保存用

土木試驗所報告

第五十九號

噛合せデュベルを用ひた木材の特殊接合部の強度竝に普通デュベルとの比較……村上永一…1

鐵筋コンクリート床版の載荷試驗竝びに之に基く設計示方……內務技師 齋藤義治
〃 一木保夫
〃 池田克己…17

中空壓縮材の挫屈に關する理論的研究(第3報)……內務技師 横田周平…37

コンクリートの熱的性質に關する研究(第Ⅱ報)……內務技師 島田八郎…63

那珂川河口の漂砂に就ての實驗……囑託 本間仁 125

軸應力を考慮せる撓角撓度公式……內務技師 佐藤清一 135

昭和十六年二月

內務省土木試驗所

噛合せデュベルを用ひた木材の特殊接合部の强度竝に普通デュベルとの比較

村　上　永　一

報告第 54 號で報告した輪形デュベル，鍵，コマ形鉄の接合では木橋部材接合に應用して全强の 49% の强度を示したが，更にその强度を增進せしめて，部材全强に近似せしむる爲に噛合せデュベルを玆に考案し，之により試作したる接合試驗片に就て試驗を行ひ，その强度は部材全强に對し 83% に達し，前回の接合强度に比し著しく效果的なるを明かにした．更に補助弦材を使用する特殊工法に依れば部材の全强も接合し得ることを明かにした．

目　次

I. 總　說……（ 1 ）
II. 供試體の製作……（ 2 ）
［1］ 試驗方法……（ 2 ）
［2］ 木　材……（ 3 ）
［3］ 噛合せデュベル及びその配置……（ 4 ）
［4］ 噛合せデュベルを押込むに要する壓力……（ 4 ）
III. 接合部强度に關する試驗結果……（ 4 ）
［1］ 兩部材方向が平行なる場合の接合部强度に關する試驗結果……（ 4 ）
［2］ 兩部材方向が垂直なる場合の接合部强度に關する試驗結果……（ 8 ）
［3］ 接合部破壞狀態……（ 9 ）
IV. 試驗結果に基く噛合せデュベルの用法竝に安全性の決定……（ 10 ）
［1］ 噛合せデュベルの配置及びその用法……（ 10 ）
［2］ 許容荷重……（ 11 ）
V. 木橋部材接合に對する噛合せデュベルの應用……（ 13 ）
［1］ 引張斜材と弦材との噛合せデュベル接合……（ 13 ）
［2］ 弦材相互間の噛合せデュベル接合……（ 13 ）
VI. 結　語……（ 14 ）

I. 總　說

先に輪形デュベル接合を主として，デュベル接合の一般的說明をなし[1] その種類を述べ「噛合せデュベル」に就いては性質の良好なるを一言したのみで試驗を行ふ迄に至らなかつた．然るに輪形デュベルで不充分な點は「噛合せデュベル」接合によれば容易にその目的を達成されることが明かになつたので，海外の製品の短所と長所を比較研究し圖—2 に示すものを考案製作し，種々の配置で部材接合部に用ひ，その强度試驗を行ひ，玆に纏めて報告するものである．

「噛合せデュベル」とは金屬鈑の兩面に齒又は爪或は溝を附したもので，之を接合せんとする木部材間に挾み，部材を押附けることによりデュベルの齒は部材中に喰入り，兩部材を緊結する接合具で，この種類は色々あり，之に就いては報告第 54 號を參照されたい．

「噛合せデュベル」の特徵を列擧すれば次の如し．

1) 土木試驗所報告第 54 號

1. 荷重に對する部材間變位の增加が僅少なること．卽ち「嚙合せデユベル」は部材間に一種の摩擦を增大せしめる作用をなし，部材間のすれにくいものであり，更に輪形デユベル接合及び鎖接合の如く加工上の隙間が絕對にないから，部材間の加工上の滑りは決して起らない．許容荷重になる迄の部材間の滑りは輪形デユベルに比較して約 1/6 に過ぎないのである．この點構造物の格點の接合には一段と有利である．

2. 小斷面の部材の接合に應用しうること．卽ち此の「嚙合せデユベル」は一個の大きさは 5×4 cm であるから適當の數を使用して小部材を接合しうるのみならず，僅か幅 13 cm の部材に本デユベルを 4 個配置して許容荷重約 4,700 kg を接合しうることを思へば，輪形デユベル接合の使用し得ざる小部材に之より大なる荷重を傳達しうるものである．

3. 接合部の破壞は部材に惡影響を及ぼさないこと．卽ち輪形デユベル接合は破壞の場合部材を割裂せしめ，鎖接合は餘材を剪斷破壞する．然るに「嚙合せデユベル」接合は何等部材を破壞することなくデユベル附近の部材を少し破傷せしむるのみである．更に輪形デユベル，鎖，接合等に於ては接合の破壞は荷重の低下を伴ふものであるが「嚙合せデユベル」接合では荷重は低下せず，何時迄も一定の荷重を伴つてゐるから，構造物の接合具として安全性は極めて大である．

4. 最後に接合せんとする部材方向が斜いてゐる場合にも接合强度は著しく減少することはない．卽ち輪形デユベル接合では部材方向が 90° の傾をなす場合に於ては平行の接合の場合の 65% に强度が低下するものであるが「嚙合せデユベル」接合では 80% に低下するにすぎない．

これは「嚙合せデユベル」接合は木材支壓應力に依るよりむしろ摩擦力で荷重を傳達することに起因する．

以上の利點を有する「嚙合せデユベル」は從來我が國に製品なく，その使用も勿論行はれなかつたが，此處に示した「嚙合せデユベル」は比較的容易に鑄造されうるにより，廣く利用されんことを期待してゐるものである．

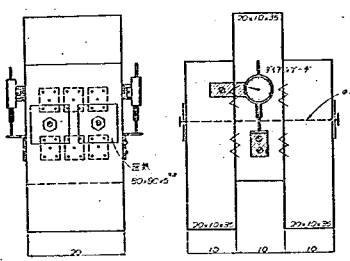
II. 供試體の製作

[1] 試驗方法

「嚙合せデユベル」は壓縮引張共にほぼ同じ强度を有するもので，玆では試驗體の材料の關係上壓縮試驗のみを 200 t 壓縮試驗機に依り行つた．「嚙合せデユベル」接合は輪形デユベル接合と異り，壓縮試驗なるが故に部材間に摩擦力が著しく增加し，その强度が過大に出ると云ふ樣な現象は少しもなかつた．依つて壓縮試驗により接合部强度を求めて差支へないものと考へる．

試驗は兩部材方向が平行の場合及び直角の場合に就き，合計 20 個の供試體を造つた．供試體 *I* は小計 6 個の供試體より成り，ボルト 1 本に對し 3 組及び 4 組のデユベルを使用した *3Io*, *4Iv*, *4Ih* の 3 種である．供試體 II は小計 6 個の供試體より成り，ボルト 1 本に對しデユベル 3 組及び 4 組を使用した *4IIa* *4IIb* *3IIa* の 3 種である．供試體 III は小計 4 個，ボルト 2 本に對しデユベル 6 組 8 組及び 9 組を使用した *hIII6* *vIII8* *vIII9* の 3 種である．以上は何れも部材方向が平行の場合に就ててあつた．供試體 *V* は部材方向が 90° の傾をなす場合で，ボルト 1 本に對しデユベル 4 組，ボルト 2 本に對しデユベル 6 組を使用した *1V4* *1V'4*,

圖—1 「嚙合せデユベル」接合試驗體 *hIII6*



2V6 の3種につき小計4個の供試體に就いて試驗を行つた.

荷重が 200 kg を增す毎に左右の2個のダイアルゲーヂにより部材 $^1/_{100}$ mm 迄の部材間の變位を讀んだ.

[2] 木　　材

供試體は3個の部材より成り，2 面剪斷接合で部材の斷面 10×20 cm, 10×18 cm, 10×16 cm 部材長 45～55 cm であり，木材は何れも杉材にして產地を異にした2種 (A, B) を用ひ，A級の方は材料試驗による强度は普通材程度のものであり B級の方は稍々低いものであつた. 此等木材の材料試驗の結果を擧ぐれば表—1 の如くである.

表—1

材種 / 應力	A級の木材		B級の木材	
	最高	最低	最高	最低
壓縮强さ (kg/cm²)				
纖維に平行	329	254	252	200
纖維に直角	92	63	88	54
剪斷强さ (kg/cm²)	41	18	32	16

g. スパイクデユベル等よりヒントを得て最も工作が容易で耐荷力も相當と思はれる圖—2 の如き型のものを考案し，內務省東京土木出張所荒川機械工場に依頼製作したもので，その寸法は圖—3 に示す.

此の「嚙合せデユベル」は兩面に5個の齒の出てゐる鑄物で1個當りの重量は約 95g で相當に重いが，中央鈑を更に薄くしうると思はれるから現在の 3/4 の重量に輕減し得るものであるが，實際には斯るものは造つて見なかつた.

此の「嚙合せデユベル」接合試驗はボルト1本に對し3個4個，ボルト2本に對し6個8個9個を種々の配置に就て行つた.

ボルトは總て φ16 mm を，座鈑は 80×80×6 mm の正方形のものを使用し，充分にその效力あるを知り得たが，ボルトの大さの比較研究はなさなかつた.

供試體の種類及び部材含水率は表—2 に示す如くであり，各供試體のデユベル配置は圖—4 に示す.

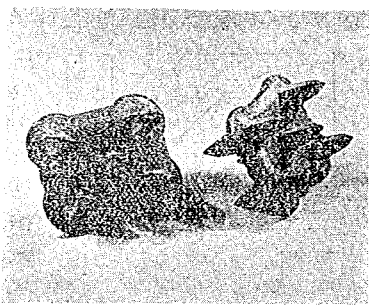
デユベル嵌込み溝

「嚙合せデユベル」の中央鈑は相當に厚いから之を入れる溝を作らないときは接合せんとする部材間に間隙が生じ從つて强度は弱まるものである.

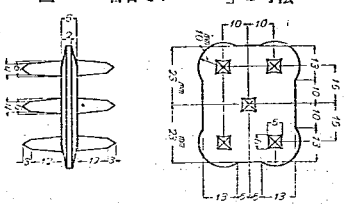
[3] 「嚙合せデユベル」及びその配置

本試驗に使用せる「嚙合せデユベル」は報告第54號に於て說明した "geka" 壓入デユベル，S.

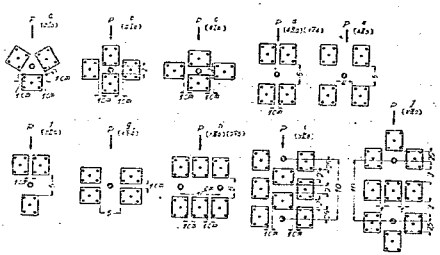
圖—2 試驗所型「嚙合せデユベル」



圖—3 「嚙合せデユベル」の寸法



圖—4 デユベル配置圖



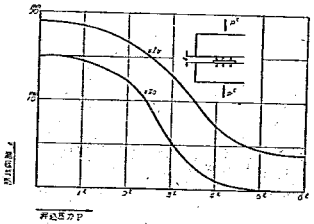
この溝は面積 4×5 cm 深さ 4 mm であり，この溝をつけなかつたのは供試體 I に屬するもので，他はすべて附けた．

［4］「噛合せデユベル」を押込むに要する壓力

「噛合せデユベル」接合を製作するには相當の壓力で部材を押附けてその齒を部材中に押込むを要する．之を押込むに要する壓力が木材の材質及びデユベルの製作の良否にも依るが，デユベルの數が增加すると却つて單位當りの壓力が減少すると云ふ結果を得た．表—2 には各供試体の製作に要した押込み壓力があげてある．表で分る如くデユベル嵌込み溝のない供試體 I は 1 組のデユベルに對し 1,425～1,783 kg の壓力を必要としたのは，部材間隙を無理に減少せしめんとして必要以上の壓力を加へたためである．

その他の供試體は押込み力は前者に較べて著しく小さく，A級材に對し 1 組のデユベル當り 1,275～1,600 kg B級材に對し 1,000～1,137 kg であつた．4*Iv* と 4Ⅱ*a* のデユベル押込壓力とデユベル減込に依る部材間隙の關係を示せば圖—5 の如くである．部材間隙 *l* は壓力を加へる前は 4*Iv* で 19 mm, 4Ⅱ*a* で深さ 4 mm のデユベル嵌込み溝があるので 15 mm あつた．之に壓力を加へると徐々に *l* が小さくなり，1～4*t* の間で曲線の傾が大きくなる 4*Iv* では *l* が 6.5 mm ぐらいの處で急に *l* の減少が減じ *l*=4 mm より小さくならなかつた，これはデユベル中央釘のためである．4Ⅱ*a* では *l*=1.5 mm の邊より曲線は緩かになるが 5.1t で遂に *l*=0 となつた．尙ほ押込み壓力の大きい場合は木材質が硬いのであるから接合强度も大きいのは當然であり，此の關係は實驗上認められたが，數字的關係を導くことは出來なかつた．

