

高速度自動車道路の設計と運用に関する考察

“Some Aspects of Freeway Design and Operation”

By Terry J. Owens

Traffic Engineering, Vol. 27, No. 7, April, 1957

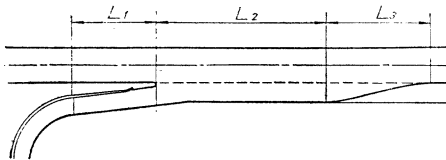
各都市において、高速度自動車道路は、安全、速度、容量の点で、一般道路にくらべて、はるかにすぐれていることが立証されているが、これは主として設計上の特徴によるものである。根本的な設計の進歩が、高速度自動車道路の安全や効率の向上をもたらしていることは、すでに知るところであるが、今後は運用上の進歩によるべきであろうと思われる。

設計上に、特に重要な問題は、加速・減速車線であろう。Houston の Gulf Freeway では、交角 4° の反向曲線が用いられている例があるが、この合流部の根本的な問題は、主として

1. 高速車線速度と坂路速度との差
2. 高速車線と合流部坂路の交通量
3. 高速車線と坂路の勾配

であろう。Albert Rollins は、これを数学的に分析している。例えば、高速度自動車道路の速度 80 km/h、坂路速度 48 km/h の場合、加速部、合流部、のみ込み部を含む全延長は約 280 m になるといつているが、この値は、現在の設計基準をはるかに越えたものである。この各数値は 図-1 のとおりである。

図-1

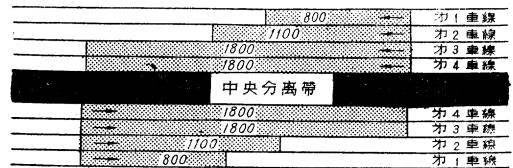


初速 km/h	高速度自動車道路の設計速度											
	64 km/h				80 km/h				96 km/h			
	L ₁	L ₂	L ₃	計	L ₁	L ₂	L ₃	計	L ₁	L ₂	L ₃	計
16	m	m	m	計	m	m	m	計	m	m	m	計
	104	61	58	228	238	82	76	396	—	—	—	—
32	73	61	58	192	192	82	76	350	384	113	95	592
48	—	61	58	119	122	82	76	280	305	113	95	513

California では、事故頻度と坂路との関係について研究が行われているが、California Highways & Public Works, March-April 1950 の報告によると、坂路を出る場合の事故は、入る場合の事故の 3 倍の頻度で発生している。一般に減速車線は加速車線より短いが、これも関連のあることであろう。

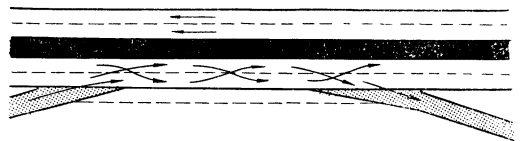
この高い事故発生率は、高速車線に入るまでより、むしろ高速車道で減速することに起因するものである。California では、高速度道路に入ることのできる交通量は、合流部より坂路や隣接車線数に影響されている。California の高速度自動車道路に関する研究の結果では、72 km/h の平均速度の場合、外側車線や合流部で最高 800 台/h しかさばけない。同様に、第 2 車線 1100 台/h、第 3、4 車線は、それぞれ 1800 台/h で、総計 5500 台/h となるが、これは 8 車線の高速度自動車道路における片側 4 車線の実際的な交通量と考えることができる。この結果によれば、4 車線には、6000 台/h、1 車線につき、1500 台/h の設計交通量と大分ぐい違っている (図-2 参照)。

図-2



また高速車線の交通流の混乱は、坂路付近に発生することがわかるが、これは 図-3 に示すように、高速度自動車道路の容量を減ずる原因となるものである。坂路が少ければ、交通容量は増加するが、また坂路の位置は、高速度自動車道路から出入する交通量をさばく付近の幹線道路の容量にも関連する。

