]^a \left[\frac{N^2 D^2}{gd} \right]^b [NT]^c \dots\dots(11)$$

なる関係をうる。

図-2



以上混合過程に対する微分方程式，ミキサ内の固体粒子の運動方程式および混合度に関すると考えられる物理的諸元より求めた無次元項は式(11)に示す3つとなり，これらの項が混合，分離を左右する主要因子となり混合度Xは結局，式(11)で表わされると考えられる。

2. 理論式に関する実験的考察

上に求めた理論式について，従来行なってきた実験結果より検討を加えると，まず混合度Xへの各項の影響についてXと各項の関係を両対数目盛で図示すれば図-2より図-5に示すとおりで，

図-5

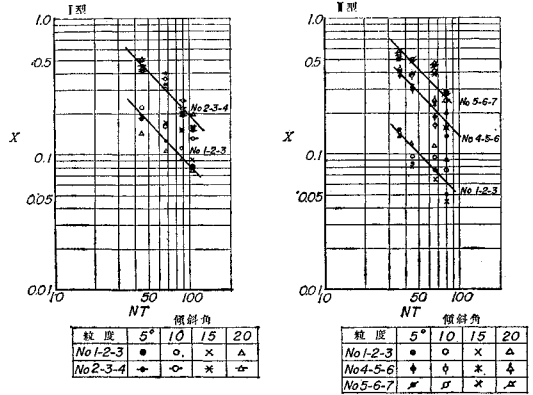


図-6

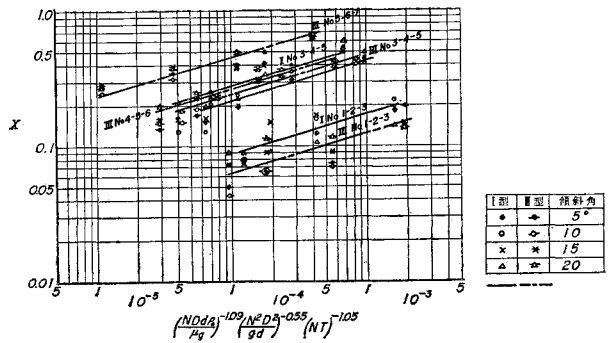


図-7

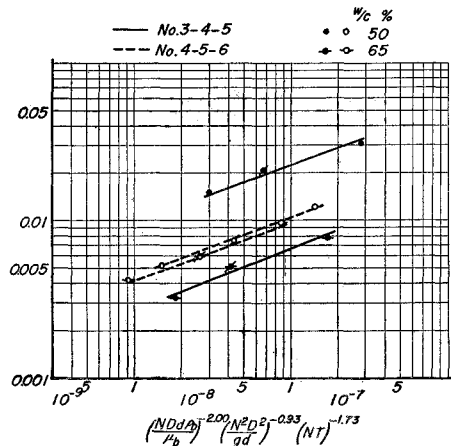


図-3

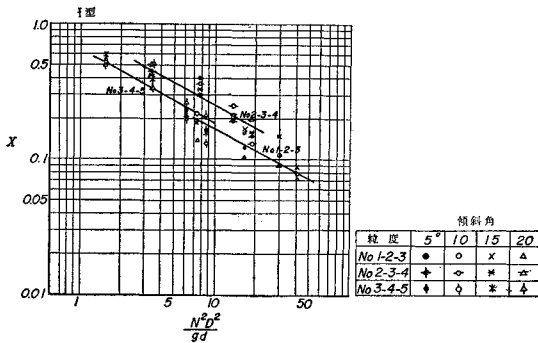
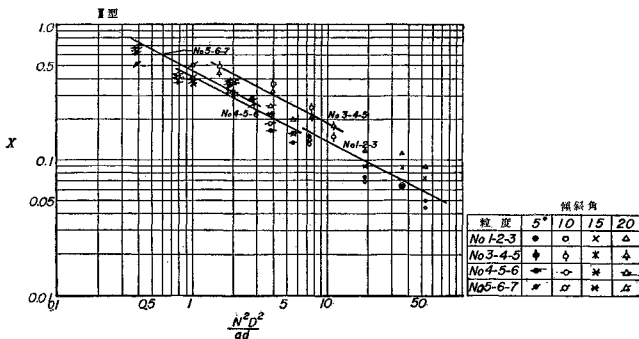


図-4



この結果より混合度 X と各項の関係は $X=k_1 \left[\frac{NDd \rho_0}{\mu_g} \right]^{-1.09}$, $X=k_2 \left[\frac{N^2D^2}{dg} \right]^{-0.55}$, $X=k_3 [NT]^{-1.05}$ となる。しかし実際には混合度 X はこれら 3 項が同時に影響するから，混合度 X と $\left[\frac{NDd \rho_0}{\mu_g} \right]^{-1.09} \times \left[\frac{N^2D^2}{dg} \right]^{-0.55} \times [NT]^{-1.05}$ の関係を示すと図-6 に示すとおりで，これらより最終的に各項の指数 α, β, θ および係数 K を

表-1

型	骨材組み合わせ	α	β	θ	K
I	No. 1-2-3	-0.32	-0.16	-0.30	1.2
	No. 2-3-4				3.1
	No. 3-4-5				4.1
III	No. 1-2-3	-0.32	-0.16	-0.30	0.92
	No. 3-4-5				3.4
	No. 4-5-6				3.8
	No. 5-6-7				6.5

決定すると表-1に示すとおりである。

ペーストが入っても混合の過程はから練り状態と同じような3つの領域を示し、粒子相互の運動はから練りの場合とほぼ等しいと考えられる。したがってペーストが入った場合でも式(11)は成り立ち、混合度 X_p は3つの無次元項により支配されるとすれば、前と同様にして

図-7に示すようになり、ペーストが混入した場合についても式(11)が成り立つ。しかしこの場合の指数、係数、 w/c 、使用材料あるいはその他の操作条件によって支配されると考えられるので、さらに広範囲の実験にまたなければならぬ。

(1967. 7. 6・受付)

[正会員 工博 金沢大学教授 工学部]

【研究ノート】

地盤変形を考慮に入れた鋼管橋脚の地震応答の統計解析

小坪 清真・高西 照彦

論文集への討議について

論文集編集委員会では、論文集に掲載した全論文に対しての討議を受け付けておりますので、討議をされる方は下記事項をご参照のうえ論文集編集委員会へご提出下さい。

記

1. 討議は論文集掲載全論文を対象とします。
2. 討議の受付は論文集掲載後6ヵ月以内とします。
3. 討議原稿を提出するときは学会原稿用紙に必要事項を記入のうえ論文集編集委員会へご提出下さい。
4. 討議原稿の取扱いは論文集編集委員会にご一任下さい。
5. 討議に関する問い合わせは論文集編集委員会へご連絡下さい。

日本図書館協会選定図書

東京コンサルタンツK.K 社長 福岡 保 著

初級土質力学

理工図書 197p. A5 ¥880

「新たに工業高校を出た人や、現場の人のため、著者17年の実務・教育体験と実際の質疑応答に基づいて平明な記述で解説。高校生・大学生・教師向き、