圖—5 デユベル嵌込み壓力と部材間隙



III. 接合部の强度に關する試驗結果

［1］ 兩部材方向が平行なる場合の接合部强度に關する試驗結果

(1) φ16 mm ボルト 1 本より成る接合部の試驗結果

1. 供試體 I 及び Ⅱ にて φ16 mm のボルト 1 本によりデユベル 3 組及び 4 組を締附けて造つた接合部の强度試驗を行つた．供試體 I は最初に造つた供試體であつた關係上，デユベル配置が悪く意外に弱い强度を出した．供試體 Ⅱ はこの結果を考へて前の缺點を補つたもので，强度の增加を見るに至つた．噛合せデユベル接合は使用方法とその配置を誤ると著しく弱いものであることを玆に强調する．

2. 供試體 I の缺點はデユベル配置の方向はあまり問題とならないとしても，根本的に缺點とされる點をあげれば，

a. デユベルをあまりにボルト孔に接近せしめすぎて配置したこと．

b. デユベルを直接に兩部間に嵌込みデユベル嵌込み溝を造らなかつたこと．

a による結果は初めの間は荷重—變位曲線の傾きは大きく良性質であるが，荷重が少し增加して變位が起つて來ると急に傾斜が緩くなり荷重が增加しなくなる．これはデユベルがボルトを浸して著しく耐荷力が減殺されるためである．

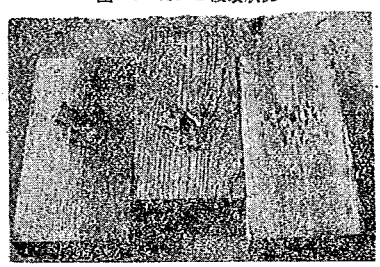
b による結果は部材に如何に壓力を加へてもデユベル厚のために 3～4 mm の間隙が生ずる．この爲に荷重が掛るとデユベルを轉倒せしめるモーメントが大きく，デユベルの轉倒が低い荷重で行はれ從つて强度も低いので

ある.

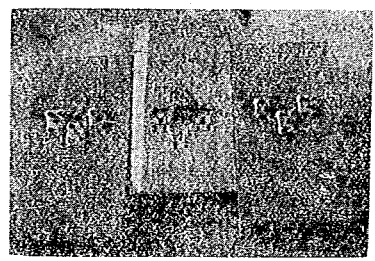
3. 供試體 Ⅱ は上の結果を考へて，デユベルをボルト孔より適當に離し，デユベル嵌込み溝を穿つた．この結果は極めて顯著で 4Ⅱ*a* の如きは最高 14,650 kg の强度を出した．この接合を用ひうる部材幅は 12 cm 以上あればよいから，4 吋輪形デユベルも用ひられない小さい部材に 1.5 倍程の强度を有する接合が可能になつたわけである.

4. 3*Io*, 3Ⅱ*a* は共にボルト 1 本に 3 組の嚙合せデユベルを配置したものである．その試驗結果の比較は表一

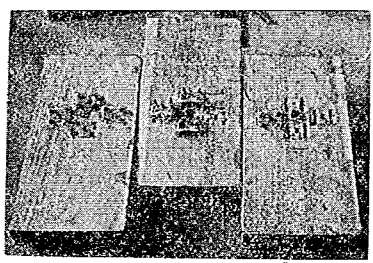
圖—6　3*Io* の破壞狀況



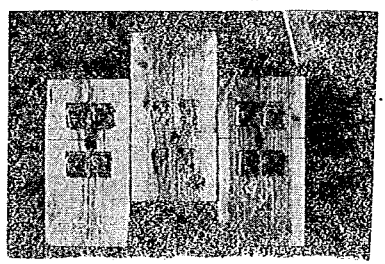
圖—7　4*Iv* の破壞狀況



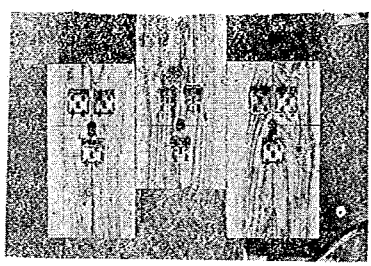
圖—8　4*Ih* の破壞狀況



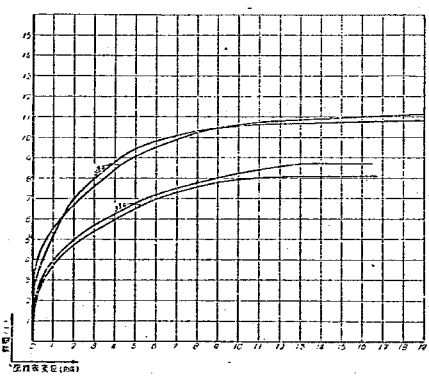
圖—9　4Ⅱ*a* の破壞狀況



圖—10　3Ⅱ*a* の破壞狀況



圖—11　3*Io*, 3Ⅱ*a* の荷重變位曲線

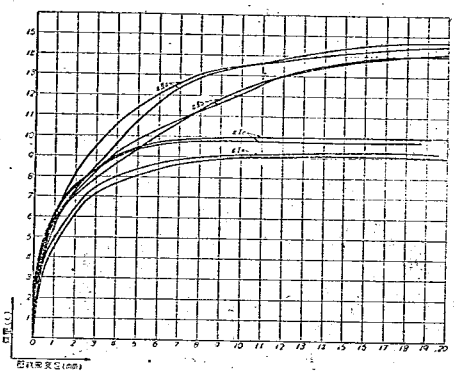


2 及び圖—11 に示してある．3*Io* は最高荷重 8,100～8,700 kg であるに對し 3Ⅱ*a* は 10,950～11,000 kg で約 3 t 近く强度が增加してゐる．依つてデユベル 3 組を使用する場合は 3Ⅱ*a* と同じ使用法によるのが良いのである．

5. 4*Iv*, 4*Ih*, 4Ⅱ*a* 4Ⅱ*b* は共にボルト 1 本に 4 組のデユベルを配置したものである．

表—2 及圖—12 で見る如く，供試體Ⅱの方が著しく强度大である．4*Iv* と 4*Ih* とを比較するに 4*Iv* はデユベル長邊を力の作用方向に平行に置いたもので 4*Ih* は直角に置いたものである．前者はデユベルの轉倒に對する抵抗が大であり，從つて荷重に對する變位少く，强度も大であつた．

圖—12　4*Iv*, 4Ⅱ*h*; 4Ⅱ*a*, 4Ⅱ*b* の荷重—變位曲線



4Ⅱ*a* と 4Ⅱ*b* とは 4Ⅱ*a* の方が少し强度が大きい．4Ⅱ*a* はデユベルの横の間隔を狹くしたもので僅か 1 cm

表—2 「噛合せデユベル」接合試驗成績一覽表

	デユベル配置圖(圖—4の)	デユベルの組數	ボルト	材種	含水率(%)	デユベル押込みに要した 全體の壓力(kg)	デユベル押込みに要した 1組當りの壓力(kg)	最高荷重(kg)	最高荷重時の變位(mm)	荷重(kg) 變位 1mm	荷重(kg) 變位 2mm	荷重(kg) 變位 3mm	デユベル嵌込み溝	備考
3*Io*	*a*	3	1×φ16mm	B鉄	23	5,350	1,783	8,700	13.5	4,000	4,950	5,700	なし	結果稍々不良
3*Io*	*a*	3	1×φ16mm	B	25	5,000	1,666	8,100	13.5	3,800	4,800	5,450	〃	〃
4*Iv*	*b*	4	1×φ16mm	B	22	5,800	1,450	10,050	9.7	5,700	7,350	8,350	〃	〃
4*Iv*	*b*	4	1×φ16mm	B	22	5,700	1,425	9,950	8.3	6,300	7,600	8,400	〃	〃
4*Ih*	*c*	4	1×φ16mm	B	22	6,000	1,500	9,250	12.0	5,000	6,400	7,350	〃	結果不良
4*Ih*	*c*	4	1×φ16mm	B	24	5,800	1,450	9,000	9.6	4,700	6,100	7,050	〃	〃
4Ⅱ*a*	*d*	4	1×φ16mm	A	18	5,200	1,300	14,650	17.0	5,650	7,400	8,550	あり	結果優良
4Ⅱ*a*	*d*	4	1×φ16mm	A	18	5,100	1,275	14,500	20.0	6,000	8,100	9,500	〃	〃
4Ⅱ*b*	*e*	4	1×φ16mm	A	16	5,300	1,325	14,000	16.0	5,950	7,150	8,000	〃	結果良
4Ⅱ*b*	*e*	4	1×φ16mm	A	15	5,150	1,287	14,200	21.0	6,150	7,500	8,400	〃	〃
3Ⅱ*a*	*f*	3	1×φ16mm	A	16	4,800	1,600	11,000	15.0	5,600	6,750	7,700	〃	結果優良
3Ⅱ*a*	*f*	3	1×φ16mm	A	16	4,600	1,533	10,950	21.0	5,050	6,900	7,950	〃	〃
*h*Ⅲ6	*h*	6	2×φ16mm	B	20	6,600	1,100	19,150	20.0	9,300	11,350	12,700	〃	結果良
*h*Ⅲ6	*h*	6	2×φ16mm	B	23	6,300	1,050	18,800	16.0	9,000	11,200	12,900	〃	〃
*v*Ⅲ8	*i*	8	2×φ16mm	B	21	9,100	1,137	19,900	11.5	9,700	11,800	13,500	〃	結果普通
*v*Ⅲ9	*j*	9	2×φ16mm	B	21	9,600	1,066	20,000	9.8	11,700	13,650	15,100	〃	結果不良
1*V*4	*d*	4	1×φ16mm	B	20	4,400	1,100	11,300	22.0	4,700	6,100	7,100	〃	結果良
1*V*4	*g*	4	1×φ16mm	B	19	4,300	1,075	9,300	16.0	4,550	5,650	6,600	〃	結果不良
2*V*6	*h*	6	2×φ16mm	B	20	6,000	1,000	15,500	14.5	9,700	11,350	12,300	〃	結果良
2*V*6	*h*	6	2×φ16mm	B	17	6,100	1,017	15,000	12.5	9,350	11,100	12,050	〃	〃

の間隔である．この結果横のデユベル間隔は小さい程よいことが分つた．大體 1cm が限度である．これにより强度が少し增加する外にデユベルを小さい部材に配列しうることとなつた．

Ⅰに對し Ⅱ の强度は約 4t 程度大であり供試體 Ⅱ の優秀性を立證した．

以上の結果よりボルト1本に嚙合せデユベル4組を配置する場合は 4Ⅱa の配置が良成績であり，此の配置を使用するのが良い．

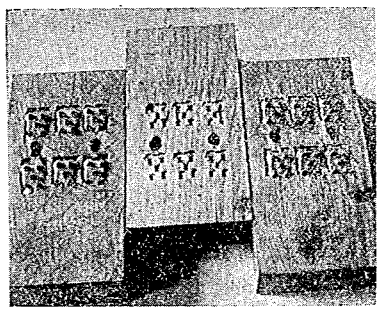
デユベルとボルト孔中心との間隔は力の作用方向に於て 2.5cm が適當であり，之以上離すと却つて强度は下る．

デユベル相互の横の間隔は 1cm あれば充分であることが分つた．

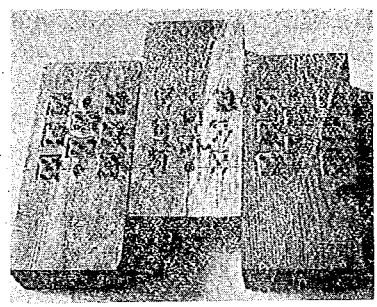
6. 嚙合せデユベル自身の破壞は問題でなく，齒が1個以上缺けたものはなかつた．依つてこの嚙合せデユベルは此の程度の强度の木材の接合に於て充分目的に適つてゐるものである．