図-3

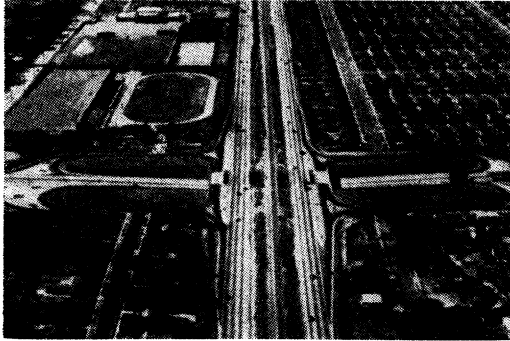


坂路が連続して接続するような設計は、自動車が高速度自動車道路とを編物状に走行し、過度の混乱を生ずるので好ましくない。この自動車走行の混乱を防止し、走行を円滑にするためには、特別に車線を追加する方法が考えられる。

California では、クーパー型立体交叉の坂路の数を減らすために、“collector distributor” 道路の方式を採用している。写真-1 にあるように、この方式により、坂路の数は 4 カ所にへらされている。このように、坂路の接続カ所を減らす方法は、ほかにもあるが、Los Angeles 近くの Harbor Freeway もその一つで、collector 道路を利用している。この高速度自動車道路は、形式上 8 車線であるが、この方式により、各方向別の車線数は 3 車線に減らされ、2 車線の collector distributor 道路は、高速車線の外側に中央分離帯をおいて設けられている。

collector distributor 道路は、高速度自動車道路の機

写真—1



能を拘束しないし、高速度自動車道路上に事故があつて交通止になつた場合のう回路にもなるし、また交通が混雑したときには、通過交通に対して余裕車線ともなる。

すべての有能な設備と同様に、高速度自動車道路も、モーターリストに多大な人気があり、誰もが高速度自動車道路を利用したがっているが、その結果、速度は落ち、神経は疲れ、過労になつて、いずれは不満を感じようになる。

混雑によつて速度が 56 km/h に落ちてても、中央分離帯に近接する車線は 2000 台/h 以上の容量があることがわかつた。これは自動車相互の間隔が 1 台当り 1.8 秒、また 30 m であることによるため、平均速度が 72 km/h の場合ならば、4 車線で 5500 台/h をさばくことは至つて容易なことである。

坂路間の距離を伸ばすことによつて、交通上の目的は達成されても、坂路にはますます交通の集中をきたし、地上の幹線道路にも無理を生ずることも、また当然のことである。

また、モーターリストが前方の事故状況を知ることができるということも、都合のよいことである。かりに 6 km 前方に事故があつて、交通止めされたことがわかれば、モーターリストは高速度自動車道路をさけ、他の道路によつて目的地に向うことができる。これは信号やラジオによつて知ることができるであろう。

interchange 相互の間隔は必要最小値 1.6 km、絶対最小値 0.8 km である。運転手が道路を選択するのに必要な最小距離は、前方 200 m なければならぬ。

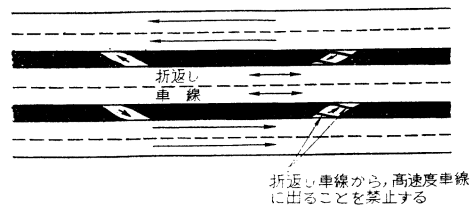
高速度自動車道路の曲線部中心線半径は、やむを得ない場合のほかは、最小 650 m は必要であろう。

いままで建設された高速度自動車道路は、当初設計した交通量をはるかに上まわつているが、現今建設している道路で、中央分離帯が拡幅されつつある状況は、投資の上からも当然必要な処置と考えられる。

また右側の路肩は、すべての高速度自動車道路に必要なであるが、中央分離帯の路肩は 6~8 車線の場合にだけ必要となる。

最後に未解決の二つの問題を提出しよう。すなわち 図—4 にあるように、折返し車線の考え方は、高速度自動車道路に適用できないものだろうか。

図—4



また長距離交通車線が、中距離交通車線から分離している超速度自動車道路の建設は、交通および経済上有益ではないだろうか。

(建設省道路局 土屋 雷蔵)

コワサ マトリックスによるトラスの解法

“Truss Analysis by Stiffness Considerations”

By Harold C. Martin.

Proc. ASCE, Vol. 82, No. EM. 4, Oct. 1956

概説 平衡および連続条件を満足し、力と変位とを関係づけるコワサ マトリックスを用いて、構造（特に不静定構造）を解くのには有効な方法をトラスを対象として説明する。この方法はハリ、殻等よりなる構造にも適用できるが、不静定次数の高いトラスでその特長が発揮され、タワミ、部材力、反力等がマトリックス演算で容易に求められる。なお原論文には触れていないが、振動問題の解析にも非常に有効である。

まず解法の概要を説明する。荷重、支点条件を考える前に、他のすべての節点変位を拘束しておき、ある一つの節点を与えられた方向に任意に変位させ、それに必要な力を求める。

各節点をこのように順次変位させ、この結果を重畳し変位と力とを関係づける 1 組の方程式を作りこれをマトリックスで表示する。

次に荷重、支持条件を考え、マトリックス演算で節点変位、反力、部材力を順次求める。

コワサについて 最初、弾性バネを考え、作用力を F 、変位量を δ とすれば、次式が成立する。

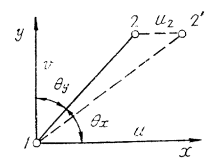
$$F = K \cdot \delta, \quad \delta = K^{-1} \cdot F$$

この K, K^{-1} をそれぞれ弾性バネのコワサ、やわらかさと名づける。

次に、図—1 のようなトラスの一部材を考える。

節点 1 の変位は拘束しておき、節点 2 が x 方向に u_2 だけ変位したとすれば、部材長の変化量およびこれに要した力は次式で示される。

図—1



$$\Delta L = u_2 \cdot \cos \theta_x = u_2 \cdot \lambda$$

$$P = \frac{AE}{L} \cdot \Delta L = \frac{AE}{L} \cdot u_2 \cdot \lambda$$

P の x, y 各方向の成分を F_{x_2}, F_{y_2} とすると,

$$F_{x_2} = P \cdot \cos \theta_x = P \cdot \lambda = \frac{AE}{L} \cdot u_2 \cdot \lambda^2$$

$$F_{y_2} = P \cdot \cos \theta_y = P \cdot \mu = \frac{AE}{L} \cdot u_2 \cdot \lambda \mu$$

力の平衡条件から次式が成立する。

$$F_{x_1} = -F_{x_2} = -\frac{AE}{L} \cdot u_2 \cdot \lambda^2$$

$$F_{y_1} = -F_{y_2} = -\frac{AE}{L} \cdot u_2 \cdot \lambda \mu$$

この考え方を拡張し, 部材 1-2 について一般的な力と変位との関係を求めると,

$$F_{x_1} = \frac{AE}{L} (\lambda^2 \cdot u_1 + \lambda \mu \cdot v_1 - \lambda^2 \cdot u_2 - \lambda \mu \cdot v_2)$$

$$F_{y_1} = \frac{AE}{L} (\lambda \mu \cdot u_1 + \mu^2 \cdot v_1 - \lambda \mu \cdot u_2 - \mu^2 \cdot v_2)$$

$$F_{x_2} = \frac{AE}{L} (-\lambda^2 \cdot u_1 - \lambda \mu \cdot v_1 + \lambda^2 \cdot u_2 + \lambda \mu \cdot v_2)$$

$$F_{y_2} = \frac{AE}{L} (-\lambda \mu \cdot u_1 - \mu^2 \cdot v_1 + \lambda \mu \cdot u_2 + \mu^2 \cdot v_2)$$

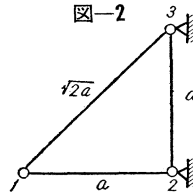
マトリックス表示によれば

$$\{F\} = [K]\{\delta\}$$

この正方マトリックス $[K]$ はトラス部材のコワサで, 力と変位とを結ぶマトリックスである。なお $[K]$ の要素, $k_{\alpha\beta} = k_{\beta\alpha}$ は線形構造における相反定理の成立を示す。

例題 本解法の要領を説明するため, 図-2 のような簡単な場合を解いてみよう。

まず下表の各数値を算定する。



部材	x	y	L	λ	μ	λ^2	μ^2	$\lambda\mu$	$\bar{\lambda}^2$	$\bar{\mu}^2$	$\bar{\lambda}\bar{\mu}$
1-2	a	0	a	1	0	1	0	0	1	0	0
1-3	a	a	$\sqrt{2}a$	$1/\sqrt{2}$	$1/\sqrt{2}$	$1/2$	$1/2$	$1/2$	$1/2\sqrt{2}$	$1/2\sqrt{2}$	$1/2\sqrt{2}$
2-3	0	a	a	0	1	0	1	0	0	1	0