（2）φ16mm ボルト2本より成る接合部の試驗結果

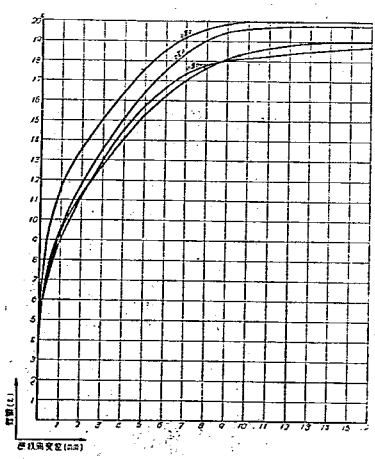
圖—13　hⅢ6 の破壞狀況



圖—14　vⅢ9 の破壞狀況



圖—15　hⅢ6　vⅢ8　vⅢa　の荷重變位曲線



1. ボルト2本により嚙合せデユベル6組8組9組を配置したもので，供試體 Ⅱ の試驗結果を考慮してその配置を定め，デユベル嵌込溝はすべて挽つた．荷重—變位曲線は 5,000kg 迄は垂直で，それから變位が除々に起り，1mm 變位の時の荷重は 9,000～11,700kg で嚙合せデユベルの特徵を示してゐる．

部材幅は 20cm で大體 5吋輪形デユベル接合と同じであり，その强度は之に較べて約 1.5 倍を示してゐる．

2. ボルト2本で充分に締附け得るデユベルの數は6組～8組でこれ以上になると强度の增加は非常に少く，却つて不經濟である．圖—15で見る如く9組のデユベルを有する vⅢ9 は荷重 11～12t 迄は非常に變位が小さいが 19t を越すと急に變位が多くなり vⅢ8 より 100kg 强度を增加したにすぎない．之はデユベルが轉倒を起すとその廻轉力を充分に締附けるには2本のボルトでは不充分である

ために起る現象である．依つてボルト2本を用ひて最も能率よいデユベルの數は6組の場合，即ち hⅢ6 の場合であり，8 組以上を用ひも强度の增加はほとんどない．

3. デユベル相互の力の作用方向と平行方向の間隔は2 cm でもよいが，惡くすると缺ける恐れあり，3 cm あれば充分であることが立證された．デユベルとボルト孔中心との力の作用方向に直角方向の間隔は 1.5 cm で充分であつた．vⅢ6 及び vⅢ9 の破壞狀況は圖—13，圖—14 に示す．

［2］ 兩部材方向が垂直なる場合の接合部强度に關する試驗結果

（1） ボルト1本，デユベル4組の接合部の試驗結果

1. 1V4 はデユベル4組を配置した接合部中で最も成績の良かつた 4Ⅱα と同じ配置で部材方向を垂直にした場合の試驗體である．

1V4 は 4Ⅱα のデユベル配置を横から荷重を掛けた場合である．即ちデユベルの長邊が荷重の作用方向に直角の場合である．

2. 1V4 の最高荷重は 11,300 kg，1V4 は 9,300 kg で，1V4 は遙かに惡い成績であつた．これは部材方向が傾いた場合に於ても，デユベルの長邊を力の作用方向に平行に置かねばならぬことを示してゐる．部材方向が平行の場合の 4Ⅱα の最高荷重の平均 14,575 kg と 1V4 と比較するに約 78 %に相當する．

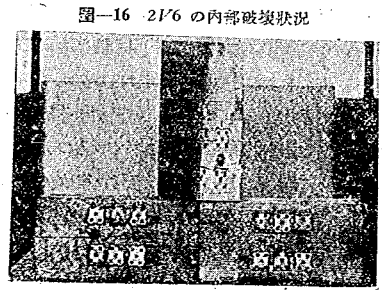
3. 1V4 と 1V4 とは初めはほとんど同じ荷重—變位曲線を示すが 5 t 頃より變位が稍々大きくなり，7 t を越すと急激に變位が增加する．之はデユベルが轉倒に對して抵抗の弱いことを示すもので，轉倒前ではデユベルの長邊の方向にあまり關係なく耐荷するものである．1V4, 1V4 の荷重—變位曲線は 4Ⅱα と比較して 圖—18 に示してある．

（2） ボルト2本，デユベル6組の接合部の試驗結果

1. デユベルの配置は hⅢ6 と同じで，その最高荷重は 15,500 kg 及び 15,000 kg で之を hⅢ6 の最高荷重の平均 18,975 kg と比較すると前者は 81.5 %，後者は 79.1 %に相當し，平均して大體 80 %の强度を示してゐる．之を輪形デユベルの場合の 65 %に較べると著しき改良と云はねばならぬ．

2. 90° の傾をなす部材接合の最弱點は部材方向に直角に力を受ける部材の破壞である．ボルト1本，デユベル4組の場合は强度があまり高くなかつたので水平部材の破壞は明かでなかつたが，この場合に於ては荷重も大きくなつたので 圖—17 に示す如く，水平部材は內側へのモーメントを受けて纖維の遊離が生じて破壞する．特に 15,500 kg の最高荷重を示したときは接合部に未だ致命的破壞が生じないのに水平部材が破壞し

圖—16 2V6 の內部破壞狀況

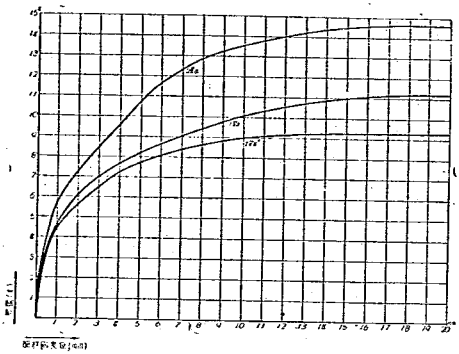


圖—17 2V6 の水平部材の破壞狀況

てこれ以上荷重を掛けることが出來なかつた．この點より考へて水平部材は 15,000～16,000kg 以上の力に耐えるには部材の斷面を大きくしなければ不可能ではないかと考へる次第である．

3.　2V6 の荷重—變位曲線は圖—19に hIII6 と比較して示してある．荷重 10～11 t ぐらいまでは 2V6 の方が却つて荷重に對する變化が少いのは部材間の摩擦によつて嚙合せデユベルは耐荷するものであることを示してゐる．10～11 t を越すと 2V6 は急激に變位が增加するのは部材の支壓抵抗が急に低下することに依ると共に水平部材の破壞が伴ふに依るものである．

圖—18　1V4, 1V4 と 2II a との荷重—變位曲線の比較

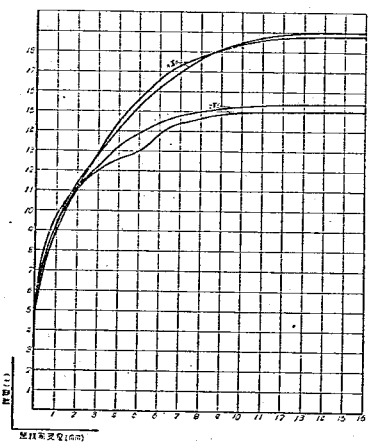


[3] 接合部破壞狀態

「嚙合せデユベル」接合はデユベル 1 組當り 1,000～1,783 kg の壓力で部材を押附けて，ボルト 1～2 本で充分に締附けられてゐるので部材間の摩擦は極めて大きく，從つて荷重の小さい間は少しの變位も起さない．殊に供試體 III の如く 2 本のボルトで締附けた「嚙合せデユベル」接合は 4～5 t 迄部材間變位は零であつた．

この摩擦が破れると徐々に部材間の變位が起るのであるが，輪形デユベル接合の如く加工上の滑りは「嚙合せデユベル」接合に於ては起らない．

圖—19　2V6 と hIII6 との荷重—變位曲線の比較圖



「嚙合せデユベル」接合はその兩面に出た齒により荷重を傳達するのであるが，齒の木材への接觸面積は極めて小さいから，木材の支壓應力により耐荷すると云ふよりは部材間に一種の摩擦力を增加せしめて耐荷すると考へた方が適當である．例へば 4II a はデユベル 4 組で總計 26.4 cm² の支壓面積を有し，その强度 14,650 kg であるから支壓强度 555 kg/cm² で，部材の壓縮强度の最高 329 kg/cm² に較べて遙かに大きい．依つて「嚙合せデユベル」は部材間に一種の摩擦力を增加せしめる接合具と考へられる．

以上の性質により荷重に對する部材間の變位は極めて少く，1 mm の部材間變位をせしめるに要する荷重は表—2 に示した如く，供試體 I を除いては總れも 5,000 kg 以上で殊に vIII9 の如きは 11,700 kg で極めて大きかつた．

一方この性質により「嚙合せデユベル」接合は荷重と部材間變位との比（減込係數）は輪形デユベル接合等の如く木材の支壓力に依つて耐荷する場合とは異つて一定でなく，而も部材間の變位が 2～3 mm になると急にこれの增加が目立つて來る．荷重—變位曲線を見ると 3 mm の變位の邊が輪形デユベル接合の比例限界荷重と同

じ關係がある樣に思はれる．斯くて徐々に變位は增加して最高荷重に至るが「噛合せデユベル」接合は荷重が急に低下せず，相當に長い間（變位 30～40 mm）ほぼ一定の荷重を接續し，その後極めて少しづつ荷重が低下するものである．

この場合の破壞は部材にデユベルの齒が押込まれた部分が少し壓挫し，デユベルの廻轉に依りデユベル中央鐵鈑が部材中に減込んだのみで，部材に致命的なる破壞は起つてゐない．「噛合せデユベル」の破壞したものは少く，破壞と云つても「噛合せデユベル」は齒が缺ける程度で1個以上の齒が缺けたものはなかつた．然し更に丈夫な木材質の場合に齒に掛る荷重も增加するから更に大きい破壞をなすかも知れない．要するにこの程度の强度を出す接合に於てはデユベルの齒の破壞は全く心配する必要がない．

IV. 試驗結果に基く噛合せデユベルの用法竝びに安全性の決定

［1］ 噛合せデユベルの配置及びその用法

デユベルの配置は圖—4 の *a*～*j* 圖の夫々に就いて試驗を行つたが，此の成績を綜合すれば，デユベルの配置は接合部が荷重を受けた場合に各々のデユベルに均等に荷重が分布する樣なものが好ましい．これは一方接合部の破壞後のデユベル廻轉狀況を見れば，デユベルの廻轉及び部材への減込が一樣に行はれた場合には强度大であつたことより分ることである．

尙ほ，供試體 *I* の如くデユベル嵌込み溝のないものは强度弱く，デユベルの間隔やボルト孔よりの距離の適當でないものは成績は悪い．デユベル配置に必要なる注意を例擧すれば，

1. 噛合せデユベルの長邊は必ず力の作用方向と平行に置かねばならぬ，若し直角に置くと廻轉モーメントに對する抵抗が小さくなりデユベルは極めて容易に轉倒して接合部の强度はそれだけ低くなる．

2. デユベルの一邊とボルト孔中心との間隔は力の作用方向と同方向に於て 2.5 cm，直角方向に於ては 1.5 cm であまり離れすぎるとボルトの締附力が弱つて强度低くなり，一方あまり近すぎると之亦强度の低下となるから上記の距離が最も適當と思はれる．

3. デユベル相互の間隔は力の作用方向と同方向に於ては 2～3 cm，直角方向に於ては 1 cm を最も適當とする．斯くの如き制限を滿足さへすればデユベルは出來るだけボルト中心より近い範圍に集めることが强度增加の上に最も望ましい．更にボルトの數は φ16 mm のもので 80×80×4 mm の座鐵を使用するならば4組のデユベルに對し1本のボルトを使用するを要するもので，これよりボルトの數が少いと部材の締附力が不足して接合部の强度は著しく能率低いものとなる．

4. 「噛合せデユベル」の一邊より部材端まで如何程の距離をとる必要があるか，これは接合せんとする部材の大さを決めるに必要なものである．纖維に平行方向にあつては 5 cm，纖維に直角方向にあつては 1.5 cm 以上あれば充分である．これにより 4圖 *a* の如きデユベル配置ならば 12 cm の部材幅で充分目的を達せられ，接合に要する長さは 25 cm あれば足りる．從つて接合面積は 12×25 cm となり，4 吋輪形デユベル接合の接合面積 15×33 cm より遙かに小さく而も强度はその 1.5 倍の 14,500 kg を有するものである．

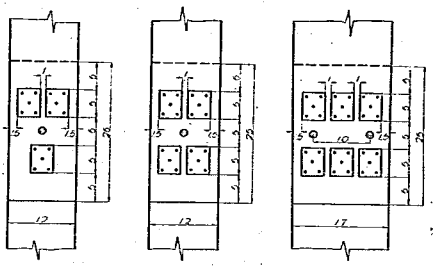
5. 最後に「噛合せデユベル」を配置する場合に必ずデユベル嵌込み溝を堀ることである．この溝を造らないと部材間に間隙が生じて，如何に部材を壓縮しても之をのぞくことは出來ず，この間隙があるとデユベルの轉倒が容易で從つて接合部の强度が弱い．これは供試體 *I* と他のものとを比較すれば容易にわかる．

接合部を製作する場合には先づデユベルを中空棒にてデユベル嵌込み溝中に打込み他の部材をその上に乘せ壓

力を加へて齒を完全に部材中に押込むことによつて出來上るのである.