ここで, $\lambda = x/L, \mu = y/L, \bar{\lambda}^2_{i-j} = a \cdot \lambda^2_{i-j} / L_{i-j}$

上表を利用し, 力と変位との関係式が次のように書ける。

$$\begin{Bmatrix} F_{x_1} \\ F_{y_1} \\ F_{x_2} \\ F_{y_2} \\ F_{x_3} \\ F_{y_3} \end{Bmatrix} = \frac{AE}{a} \begin{bmatrix} 1 + \frac{1}{2\sqrt{2}} & \frac{1}{2\sqrt{2}} & -1 & 0 & -\frac{1}{2\sqrt{2}} & -\frac{1}{2\sqrt{2}} \\ \frac{1}{2\sqrt{2}} & \frac{1}{2\sqrt{2}} & 0 & 0 & -\frac{1}{2\sqrt{2}} & -\frac{1}{2\sqrt{2}} \\ -1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & -1 \\ -\frac{1}{2\sqrt{2}} & -\frac{1}{2\sqrt{2}} & 0 & 0 & \frac{1}{2\sqrt{2}} & \frac{1}{2\sqrt{2}} \\ -\frac{1}{2\sqrt{2}} & -\frac{1}{2\sqrt{2}} & 0 & -1 & \frac{1}{2\sqrt{2}} & 1 + \frac{1}{2\sqrt{2}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ v_1 \\ u_2 \\ v_2 \\ u_3 \\ v_3 \end{Bmatrix}$$

この正方コワサマトリックスは, $k_{\alpha\beta} = k_{\beta\alpha}$ なる対称性および x, y 各方向の力の和は 0 という条件でチェックできる。なお, このコワサマトリックスの第 1 列は, 変位 u_1 による力, $F_{x_1}, F_{y_1}, F_{x_3}, F_{y_3}$ を表すもので計算過程は次のようである。

$$F_{x_1}; \quad \bar{\lambda}^2_{1-2} + \bar{\lambda}^2_{1-3} = 1 + \frac{1}{2\sqrt{2}}$$

$$F_{y_1}; \quad \bar{\lambda}\bar{\mu}_{1-2} + \bar{\lambda}\bar{\mu}_{1-3} = 0 + \frac{1}{2\sqrt{2}}$$

$$F_{y_3}; \quad -\bar{\lambda}\bar{\mu}_{1-3} = -\frac{1}{2\sqrt{2}}$$

次に支点の条件を考えると,

$$u_2 = v_2 = u_3 = v_3 = 0$$

また $F_{x_2}, F_{y_2}, F_{x_3}, F_{y_3}$ は反力となる。従つて,

$$\begin{Bmatrix} F_1 \\ F_{2,3} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} \\ K_{12}' & K_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_1 \\ 0 \end{Bmatrix}$$

$$[K_{11}] = \frac{AE}{a} \begin{bmatrix} 1 + \frac{1}{2\sqrt{2}} & \frac{1}{2\sqrt{2}} \\ \frac{1}{2\sqrt{2}} & \frac{1}{2\sqrt{2}} \end{bmatrix}$$

$$[K_{12}] = \frac{AE}{a} \begin{bmatrix} -1 & 0 & -\frac{1}{2\sqrt{2}} & -\frac{1}{2\sqrt{2}} \\ 0 & 0 & -\frac{1}{2\sqrt{2}} & -\frac{1}{2\sqrt{2}} \end{bmatrix}$$

$[K_{12}]' = [K_{12}]$ の転置マトリックス

$$[K_{22}] = \frac{AE}{a} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & -1 \\ 0 & 0 & \frac{1}{2\sqrt{2}} & \frac{1}{2\sqrt{2}} \\ 0 & -1 & \frac{1}{2\sqrt{2}} & 1 + \frac{1}{2\sqrt{2}} \end{bmatrix}$$

マトリックス演算で, 節点変位, 反力, 部材力を求める。

$$\begin{Bmatrix} F_{x_1} \\ F_{y_1} \end{Bmatrix} = [K_{11}] \begin{Bmatrix} u_1 \\ v_1 \end{Bmatrix} \quad \therefore \begin{Bmatrix} u_1 \\ v_1 \end{Bmatrix} = [K_{11}]^{-1} \begin{Bmatrix} F_{x_1} \\ F_{y_1} \end{Bmatrix}$$

$$= \frac{a}{AE} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 + \frac{1}{2\sqrt{2}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} F_{x_1} \\ F_{y_1} \end{Bmatrix}$$

$$\begin{Bmatrix} F_{x_2} \\ F_{y_2} \\ F_{x_3} \\ F_{y_3} \end{Bmatrix} = [K_{12}]' \begin{Bmatrix} u_1 \\ v_1 \end{Bmatrix} = [K_{12}]' [K_{11}]^{-1} \begin{Bmatrix} F_{x_1} \\ F_{y_1} \end{Bmatrix}$$

$$= \begin{bmatrix} -1 & 1 \\ 0 & 0 \\ 0 & -1 \\ 0 & -1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} F_{x_1} \\ F_{y_1} \end{Bmatrix}$$

荷重および反力がわかれば部材力は次の一般式で求められる。

$$P_{i-j} = \left(\frac{AE}{L} \right)_{i-j} [\lambda_{i-j}(u_j - u_i) + \mu_{i-j}(v_j - v_i)]$$

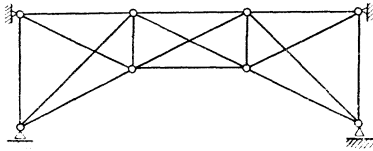
これもマトリックス表示ができ,

本例題の結果を示せば、次のようである。

$$\begin{Bmatrix} P_{1-2} \\ P_{1-3} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} -1 & 1 \\ 0 & -1/\sqrt{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} F_{x1} \\ F_{y1} \end{Bmatrix}$$

最後に、原論文では図-3に示すような外的5次内の3次不静定トラスを解いている。

図-3



(早稲田大学 平嶋 政治)

三軸試験における粒状物質の体積変化

“Volume Changes in Drained Triaxial Tests on Granular Materials”
By P.L. Newland & B.H. Allely
Géotechnique, March 1957

この論文は、セン断中の物質の体積膨脹の面から最大応力と残留応力の差異を説明しようとするものである。またこれより滑り摩擦角と内部摩擦角の差異を破壊の形式から説明できることを暗示することができる。

砂での三軸圧縮試験では、砂の密度が限界より高ければその体積は試験中に増加する。A. Casagrande は体積膨脹はかみ合った粒子が互いに滑り登るためとした。いまセン断中の粒子の動きを解析すると、セン断応力が水平方向に働らくときに粒子 a は a' との関係で動き、粒子がつぶれなければ移動方向は二つの粒子の接線方向となる(図-1(a))。

その結果粒子は垂直方向の移動成分を持ち体積は膨脹する。まさに移動が始まろうとするときに θ は最大となり、セン断応力と体積膨脹率は最大となる。そのときのセン断力の値

τ_{max} は、 $\theta_1 = \theta_2 = \dots = \theta_n = 0$ のときの摩擦力を克服するのに要するセン断応力 $\sigma_{R'}$ と、膨脹するのに要するセン断応力の和である。セン断変位が進むと、粒子はそれぞれの最高点に達し、おのおの θ 値は 0 になり膨脹は終り、セン断応力は残留応力 τ_R に達する。もし解析方法が正しければ、 $\tau_{R'} = \tau_R$ となるはずである。

上述の解析においては、各粒子は両側の粒子とは独立に上下に動くことができると仮定してあるが、一般にこ

の運動は隣りの粒子により拘束される。例えば 図-1(b) では上半分が一単位として働らき、変形は最も急な二面に沿っておこり、中間部は分離する。このとき一定の変位に対する θ の平均値すなわち体積膨脹は、粒子が単独に動くときよりも大きくなる。橋(上記の一単位)が小変位の後にこわれると体積膨脹は上記にくらべて小さくなる。変位の継続している間に同様の過程がくり返されると体積変化曲線は 図-2 の鎖線のように、連続的にくり返されると点線のようになる。そして滑り摩擦角 ϕ_n を、この仮想的な点線の勾配を用いて計算すると、真値より大きな値となる。かくて ϕ_n の値は摩擦係数だけでなく、破壊の形にも依存するのである。