「嚙合せデユベル」接合で最も能率よき配置は試驗した範圍内では 3Ⅱa, 4Ⅱa 及び hⅢ6 で實際に使用する場合はこの配置を推薦する.

圖—20　3Ⅱa, 4Ⅱa, hⅢ6　のデユベル配置



而して 3Ⅱa は 12 cm, 4Ⅱa は 12 cm, hⅢ6 は 17 cm 以上の幅を有する部材なれば夫々使用し得るものである. 但し部材の軸方向に傾めの力を受ける部材に於ては適當に幅を大きくする必要がある.

[2] 許容荷重

許容荷重は最高荷重を安全率 3 を以つて除したもので, 而も 3 mm の部材間變位を生ぜしめた荷重を 1.8 で除したものより小さいものを選ぶこととした.

試驗材の含水率は氣乾狀態 (約 16 %) より稍々濕潤して居り, 平均 20% 前後であつた. 之に對し安全率を確保したのであるから, 氣乾狀態での試驗結果に對し安全率 3 をとつたより安全性が大である.

表—3 「嚙合せデユベル」接合許容荷重一覽表

	デユベルの組數	部材含水率 (%)	デユベル1組宛りの挿込みに要した壓力 (kg)	最高荷重 (kg)	最高荷重時の變位 (mm)	最高荷重 3.0 (kg)	變位 3 mm の時の荷重 (kg)	變位 3 mm 荷重 1.8 (kg)	許容荷重 (kg)	デユベル1組當りの許容荷重 (kg)	許容荷重時の變位 (mm)	備考
3Io	3	23	1,783	8,700	13.5	2,899	5,700	3,167	2,900	966	0.42	部材方向が平行
3Io	3	25	1,666	8,100	13.5	2,699	5,450	3,028	2,700	900	0.40	〃
4Iv	4	22	1,450	10,050	9.7	3,349	8,350	4,639	3,350	838	0.23	〃
4Iv	4	22	1,425	9,950	8.3	3,316	8,400	4,667	3,300	825	0.11	〃
4Ih	4	22	1,500	9,250	12.0	3,083	7,350	4,083	3,100	775	0.32	〃
4Ih	4	24	1,450	9,000	9.6	3,000	7,050	3,417	3,000	766	0.41	〃
4Ⅱa	4	18	1,300	14,650	17.0	4,883	8,550	4,750	4,750	1,188	0.64	〃
4Ⅱa	4	18	1,275	14,500	20.0	4,833	95,00	5,278	4,850	1,212	0.60	〃
4Ⅱb	4	16	1,325	14,000	16.0	4,666	8,000	4,475	4,450	1,112	0.40	〃
4Ⅱb	4	15	1,287	14,200	21.0	4,733	8,400	4,667	4,650	1,162	0.41	〃
3Ⅱa	3	16	1,600	11,000	15.0	3,666	7,700	4,278	3,650	1,217	0.19	〃
3Ⅱa	3	16	1,533	10,950	21.0	3,649	7,950	4,417	3,650	1,217	0.42	〃
hⅢ6	6	20	1,100	19,150	20.0	6,383	12,700	7,056	6,400	1,067	0.24	〃
hⅢ6	6	23	1,050	18,800	16.0	6,266	12,900	7,167	6,250	1,042	0.27	〃
vⅢ8	8	21	1,137	19,900	11.5	6,633	13,500	7,500	6,650	841	0.26	〃
vⅢ9	9	21	1,066	20,000	9.8	6,666	15,100	8,389	6,650	738	0.11	〃
1V4	4	20	1,100	11,300	22.0	3,766	7,100	3,945	3,766	942	0.48	部材方向が直角,(4Ⅱaの78%)
1V4	4	19	1,075	9,300	16.0	3,100	6,600	3,667	3,100	775	0.35	〃
2V6	6	20	1,000	15,500	14.5	5,166	12,300	6,834	5,150	858	0.15	〃 (hⅢ6の81.5%)
2V6	6	17	1,017	15,000	12.5	5,000	12,050	6,695	5,000	833	0.13	〃 (vⅢ6の79%)

木材接合部の安全率に就いては報告第 54 號で詳しく述べたところであるが，歐洲では 2.5～3.0 を，米國では 4 を採つてゐて一定してないが 3.0 あたりが最も經濟的ではないかと思はれる．

又米國の方式に依れば比例限界荷重を 1.8 で除することにより破壞荷重より求めた許容荷重をチエツクしてゐる．然るに「嚙合せデユベル」接合の荷重—變位曲線を見れば分る如く比例限界荷重は判然としてゐないが，大體部材間の變位 3 mm の附近が試驗經過と併せ考へて恰も比例限界荷重の如き性質を示してゐることにより玆では便宜上この點の荷重を比例限界荷重と同じ取扱ひをなし 1.8 で除して，最高荷重より求めた許容荷重をチエツクした．

斯くして求めた「嚙合せデユベル」接合部の許容荷重は表—4 に擧げてある．

供試體 *I* に於けるデユベル 1 組に對する許容荷重は 766～966 kg で他のものに較べて非常に低いが，之はデユベルの配置の不良及びデユベル嵌込み溝のないために部材間に 3～4 mm の間隙があるためで，實際には供試體 *I* の如きものを用ひては悪いのである．

供試體 Ⅱ はデユベル 1 組當りの許容荷重 1,111～1,222 kg を示し，極めて良好なる結果を得た．もつとも之が木材は A級材で他のものより稍々良かつたことにも依るが，デユベルの配置が良好であつたことは爭へない．

供試體 Ⅲ はボルト 2 本に依りデユベル 6 組 8 組及び 9 組を締附けた場合で *b*Ⅲ6 の場合はデユベル 1 組當りの許容荷重 1,064～1,044 kg を示し相當に良結果を示した．然るに *v*Ⅲ8，*v*Ⅲ9 の場合には 752～830 kg とデユベル 1 組當りの許容荷重は低下してゐるのであまり經濟的であるとは云へない．

更に供試體 *V* は部材の方向が 90° の傾をなしてゐる場合であるが，大體同じデユベル配置の部材方向が平行の場合の 80% の强度を示してゐる．

以上の諸點を考へて實際に經濟的に使用し得る「嚙合せデユベル」の配置は 3Ⅱ*a*，4Ⅱ*a*，*b*Ⅲ6 の 3 種であると云はれる．若し此の配置に依らず澤山のデユベルを使用して部材を接合せんとするならば，

デユベル 3 組に對しボルト 1 本の割で締附けた場合

デユベル 1 組當りの許容荷重 1,000 kg

デユベル 4 組に對しボルト 1 本の割で締附けた場合

デユベル 1 組當りの許容荷重 800 kg

として計算すれば充分に安全である．

若しデユベル配置を 3Ⅱ*a*，4Ⅱ*a*，*b*Ⅲ6 と全く同じものを使用した場合には表—4 の結果を平均した數値を使用し得るのである．卽ち

3Ⅱ*a*	3,650 kg
4Ⅱ*a*	4,790 kg
*b*Ⅲ6	6,300 kg

を使用しうるのである．

尙ほ部材方向が傾いてゐる場合には以上の部材方向の平行の場合の許容荷重に係數 *C* を乘じたものを使用するのである．

部材方向が 45° の傾をなす場合 $C_{45}=0.93$

部材方向が 90° の傾をなす場合 $C_{90}=0.80$

他の角度の場合には比例で求めて差支へない．

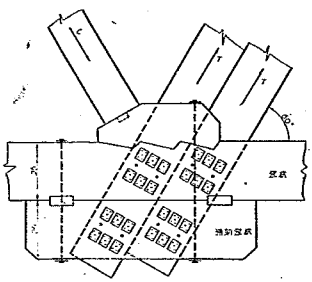
V. 「嚙合せデユベル」の木橋への應用

木材接合の最弱點は引張接合にあり「嚙合せデユベル」接合は引張壓縮共に同等の許容荷重を傳へ得る特性を有するものである．木橋に於て「嚙合せデユベル」を使用すべき場所は引張斜材と弦材との接合，下弦材相互間の接合である．

[1] 引張斜材と弦材との接合

若し 60° の傾をなす斜材を弦材と接合する場合 ㄣ皿6 のデユベル配置に依れば $C_{60}=0{,}886$ とすれば，許容荷重=6,300×0,886≒5,600 kg 圖—21 の如くこのデユベル配置を許す部材の幅は斜材は 17 cm，弦材は 25 cm である．今弦材が 3 本の部材より成る場合には引張斜材は 2 本を接合し得るにより 11,200 kg の應力を傳達しうる．更に圖—21 の如き補助弦材を使用すれば，補助弦材に依る荷重傳達力を 20% 減として，斜材 2 本の場合約 20,100 kg の應力を傳達し得るのである．補助弦材は部材に切缺を附けた場合の試驗結果を報告第 54 號に報告したが，此の結果よりヒントを得たもので，部材に切缺を附する代りに「嚙合せデユベル」で補助弦材を接合し，之に部材切缺部と同じ作用をせしめた．即ち補助弦材と弦材との接觸により斜材よりの垂直分力を弦材に傳へ，補助弦材と弦と强材との間の木栓で水平分力を傳へる趣旨のもので，部材切缺を併用した接合試驗の結果より見て，補助弦材の許容荷重に 20% 減のものを使用すれば充分である．

圖—21 斜材と弦材との接合

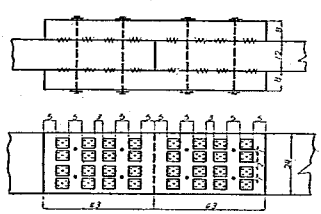


偖ほ斜材を 2 つづつ竝べて計 4 本を使用すれば，この格點に於て約 40,000 kg の應力を許容し得る結果となる．圖—21 は斜材を 4 本用ひて 40 t の荷重を傳達しうる樣にした格點の圖である．

[2] 弦材相互の接合

下弦材の接合には引張接合であるから，從來は添木附切缺接合を使用した．報告第 54 號及び木橋の試驗に於て木材の剪斷强度は剪斷長が長くなると著しく低下し，又一方木材の切缺による應力の傳達は云ふべくして施工が非常に困難である．今施工が完全なりとしても切缺部の剪斷長を 30 cm 以上にすることは極めて危險であり，最大 30 cm であると思ふ．而して剪斷長が 20 cm 以上の場合には許容剪斷應力を下げなければ不安である．玆に 20 cm 以上の場合の許容應力を 6 kg/cm² とし，切缺の剪斷長 30 cm の添木附切缺接合を部材幅 24 cm の弦材に使用したとすれば 8,620 kg の應力を傳達し得る．これ以上の應力は添木附切缺接合では傳達不能である．

圖—22 嚙合せデユベルに依る弦材の接合



然らばこれ以上の應力に對しては 2 列の凸部のある鐵鈑を使用するか，此處で述べた「嚙合せデユベル」に依るかである．今圖—22 の如くボルト 4 本により 16 組の「嚙合せデユベル」に依り接合すれば 12,800 kg の許容應力を傳達しうる．更にボルト 5 本により 20 組の「嚙合せデユベル」を使用すれば 16,000 kg の應力を傳達し得ることになり，鐵鈑を使用する場合より遙かに鋼材使用量が少くてすむのである．

VI. 結　　語

以上述べた試驗結果を綜合すれば

1. 嚙合せデユベル接合はそのデユベル配置の良否に依つて，その强度に著しき差がある．本試驗結果ではボルト1本，デユベル3組の場合は 3Ⅱa，ボルト1本，デユベル4組の場合は 4Ⅱa，ボルト2本，デユベル6組の場合は hⅢ6 が良配置でその許容荷重は

3Ⅱa	3,650 kg
4Ⅱa	4,790 kg
hⅢ6	6,300 kg

2. デユベル配置が玆に行つた試驗以外のものである場合は IV.8 に說明した條件を滿足する樣に配置してほしい．この場合の許容荷重は IV.8 に示してある．若しデユベル配置が上の條件を滿足せず勝手に配置するならば意外に低い强度しか得られない結果となる．

3. 嚙合せデユベルは部材方向が傾いた場合にもその强度減少の割合の少いのが特徵である．45° の傾をなす場合は $C_{45}=0.93$，90° の傾をなす場合は $C_{90}=0.80$ を部材方向が平行の場合の許容荷重に乘じたものが夫々の許容荷重となる．