次にこの解析を三軸圧縮に拡張する。セン断力 τ の方向を水平 α とすると(図-3)、次の理論は三軸圧縮試験と結びつく。

$$\frac{\tau}{\sigma_n} = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3) \sin \alpha \cos \alpha}{\sigma_1 \cos^2 \alpha + \sigma_3 \sin^2 \alpha} = \tan \alpha \dots \dots \dots (1)$$

さらに $\tan \phi$ が最大になる角 $\alpha = 45^\circ + \phi/2$ を用い、

$$\frac{\sigma_{1 \max}}{\sigma_3} = \tan^2 \left(45^\circ + \frac{\phi_f}{2} + \frac{\theta}{2} \right) \dots \dots \dots (2)$$

$$\frac{\sigma_{R'}}{\sigma_3} = \tan^2 \left(45^\circ + \frac{\phi_f}{2} \right) \dots \dots \dots (3)$$

$\theta = 0$ のとき

$\sigma_{1 \max}$ は最大またはピーク応力で、 $\sigma_{R'}$ は σ_{\max} の一部で $\theta = 0$ と仮定したときの摩擦抵抗を克服するのに必要な応力である。

ここで体積膨脹率と θ の関係を述べよう。以下の推論は近似である。図-3 のクサビ ABC

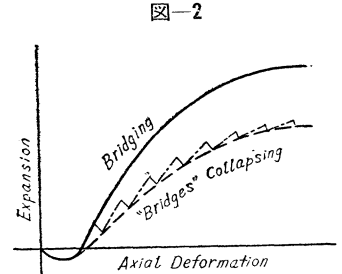


図-2

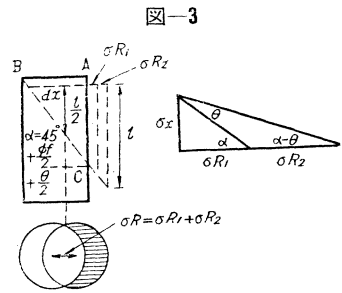


図-3

の変形による供試体の軸方向体積変化は $\delta V = \pi R^2 \delta x$ である。側方向に δR だけクサビを動かすと断面積の変化は 図-3(b) の斜線の部分に等しく約 $2R \delta R$ である。断面積の増加する部分の長さは $l/2$ から l 、平均 $3/4 l$ である。なおこの体積変化は 2 つの部分よりなる。

- a) クサビの側方向変位 δR_1 の必然の結果としての軸方向体積変化 δV
- b) クサビの側方向変位 δR_2 に対応する、供試体の全体の体積膨脹 δv

以上を考慮して θ と体積膨脹率の関係を求めると

$$\tan \theta = \frac{\frac{\sigma_1 \max (\frac{\delta v}{\delta V})_{\max}}{\sigma_3}}{1 + \frac{\sigma_1 \max (\frac{\delta v}{\delta V})_{\max}}{\sigma_3}} \dots \dots \dots (4)$$

が求まる。

三軸試験結果より求めた $\sigma_1 \max$ と $(\delta v / \delta V)_{\max}$ の値と式 (4), (2), (3) を用いると $\sigma_{R'}$ が求まり、試験結果より直接求めた σ_R と比較ができ、それから提案理論の正当性が確かめられる。そのため多くの排水三軸試験を鉛の散弾で行った。その $\sigma_{R'}$ と σ_R の値の比は次表のようになる。

側 圧 σ_3 lb/sq in	7.5	20	40	80
$\sigma_R - \sigma_3$ (1)	1.69, 1.85, 1.71	1.41, 1.25	0.95, 1.11	1.0, 1.15
$\sigma_{R'} - \sigma_3$ (2)	0.78, 0.92, 0.85	0.85, 0.76	0.65, 0.72	0.68, 0.82