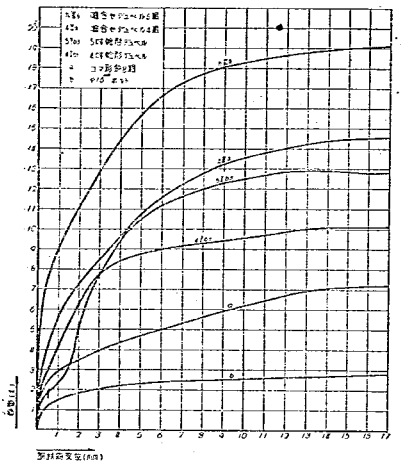
4. 嚙合せデユベルは荷重に對する部材間の變位の少いことで，表—4 には輪形デユベル，コマ形鋏などと比較してある．許容荷重時の部材間の變位は輪形デユベルのそれに比して $^1/_8$~$^1/_6$ にすぎない．

5. 嚙合せデユベルは小さい部材に大なる應力を傳達しうる樣な接合が可能である．卽ち 4Ⅱa の接合をなしうる最小部材斷面は表—4 に示す如く 12×6 cm で4吋輪形デユベル，コマ形鋏（片面に8個）が使用し得る部材斷面より小さい．この小さい部材に4吋輪形デユベル（切目あり）より 1,000 kg 太きく，コマ形鋏（片面に 8 個）の2倍の應力を傳達し得る．又 hⅢ6 の接合をなしうる最小部材斷面は 17×7.5 cm で5吋輪形デユベル，コマ形鋏（片面に 16 個）とほぼ同じ大きさの部材で，5 吋輪形デユベル（切目あり）より 1,700 kg，コマ形鋏（片面に 16 個）より 3,100 kg 大なる應力を傳達しうる．

表—4　嚙合せデユベル，輪形デユベル，コマ形鋏の强度比較表

デユベルの種類	記　號	使　用　法	最高荷重 (kg)	許容荷重 (kg)	許容荷重時の變位 (mm)	最小部材幅 (cm)	最初部材厚 (cm)	全强に對する接合の%
嚙合せデユベル	3Ⅱa	片面に 3 個	11,000	3,650	0.19	12	6.0	63.3
〃	4Ⅱa	片面に 4 個	14,650	4,790	0.64	12	6.0	83.1
〃	hⅢ6	片面に 6 個	19,150	6,300	0.24	17	7.5	61.7
輪形デユベル	4$Ia2$	4 吋切目なし	9,050	3,500	1.05	15	6.5	44.8
〃	4$Ib1$	4 吋切目あり	10,200	3,800	1.57	15	6.5	48.7
〃	5Ia	5 吋切目なし	10,900	4,300	1.53	18	7.5	39.8
〃	5$Ib3$	5 吋切目あり	12,950	4,600	1.49	18	7.5	42.6
コマ形鋏	No.1.	片面に 8 個	7,030	2,400	0.54	14	6.5	32.9
〃	＼	片面に 16 個	9,750	3,200	0.17	16	7.5	33.3

圖—23　噛合せデユベル，輪形デユベル，コマ形鉄の荷重—變位曲線比較圖



6.　從つて噛合せデユベルは部材全强に對し他のデユベルより大きい割合の接合が可能である．表—4 には夫夫の最小部材斷面に對し全强に對する割合を示してある．噛合せデユベルは 4II *a* の場合最大で 83.1%，輪形デユベルは 4*Ib*1 で 48.7%，コマ形鉄は遙かに低い．

7.　更に弦材と斜材の接合は 圖—21 の如く補助弦材を併用すれば部材全斷面の 100%の接合も可能となるのである．斯くして一格點に 4 本の斜材を集中せしむれば，約 40 t の應力の傳達しうる格點の設計も可能となる．

8.　最後に噛合せデユベル接合は最高荷重に達しても輪形デユベル接合の如く部材が破壞して荷重が低下することなく，長く一定の最高荷重を持續して，然る後に徐々に荷重が低下するもので，部材の致命的破壞は決して起ることなかつた．

鐵筋コンクリート床版の載荷試驗竝びに之に基く設計示方

內務技師　齋藤義治
內務技師　一木保夫
池田克己

要旨

內務省土木局制定の鋼道路橋設計示方書案に從ひ，第一種自動車荷重により設計せる4邊自由支持，支間1.80 mの2方向に主鐵筋を有する正方形床版に就き，床版各點に於ける撓み，龜裂の進行狀態及び破壞の狀態を試驗し，該示方書案に從ひ設計せる床版が十分なる安全性を有することを見出した．

本試驗に當り，設計及び計算は土木局齋藤技師之を擔當し，試驗は一木技師，池田克己之を擔當した．

目次

I. 緒言……(2)
II. 試驗床版の設計(齋藤技師)……(2)
［1］設計條件……(2)
［2］死荷重曲げモーメント……(2)
［3］活荷重曲げモーメント……(2)
［4］設計曲げモーメント……(3)
［5］輪荷重を集中荷重と見做した場合……(3)
［6］集中荷重と見做した場合の設計曲げモーメント……(4)
［7］斷面決定……(4)
III. 試驗床版の製作(一木技師，池田克己)……(7)
［1］コンクリート打ち……(7)
［2］養生……(8)
IV. 試驗方法……(8)
［1］試驗床版の支承狀態……(8)
［2］載荷方法……(8)
［3］撓み測定方法……(8)
［4］破壞試驗……(9)
V. 床版の撓みと破壞狀態竝びに構成コンクリートの力學的性質に關する試驗結果(齋藤技師，一木技師)……(9)
［1］床版の撓み……(9)
［2］自動車車輪により載荷せる場合の撓み……(10)
［3］破壞試驗の結果……(10)
［4］使用コンクリートの强度及びヤング係數……(13)
VI. 撓みに對する考察(齋藤技師，一木技師)……(14)
［1］龜裂を生ぜざる前の撓み……(15)
［2］龜裂を生じたる後の撓み……(16)
VII. 龜裂進行狀態に對する考察(齋藤技師，一木技師)……(17)

Ⅵ 破壞荷重に對する考察(齋藤技師)……(17)
Ⅸ 結 語……(18)

I. 緒 言

昭和14年內務省土木局にて制定せる鋼道路橋設計示方書案中，鐵筋コンクリート床版に關する規定は，從來各國示方書に於て採用せるものと略ゝ同じであるが，たゞ荷重の分布を床版全厚の中心までと假定せる點が異つてゐる．然るに未だ之に對する實驗的根據少く，この規定により設計せる床版が，如何なる程度の安全率を有するかは明らかでない．

又，設計荷重の增大に伴ひ，床版厚の增大は必然であり，厚さの增大は直ちに全鋼重の增加を來す故に，出來得る限り床版厚を小にすることが望ましい．

本試驗に於ては，鋼道路橋設計示方書案に從ひ，第一種自動車荷重により設計せる4邊自由支持，支間1.80 mの2方向に主鐵筋を有する正方形床版に就き，載荷試驗を行ひ，床版各點に於ける撓み，龜裂の進行狀態及び破壞狀態を試驗し，床版設計に對する基準を求め，併せて既設橋梁床版の安全性を檢討するための資料を得んとしたものである．

II. 試驗床版の設計 (齋藤技師)

[1] 設 計 條 件

支 間 $l=1.80$ m

鋪裝厚 5 cm(コンクリートと假定す)

自 重 2400 kg/m³(鐵筋コンクリート)

設計荷重 第一種自動車荷重(總重量 13t, 後輪荷重 5200 kg)

衝擊係數 $i=\dfrac{20}{50+l}$

許容應力 鐵筋 引張 1300 kg/cm²

コンクリート 壓縮 65 kg/cm²

コンクリート 剪斷 4.5 kg/cm²

其の他は總て鋼道路橋設計示方書案に從つた．

[2] 死荷重曲げモーメント

鋪 裝 厚 5.0 cm

床 版 厚 12.5 cm (假定)

計 = 17.5 cm

床版幅1 m當りの死荷重曲げモーメントを M_d とすると

$$M_d=2400\times0.175\times\frac{1.8^2}{8}\times\frac{1}{2}=\underline{85\ \text{kg·m}}$$

[3] 活荷重曲げモーメント

(a) 輪 荷 重

後輪荷重 = 5200 kg

(後輪荷重)×i = 2010 kg

計 = 7210 kg

2方向に主鐵筋を有する故，荷重を x 及び y 方向に分配すると

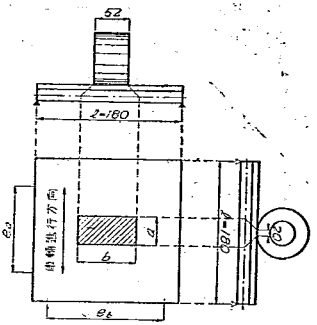
$$P_x=P_y=\frac{l_x^4}{l_x^4+l_y^4}=\frac{7210}{2}=3605\ \text{kg}$$

故に P_x, P_y を荷重と考へた場合の1方向に主鐵筋を有する床版と考へて計算を行ふ.

(b) 有 效 幅

今車輪を床版の中央に配置せる時の狀態を示せば圖—1 の如し.

圖—1



$$a=20+2\times(6.25+5)=42.5\fallingdotseq 43\ \text{cm}$$

$$b=52+2\times(6.25+5)=74.5\fallingdotseq 75\ \text{cm}$$

$$e_a=0.7\,l+a=126+43=169\ \text{cm} \ <\ 180\ \text{cm}$$

$$e_b=0.7\,l+b=126+75=201\ \text{cm} \ >\ 180\ \text{cm}$$

示方書の

$$e=0.7\,l+a \leqq 200+a \leqq l_1$$

なる條件より, e_a 及び e_b は次の値を採用する.

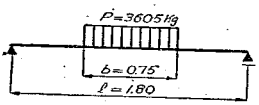
$$e_a=169\ \text{cm}$$

$$e_b=180\ \text{cm}$$

(c) 有效幅 e_a に對する曲げモーメント

有效幅 e_a, 即ち車輪進行方向に直角方向の有效幅に對する曲げモーメントは, 圖—2 の如き荷重配置となり,

圖—2



活荷重曲げモーメントを M_l とすると

$$M_l=\frac{1}{2}\times 3605\times 0.9-\frac{3605}{2}\times\frac{0.75}{4}=1284\ \text{kg·m}$$

床版幅 1 m 當り最大曲げモーメントは

$$M_l=1284\times\frac{1}{1.69}=\underline{760\ \text{kg·m}}\ (e_a\text{に對するもの})$$

(d) 有效幅 e_b に對する曲げモーメント

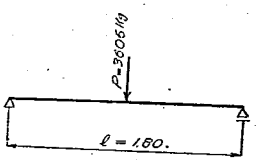
(c) の場合と全く同樣な方法に依り計算すると

$$M_l=\frac{3605}{2}\times 0.9-\frac{3605}{2}\times\frac{0.43}{4}=1428\ \text{kg·m}$$

床版幅 1 m 當り最大曲げモーメントは

$$M_l=1428\times\frac{1}{1.8}=\underline{793\ \text{kg·m}}\ (e_b\text{に對するもの})$$

圖—3



[4] 設計曲げモーメント (床版幅 1 m 當り)

e_a に對するものを M_a とすると

$$M_a=M_d+M_l=85+760=\underline{845\ \text{kg·m}}$$

e_b に對するものを M_b とすると

$$M_b=M_d+M_l=85+793=\underline{878\ \text{kg·m}}$$

倘配筋に當りては, 曲げモーメントの小なる側即ち M_a の側を上部鐵筋として, 有效高の減少に適應せしめる.

[5] [3]の如く輪荷重の分布を考慮せず集中荷重と見做す場合 (圖—3)

e_a に對し (床版幅 1 m 當り)

$$M_l=\frac{3605\times 0.9}{1.69\times 2}=\underline{954\ \text{kg·m}}$$

e_b に對し (床版幅 1 m 當り)

$$M_l=\frac{3605\times0.9}{1.8\times2}=\underline{901\ \text{kg·m}}$$

［6］ 集中荷重と見做した場合の設計曲げモーメント

e_a に對するもの（幅1m當り）

$$M_a=85+954=\underline{1049\ \text{kg·m}}$$

e_b に對するもの（幅1m當り）

$$M_b=85+901=\underline{986\ \text{kg·m}}$$

［7］ 斷面決定

(a) 上側鐵筋

i. 條　件

床 版 全 厚　　$h=12.5$ cm

曲げモーメント　　$M_a=845$ kg·m（分布を考へた場合）

$M_a=1049$ kg·m（集中荷重と考へた場合）

許 容 應 力　　$\sigma_s=1300$ kg/cm²，$\sigma_c=65$ kg/cm²

ii. d 及び A_s の決定

鐵筋コンクリート梁に對する公式

$$d\fallingdotseq C_1\sqrt{\frac{M}{b}}$$

$$A_s=C_2\sqrt{b\,M}$$

に於てiの條件を代入すると

$C_1=0.289$

$C_2=0.0031$　　となる．

故に必要なる有效高 d 及び鐵筋斷面積 A_s は

$d=0.289\sqrt{845}=\underline{8.4\ \text{cm}}$　　又は　$d=0.289\sqrt{1049}=\underline{9.3\ \text{cm}}$

$A_s=0.0031\times2900=\underline{9.02\ \text{cm}^2}$　　又は　$A_s=0.0031\times3230=\underline{10.01\ \text{cm}^2}$

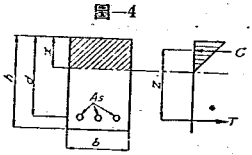
上記の結果より

$d=9.3$ cm

$\underline{A_s=10.18\ \text{cm}^2}$　(9−φ12 mm)　を採用する．

iii. 決定せる d, A_s に對する抵抗モーメントの檢算

圖—4



圖—4 に示す如く，壓縮緣より中立軸迄の距離を x とすると

$\frac{1}{2}bx^2-nA_s(d-x)=0$　　より x は求まる．

$b=100$ cm，$n=15$，$A_s=10.18$ cm²，$d=9.3$ cm

を代入すると

$$x^2+3.06x-28.4=0$$

$$\therefore\quad x=4.02\text{ cm}$$

コンクリート側の抵抗モーメント$=CZ$

$$C=\frac{\sigma_c}{2}bx \qquad Z=d-\frac{x}{3}$$

$$\therefore\quad CZ=\frac{\sigma_c}{2}bx\left(d-\frac{x}{3}\right)$$

數値を代入して

$$CZ=1170\text{ kg·m} > 845\text{ kg·m}\quad 又は\quad 1049\text{ kg·m}$$

鐵筋側の抵抗モーメント$=TZ$

$$T=\sigma_s A_s \qquad Z=d-\frac{x}{3}$$

$$\therefore\quad TZ=\sigma_s A_s\left(d-\frac{x}{3}\right)$$

數値を代入して

$$TZ=1053\text{ kg·m} > 845\text{ kg·m}\quad 又は\quad 1049\text{ kg·m}$$

以上の結果より，上側鐵筋は設計斷面にて十分である．

(b) 下側鐵筋

i. 條　件

床版全厚	$h=12.5$ cm
曲げモーメント	$M_b=878$ kg·m (分布を考へた場合)
	$M_b=986$ kg·m (集中荷重と考へた場合)
許容應力	$\sigma_s=1300$ kg/cm^2
	$\sigma_c=65$ kg/cm^2

ii. d 及び A_s の決定

(a) と同様にして d, A_s を求めると

$$d=0.289\times\sqrt{878}=8.6\text{ cm}\quad 又は\quad d=0.289\times\sqrt{986}=9.1\text{ cm}$$

$$A_s=0.0031\times2960=\underline{9.18\text{ cm}^2}\qquad A_s=0.0031\times3140=\underline{9.73\text{ cm}^2}$$

上記の結果より斷面を決定すればよいのであるが，上側鐵筋に對して $d=9.3$cm なる故下側鐵筋にもϕ12 mm を使用すれば $d=10.5$ cm となる．

$d=10.5$ cm に對して，A_s は少し小さく採り $A_s=9.05$ cm^2 (8-ϕ12mm) とする．

iii. 決定せる d, A_s に對する抵抗モーメントの檢算

(a) と同樣の方法で x を求めると

$$x=4.05\text{ cm}\qquad \text{となる．}$$

故に

コンクリート側の抵抗モーメント

$$CZ=1204\text{ kg·m} > 878\text{ kg·m}\quad 又は\quad 986\text{ kg·m}$$

鐵筋側の抵抗モーメント

$TZ=1076\ \mathrm{kg\cdot m} > 878\ \mathrm{kg\cdot m}$　又は　$986\ \mathrm{kg\cdot m}$

以上の結果より下側鉄筋断面も設計荷重に対し安全である．

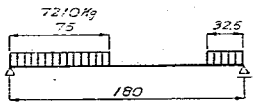
(c) 剪断應力の檢算

i. 死荷重剪断力

$$S_d=2400\times0.175\times0.9=378\ \mathrm{kg}\ (\text{幅 1 m 當り})$$

ii. 活荷重剪断力 (圖—5)

圖—5



$$S_l=\frac{7210}{180}\times(180-37.5)+7210\times\frac{32.5}{75}\times\frac{16.25}{180}=5707+282=5939\ \mathrm{kg}$$

iii. 剪断力に對する有效幅

考慮せる端に近い方　　$e'=118\ \mathrm{cm}$

〃　　より遠い方　　$e=180\ \mathrm{cm}$

iv. 幅 1 m 當り活荷重剪断力

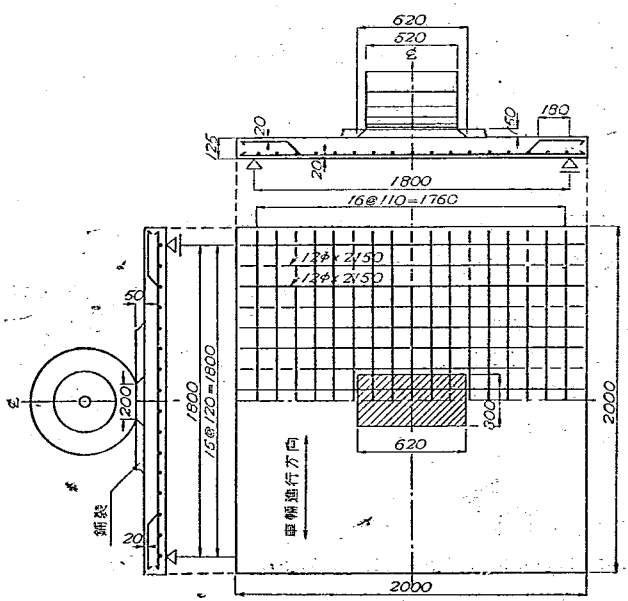
$$S_l=\frac{5707}{1.18}+\frac{282}{1.80}=4836+157=\underline{4993\ \mathrm{kg}}$$

v. 設計剪断力

$$S=S_d+S_l=378+4993=\underline{5371\ \mathrm{kg}}\ (\text{幅 1 m 當り})$$

vi. 上側鉄筋断面のコンクリート剪断應力

圖—6　試驗床版設計圖



$$\tau=\frac{5371}{9.3-1.34}\times\frac{1}{100}=6.8\ \mathrm{kg/cm^2}$$

2方向に主鐵筋を有する故，剪斷力の計算に當り集中荷重を$\frac{1}{2}$とすると

$$\tau=\frac{6.8}{2}=3.4\ <\ 4.5\ \mathrm{kg/cm^2}$$

vii. 下側鐵筋斷面のコンクリート剪斷應力

$$\tau=\frac{5371}{9.15}\times\frac{1}{100}=5.6\ \mathrm{kg/cm^2}$$

$\frac{1}{2}$して

$$\tau=2.8\ \mathrm{kg/cm^2}\ <\ 4.5\ \mathrm{kg/cm^2}$$

故にコンクリートの剪斷應力は許容應力以內にある．

以上の計算により設計せる試驗床版の設計圖は，圖—6 の如くである．

III. 試驗床版の製作　（一木技師，池田克己）

［1］ コンクリート打ち

コンクリートは昭和14年9月26日（室內溫度23～24°C）に打つた．

セメントは淺野セメント，砂は多摩川產，比重2.65，單位容積重量 1768 kg/m³，空隙率 33.3%，粗粒率 2.81 のもの，砂利は荒川產 25 mm 以下，比重2.60，單位容積重量 1742 kg/m³，空隙率 33%，粗粒率 6.77 のものを使用した．

配合は容積比 1：2：4，水セメント比はスランプ 7 cm を標準として 65%とした．

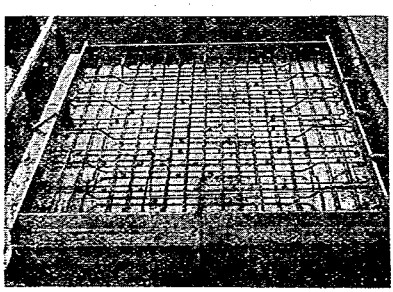
混合にはランサム型4切練りミキサを使用し，容量の關係より5回に分けて練つた．混合時間は材料を全部投入せる後2分間とした．

床版の周緣に近き部分より順次中央に向つてコンクリートを打ち進み，直徑 16 mm 及び 30 mm の鐵棒で十分突固めを行つた．

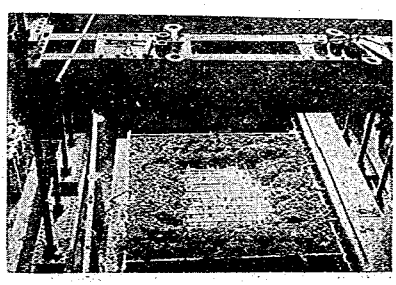
尙コンクリート打ちの際，ミキサの各練りより壓縮強度試驗標準供試體を1箇づゝ製作した．

寫眞—1 は鐵筋の組立てを終り將にコンクリート打ちにかゝらんとするところ，寫眞—2 はコンクリート打ち中の狀況である．

寫眞—1　コンクリート打ち直前の狀況



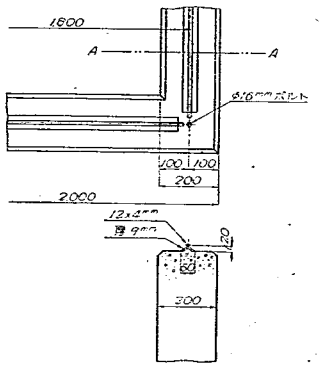
寫眞—2　コンクリート打ち中の狀況



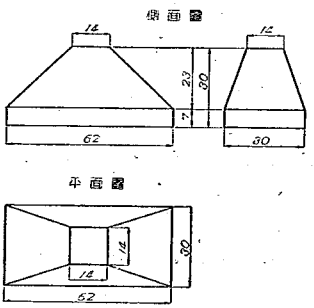
［2］養　生

コンクリート打ち後，筵にて被覆し隨時撒水して養生を行ひ，材齡10日にて型枠を除去した．型枠除去後も材齡3週まで同様の養生を續けた．養生中の氣温は16～23°Cであつた．

圖—7 支承壁



圖—9 加壓用コンクリート塊
（配合 1：1：2）



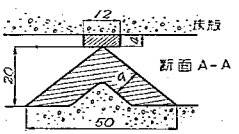
寫眞—3 試驗機及び載荷方法

IV. 試驗方法

［1］試驗床版の支承狀態

床版は4邊自由支持の狀態であるが，支承部分の詳細は圖—7及び圖—8に示す如く，コンクリートの支承壁内に埋込んだ山形鋼の上に幅12 mm，厚4 mmの鋼鈑をおき，この上に床版をのせた．鋼鈑と床版下面との密着を良好ならしむるため；この間にセメント糊の薄層を使用した．

圖—8 支承部分詳細圖



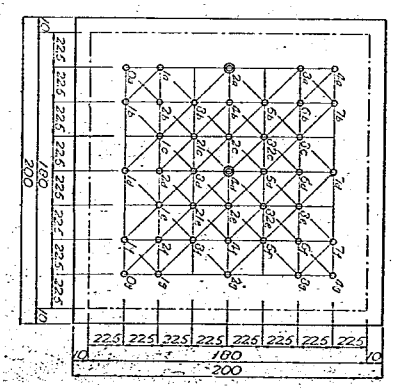
［2］載荷方法

試驗機は75 ton床版試驗機を使用した．載荷面は設計の條件と一致せしめるため，圖—9の如き30 cm × 62 cmの底面を有するコンクリート塊によつて荷重を床版の中央に傳へた．コンクリート塊と床版との密着を出來るだけ均等ならしめるため，この間に新聞紙を約20枚敷いた．寫眞—3は試驗機及び載荷方法を示す．

［3］撓み測定方法

床版の下面に圖—10に示す如く測點を設け撓み測定器（Rectus $\frac{1}{100}$mm 讀み）を取付けて，荷重に應ずる版の撓みを測定した．撓み測定器の接觸を良好ならしめるため，測點には15 mm × 2 mm

圖—10 測點の位置及び符號



× 15 mm の鋼片を石膏ではりつけた.