(1) は提案された理論によるもの

(2) は D. Taylor のエネルギーを考察した理論によるものである。

これから見ると、側圧が 20 lb/sq in 以上のときは良好な一致が見られるが、それ以下ではうまく合わない。原因は

- a) 供試体のプレストレスの影響
- b) 膜の不適合の影響

ともに側圧の低いときにいちじるしく、この影響を修正した結果を示すと次のようになる。

側 圧 lb/sq in	7.5			
$\sigma_R - \sigma_3$	修正前	1.69	1.85	1.71
$\sigma_{R'} - \sigma_3$	修正後	1.30	1.42	1.30

c) 試験結果から応力を計算する際のエラー：このエラーを数値的に修正することはできないが、これを考えるとさらによく一致するものと思われる。

結 論 適当な修正を加えると、提案された理論はエネルギー考察による理論よりも、よく試験結果と一致する。

また滑り摩擦角 ϕ_n と内部摩擦角 ϕ_f の差異も提出され、それが ϕ_n の関数であることが暗示される。

(建設省土木研究所 佐藤 和夫)

埋込みピンの引抜きによるコンクリートの硬化速度の測定

“Measuring the Rate of Hardening of Concrete by Bond Pullout Pins”
By T.M. Kelly & D.E. Bryant
1957 Preprint 76, A.S.T.M. The 60th Annual Meeting, June 16~21, 1957

まだ固まらないコンクリートの凝結または硬化進行度を定義したり表現することは、セメントにおけるように簡単ではない。しかし、再振動締固めとか、打継目を施

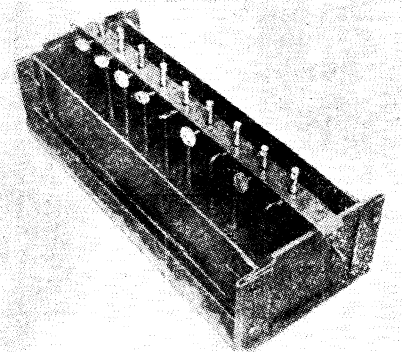
工するためとかに、簡単にコンクリートの凝結を知ることができれば非常に都合がよい。

既往の研究としては、ソニスコープを用いてコンクリートの凝結の進行状態を調べた Whitehurst 氏の論文や¹⁾、コンクリートを湿式あるいは分けして得たモルタルに細かい鋼棒を押込み、棒が 1 in 貫入するに要する力によりコンクリートの硬化の程度を表わした Tuthill, Cordon 両氏の論文²⁾ 等がある。Tuthill 氏等はこの貫入方法により、振動機をまだかけてもよいコンクリートの凝結限度を定めている。しかし、コンクリートの凝結限度を定めているもので、一義的にこれを定義することはむづかしい。

以下述べる方法は、コンクリートに埋込んだステンレススチールの棒を、コンクリートを練り混ぜたときからある時間経過することにつきつぎに引抜いてゆき、その引抜き力から求めた付着力の変化によつて、コンクリート法によりコンクリートの凝結を定めようと試みたが、やつて見ると硬化の進行はスムーズカーブで、途中に“凝結”と定義できるような屈曲点のないことがわかつた。つぎに温度、空気量、配合その他いろいろ条件を変えて、コンクリートの硬化速度を調べた結果について話す。

試験装置および試験方法 装置は写真-1に示す。ピンは径 9 mm 長さ 190 mm のステンレススチール棒

写真-1 型ワク、埋込みピン、ピンのホルダー



で、ホルダーに 5 cm 間隔にしつかり止め、コンクリートに埋込む。型ワクは幅 15 cm、深さ 12.5 cm、長さ 50 cm。コンクリートを打込んでから、埋込みピンとコンクリートとがよくくいつくように十分振動締固めを行う。ピンの引抜き力の測定には、容量 50 lbs (=22.7 kg)、最小目盛 1/2 lb (=227 g) のパネハカリを用いる。荷重は、ホルダーを取りはずしたのち、毎秒 0.9 kg の割合でゆつくり加える。

実験結果 図-1~5に示す。

図-1：硬化速度は単位セメント量が増すと速くなり、w/c が大となると遅くなる。

図-1 単位セメント量の影響 (スランブ一定, w/c 変化)

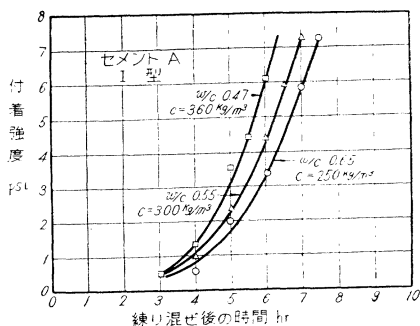


図-2: 空気がエントレインされると, 単位水量が減るにもかかわらず硬化は遅れる。

図-2 空気量の影響 (単位セメント量, スランブほぼ一定)