撓みの測定値は何れも 3 回の平均をとつた. 尙支承の沈下の影響を除くため, 測點 4 d 及び 2 a を基準點として各測定毎にこの點の讀みをとつた.

[4] 破壞試驗

龜裂の發生を容易に認め得る樣, 床版の面に殘め石膏を薄く塗つた.

荷重を漸次增して, 龜裂發生狀態及び進行狀態を觀察し, 同時に撓みを測定しつゝ, 破壞狀態に達して荷重の上昇が止むまで載荷を續けた.

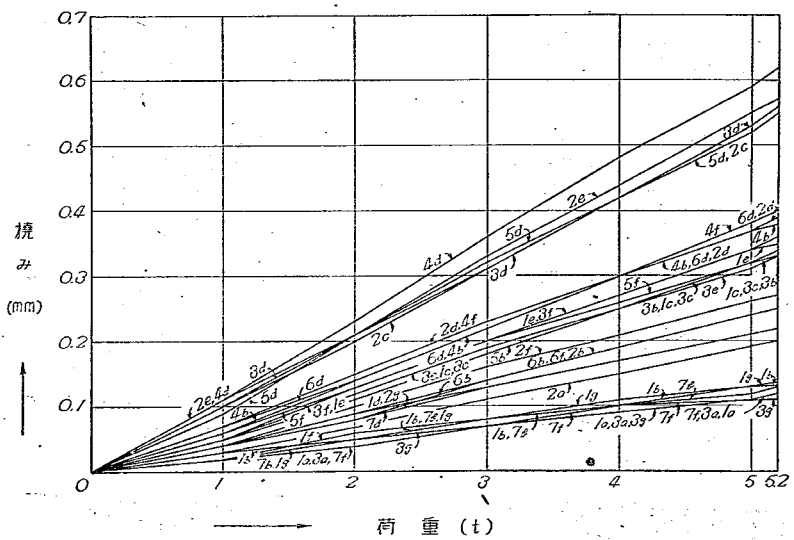
V. 床版の撓みと破壞狀態並びに構成コンクリートの力學的性質に關する試驗結果　(齋藤技師, 一木技師, 池田克己)

試驗は材齡 4 週 (昭和 14 年 10 月 24 日) より開始した. 先づ前記各測點に於て, 設計荷重 5.2 ton までの撓みを測定し, 次に之と實際の自動車荷重による撓みとを比較するため, ダンロップコードバルンタイヤ 6.00×24.00 にて 2 ton まで載荷し, この場合の撓みを測定し (タイヤの空氣壓は 45 lb/in^2 としたが, 載荷 2 ton の場合の接觸面積は 355 cm^2 である), 最後に破壞試驗を行つた.

[1] 床版の撓み

載荷 5.2 ton までの各測點に於ける荷重と撓みとの關係は圖—11 に示す如くで何れも略ゝ直線的關係を示してゐる.

圖—11 荷重と撓みとの關係



床版の縦横及び左右 45° の方向の種々の斷面に於ける荷重と撓みとの關係は，圖—12～15 に示す如くである．

以上より載荷 5 ton に於ける版の撓みの等高線を求めるときは圖—6 の如くになる．

［2］ 自動車車輪により載荷せる場合の撓み

2 ton まで載荷したが，荷重と撓みとの關係は，圖—17 及び圖—18 に示す如くで，コンクリート塊により載荷せる場合と殆んど變りはない．

［3］ 破壞試驗の結果

昭和 14 年 11 月 7 日，材齡 6 週にて破壞試驗を行つた．

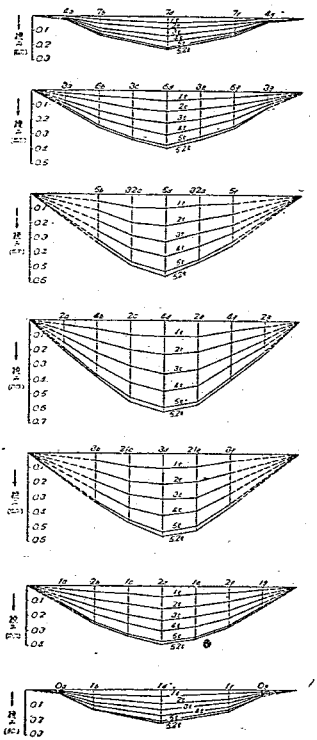
荷重約 6 ton にて版の下面中央部に，鐵筋に沿ひ，圖—19 の如き龜裂を生じた．

その後荷重の增すにつれて，龜裂は圖—20 の如く進行し，24.6 ton にて破壞狀態に達し荷重の上昇が止んだ．

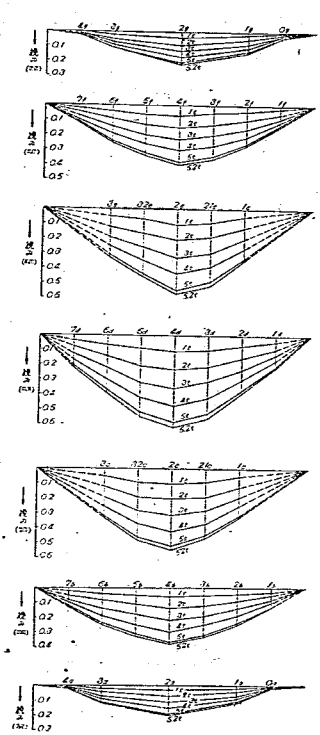
圖—20 に見る如く，中央部の鐵筋に沿ふた龜裂と，對角線の方向の龜裂が特に發展した．

版の上面に於ては，何等龜裂は認められなかつた．

圖—12 各斷面に於ける荷重と撓みとの關係 (1)



圖—13 各斷面に於ける荷重と撓みとの關係 (2)

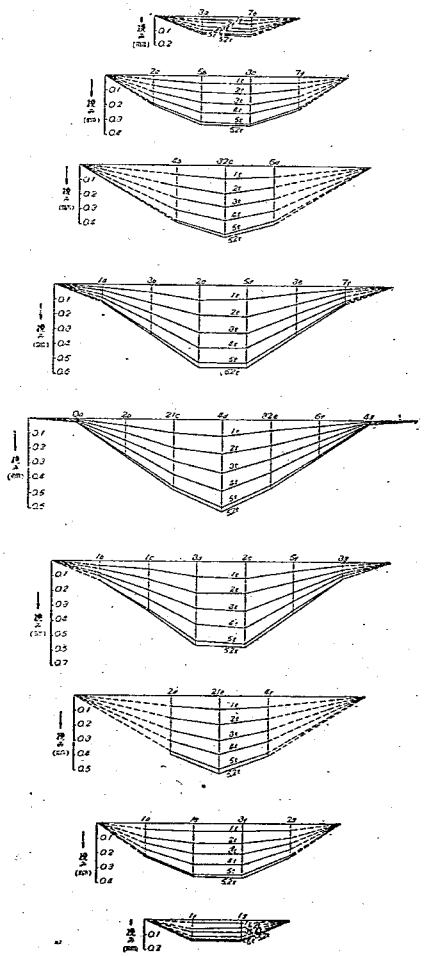


尙，載荷約 20 ton にて加壓用コンクリート塊に，寫眞—4 に見る如き龜裂を生じたが，そのまゝ載荷を續行した．寫眞—5 は破壞後に於ける版の下面の龜裂狀態，寫眞—6 は版の上面の狀態を示し，何れも試驗終了後，版を立てゝ撮影したものである．

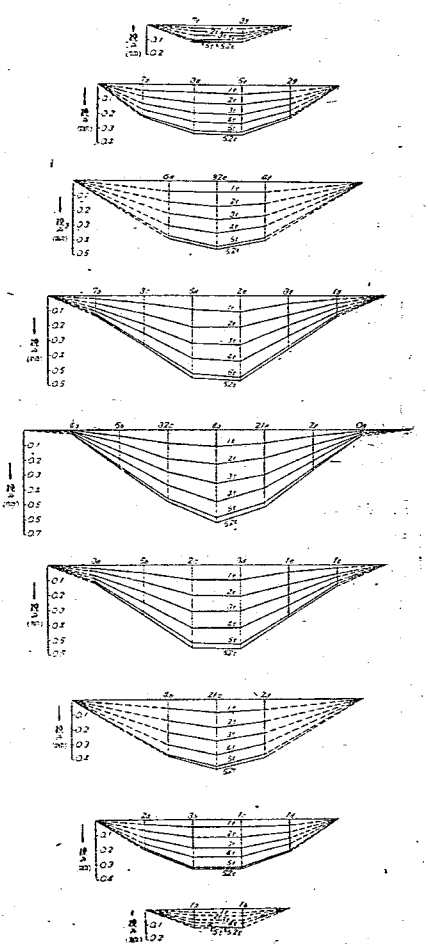
龜裂の最大幅は，20 ton で 1.5 mm，23 ton で 2.5 mm，破壞荷重 24.6 ton にて 3 mm であつた．

破壞試驗の際，載荷 10 ton までの，4 *d*，2 *e*，4 *b* 及び 7 *d* 點に於ける撓みを測定したが，その結果は圖—21

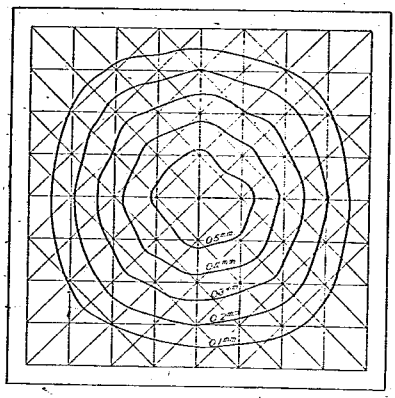
圖—14　各斷面に於ける荷重と撓みとの關係 (3)



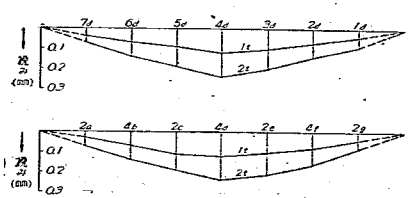
圖—15　各斷面に於ける荷重と撓みとの關係 (4)



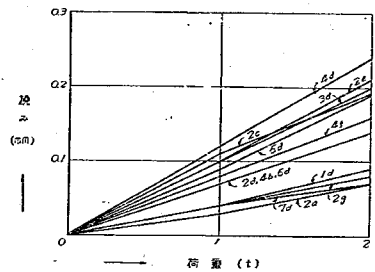
圖—16　載荷5 tonに於ける撓みの等高線



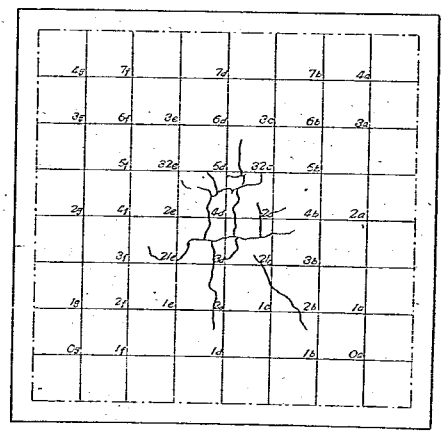
圖—17　自動車車輪により載荷せるときの荷重と撓みとの關係



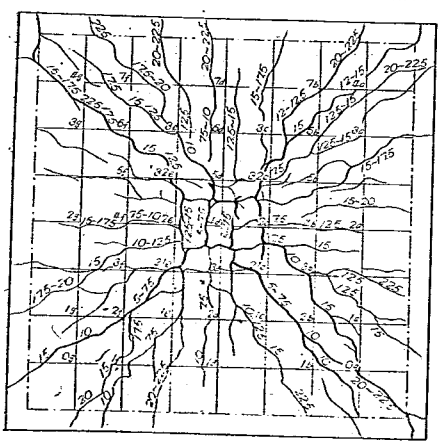
圖—18　版の中心を通る縦横2斷面に於ける荷重と撓みとの關係



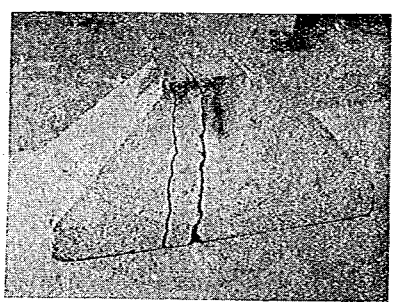
圖—19　載荷約 6 tonに於ける版の下面の龜裂狀態



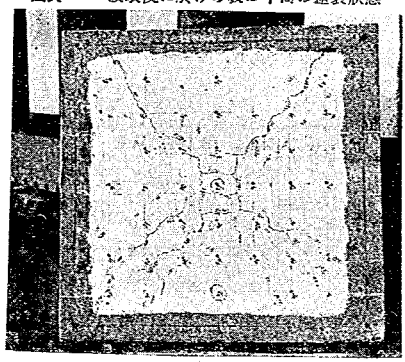
圖—20 破壞に達するまでの版の下面の龜裂進行狀態



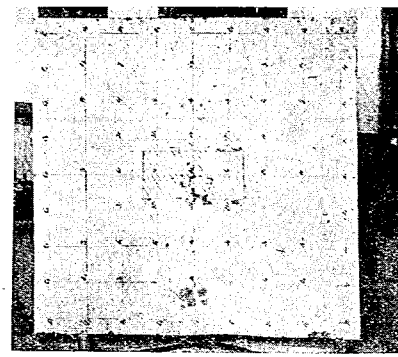
寫眞—4 加壓用コンクリート塊の龜裂



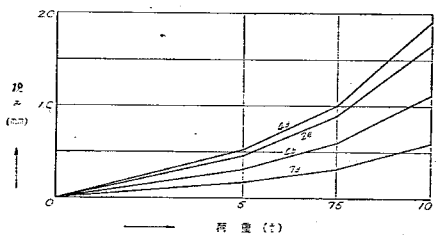
寫眞—5　破壞後に於ける版の下面の龜裂狀態



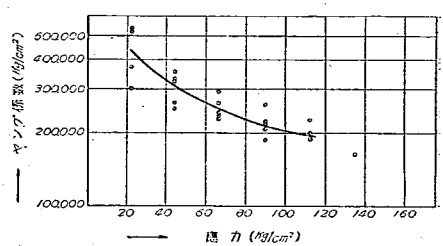
寫眞—6　破壞後に於ける版の上面



圖—21　載荷 10 ton までの 4 *d*, 2 *e*, 4 *d* 及び 7 *d* 點に於ける撓み



圖—22　使用コンクリートのヤング係數



の如くである.