空気量 7.0%: $c=300 \text{ kg/m}^3$, $w/c=49\%$, スランブ=7.5 cm
 空気量 1.4%: $c=306 \text{ kg/m}^3$, $w/c=53\%$, スランブ=10 cm

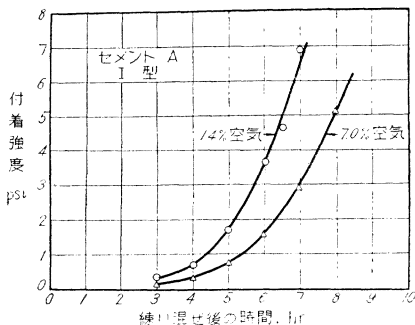


図-3: 硬化速度は温度が低くければ遅く, 高ければ速い。練り混ぜ時のコンクリート温度を放置温度と同じように差をつけておけば, 温度による硬化速度の相違はさらにいちじるしく現われたであろう。

図-3 練り混ぜ後の温度の影響 (単位セメント量, スランブ, w/c 一定, 練り混ぜ時のコンクリート温度はいずれも 18°C)

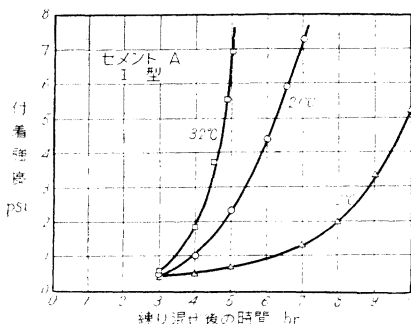


図-4: CaCl_2 をセメント量の 2% 混和したコンクリートの 10°C における硬化進行は, 無混和 21°C におけ

る硬化進行 (図-3) にほぼ同じである。

図-4 促進剤の影響 (放置温度 10°C , 単位セメント量, スランブ, w/c 一定, 練り混ぜ時のコンクリート温度 18°C)

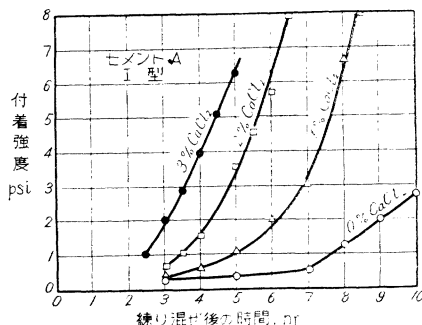
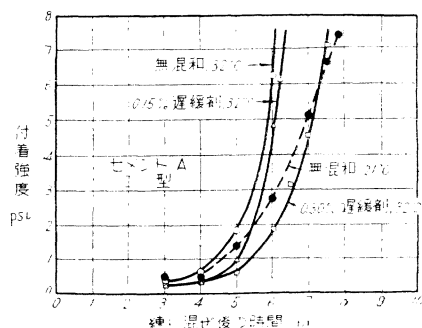


図-5: 遅緩剤を適量添加すると, 高温のために硬化が促進されるのを打ち消し, 無混和 21°C で固まる状態に近づけることができる。

図-5 遅緩剤の影響 (放置温度 32°C , 21°C , 単位セメント量, スランブ一定, 練り混ぜ時コンクリート温度 18°C)



結 言 コンクリートの硬化速度は, 埋込みピンの引抜き試験によつて測ることができる。この方法によれば, 硬化速度に対する材料, 配合, 混和材料, コンシステンシーおよび温度等の影響の程度をも知る事ができるようである。

貫入方法では, コンクリートを湿式ふるい分けしたモルタルについて測定するのに対し, 本方法では直接コンクリートで測定できる点の特長で, 実際の現場の施工条件におけるコンクリートの硬化進行状態を知るにも便利である。

参 考 文 献

- 1) E.A. Whitehurst: "Use of the Soniscope for Measuring The Setting Time of Concrete", Proc., A.S.T.M. Vol. 51, 1951.
- 2) Lewis H. Tuthill & William A. Cordon: "Properties of Uses of Initially Retarded Concrete", Journal, A.C. I. Nov. 1955.

(国鉄鉄道技術研究所 杉木 六郎)