破壞荷重の際の 2 *d* 及び 6 *d* 點に於ける撓みを版の上面にて測定したが, 共に 22 mm であつた. 荷重を取除いた直後に於て夫々 15 mm 及び 16 mm まで戻つた. 荷重を取除いた後 5 時間後に於ては, 夫々 14.5 mm 及び 15.5 mm まで戻つた.

[4] 使用コンクリートの强度及びヤング係數

床版コンクリート打ちの際, ミキサの各練りより 1 箇づゝ製作した, 壓縮强度試驗標準供試體についての試驗結果は表—1 の如くである.

表—1　使用コンクリートの壓縮强度

供試體番號	配合 (容積比)	水セメント %	スランプ cm	フロー	試驗年月日	材齡 日	單位重量 kg/m³	壓縮强度 kg/cm²
No. 1	1 : 2 : 4	58	2.0	185	14—11— 6	47	2343	161
〃 2	〃	60	1.5	180	〃	〃	2320	151
〃 3	〃	65	6.0	210	〃	〃	2309	150
〃 4	〃	〃	7.5	212	〃	〃	2294	149
〃 5	〃	〃	7.5	210	〃	〃	2294	132
平均							2312	149

又之等につき測定したヤング係數の値は圖—22 の如くである.

尙, 床版に使用せるものと同じ材料を使用し, 材齡 28 日にて行つた壓縮及び曲げ試驗の結果は表—2 及び表—3 に示す如くで, 壓縮供試體につき測定せるヤング係數は圖—23 の如くである.

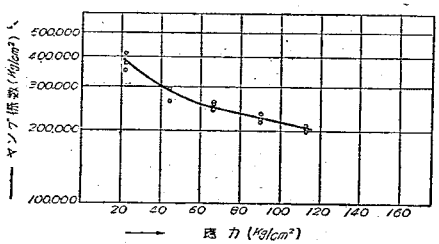
表—2 壓縮强度

供試體番號	配合(容積比)	水セメント %	スランプ cm	フロー	試驗年月日	材齡 日	單位重量 kg/m³	壓縮强度 kg/cm²
No. 1	1:2:4	65	5.6	210	14—11—10	28	2339	164
〃 2	〃	〃	〃	〃	〃	〃	2330	158
〃 3	〃	〃	〃	〃	〃	〃	2324	148
平均							2331	156

表—3 曲げ强度 (供試體の寸法 15 cm × 15 cm × 75 cm)

供試體番號	配合(容積比)	水セメント %	スランプ cm	フロー	試驗年月日	材齡 日	單位重量 kg/m³	曲げ强度 kg/cm²
No. 1	1:2:4	65	5.6	210	14—11—10	28	2348	37.3
〃 2	〃	〃	〃	〃	〃	〃	2341	32.8
〃 3	〃	〃	〃	〃	〃	〃	2342	33.3
平均							2344	34.5

圖—23 ヤング係數



VI. 撓みに對する考察

(齋藤技師, 一木技師)

試驗床版に對し實測せる數値, 並びにコンクリート供試體より得たる値に依り, 比較計算を行ひ, 試驗結果に對し考察を加へる.

コンクリート供試體より得たる結果は

i. コンクリートの强度

曲げ强度 34.5 kg/cm²

壓縮强度 149 kg/cm²

ii. ヤング係數

E_c=290000 kg/cm² (σ_c=50 kg/cm² 附近)

E_c=190000 kg/cm² (σ_c=120~130 kg/cm²)

iii. コンクリートの引張と壓縮に對するヤング係數は殆んど等しき故，等しきものと見做す．

載荷 5.2 t 迄は各測點共荷重と撓みの關係は略ゝ直線である．是は荷重 5.2 t 迄はコンクリートも大體彈性を保持し，コンクリートも引張に抵抗して居た事を證明するものとして大きな意義を有するものと考へられる．

載荷 6 t を越すに及んで急に床版中央下面に龜裂が入り，爲めに撓みは急激に增大し，龜裂の進行と共に撓みも增大を續けた．

各荷重に對する撓みの割合は

荷　重	撓み（床版中央）	支間に對する割合
5.0 t	0.6 mm	$\frac{1}{3000}$
7.5 t	1.0 mm	$\frac{1}{1800}$
10.0 t	1.9 mm	$\frac{1}{900}$

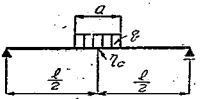
今床版下面に龜裂の生ぜざる前と生じたる後の撓みを，略算に依り比較して見ると次の如くである．

［1］ コンクリートが引張應力を受けて居たと假定せるときの撓みの檢算（卽ち龜裂の生ぜざる前の撓み）

載荷 5.2 t 迄は床版下面に何等龜裂を認めず，且つ撓みと荷重は圖—11 に示す樣に直線的關係にある．從つて床版のコンクリートは引張應力に抵抗して居たと見る事が出來る．

(a) 梁の撓み公式

圖—24



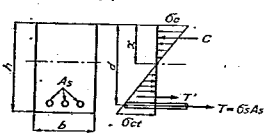
圖—24 の如き荷重狀態で梁中央の撓み η_c は

$$\eta_c=\frac{q\,a}{6EI}\left[\frac{l^3}{8}-\frac{la^2}{16}+\frac{a^3}{64}\right] \quad \cdots\cdots(1)$$

(b) コンクリートの引張應力を考慮せる場合の梁の公式

床版に作用する引張應力は鐵筋及びコンクリートが共同して負擔するものと考ふる場合，應力の分布を圖—25 の如く假定す．

圖—25



$$C=\frac{\sigma_c b x}{2} \quad \cdots\cdots(2)$$

$$T'=\frac{\sigma_{ct} b (h-x)}{2} \quad \cdots\cdots(3)$$

$$T=\sigma_s A_s \quad \cdots\cdots(4)$$

$$C=T'+T \quad \cdots\cdots(5)$$

鐵筋のヤング係數を E_s，コンクリートのヤング係數を引張，壓縮共に E_c とすると

$$n=\frac{E_s}{E_c} \quad \cdots\cdots(6)$$

變形の法則より σ_c, σ_{ct}, σ_s 間の關係を求める．但し Nàvier の法則を滿足するものとする．

$$\sigma_{ct}=\frac{h-x}{x}\sigma_c \quad \cdots\cdots(7)$$

$$\sigma_s=\frac{n(d-x)}{x}\sigma_c \quad \cdots\cdots(8)$$

鐵筋の中央に於てモーメントを採ると

$$M=C\left(d-\frac{x}{3}\right)+T'\left\{d-x-\frac{2}{3}(h-x)\right\} \quad \cdots\cdots (9)$$

上式を代入して整理すると

$$2x(nA_s+bh)-2ndA_s-bh^2=0 \quad \cdots\cdots (10)$$

之は x を求める公式である.

$$\sigma_c=\frac{2M}{bx\left(d-\frac{x}{3}\right)+\frac{b}{x}\left(d-\frac{x}{3}-\frac{2}{3}h\right)(h-x)^2} \quad \cdots\cdots (11)$$

(11)式より σ_c を求めると (7), (8) 式より σ_{ct}, σ_s が求まる.

(c) 檢　算

(a), (b) に述べた公式を使用して, 載荷 5.2 t に對する床版中央の撓みを求める.

(10) 式より

$b=100$ cm, $A_s=10.18$ cm^2, $h=12.5$ cm, $d=9.3$ cm,

$n=\frac{2100000}{290000}$ とすれば

$x=6.42$ cm

中立軸に對する斷面二次モーメントは

$I=16887$ cm^4

床版中央の撓み η_c は (1) 式より

$\eta_c=0.0629$ cm

2 方向に主鐵筋を有する故 5.2 t の荷重を兩方向に分配すると

$\eta_c=0.0315$ cm となる.

實測の結果は $\eta_c=0.62$ mm で計算値の約 2 倍の値を與へて居る. この樣に實測の値の大きな事は支點の沈下, 有效幅の假定, 床版に於けるコンクリートの E の値の不均一性及び撓み公式の不一致其の他に原因するものと考へられる. 尙計算値より大なる事は, 假定の如く完全なる彈性體に非ざる事を考へても想像出來る事である.

［2］ 床版に龜裂を生じたる後の撓み

載荷 6 t を越すと床版に龜裂が入つたのであるから龜裂の入つた所はコンクリートに引張應力は作用せず鐵筋のみが負擔する事となる. 龜裂の入つた所は勿論床版全部に亙つてゐはないから, 一樣なる計算をなす事は間違ひであるが, 參考の爲に一樣に龜裂の入つた狀態の撓みを求めて見る.

中立軸迄の距離を x とすると

$\frac{b}{2}x^2-nA_s(d-x)=0$ より

$x=4.47$ cm

斷面の二次モーメントは

$I=1975$ cm^4 (コンクリート斷面は壓縮側のみとす)

(1)式より 載荷 7.5 t に對する撓みは

$\eta_c=0.803$ cm

2 方向に主鐵筋を有する事を考へ，荷重を半分にすると

$$\eta_c = 0.402\ \text{cm} \qquad \text{となる．}$$

實測の結果は 0.1 cm で計算の値が約 4 倍の値を與へたのは，龜裂が一樣に入つて居ない事を考慮する丈で想像出來る事である．逆に撓みを$\frac{1}{4}$にするには斷面二次モーメントが約 4 倍とならなければならない．引張を完全に考慮した時の二次モーメントは $I=16887\ \text{cm}^4$ である故，龜裂の入つた後の二次モーメントを 4 倍して見ると $I=7900\ \text{cm}^4$ となり，約 46.7 % となる故，大體半分程龜裂が入つたと考へる事が出來る．事實載荷 7.5 t 附近では床版の中央附近にのみ龜裂が入つたのみで，次第に進行して行く樣子は有るが未だ床版全體に亙つて龜裂が入つた狀態ではなかつたのである．

VII. 龜裂進行狀態に對する考察　（齋藤技師，一木技師）

最初の龜裂は荷重が約 6 t を越えた時床版中央下面に現はれた．然も龜裂は配筋に沿ふて規則正しく生じた．之は鐵筋を含む斷面は鐵筋のある丈コンクリートのみの斷面よりコンクリートの面積は小さい．從つて此の部分が早く最大應力となる事から容易に想像出來る．

荷重の增大と共に龜裂は對角線方向に進行して行つた．之は今床版對角線上のある一點を考へると其の點の引張應力（床版下面の）は縱橫方向に互に等しいと考へると，其の對角線方向の斷面は其の斷面に直角に等しき値の引張應力，及び斷面に平行に等しき値の剪斷應力を受ける．此の爲に對角線方向が最弱部となる事は推定出來るのである．

次に試みに最初に龜裂を生じた荷重を略算して見る．

コンクリートの引張强さを考慮して龜裂荷重を求める．

コンクリートの曲げ强度は　　$34.5\ \text{kg/cm}^2$

(10) 式より x を求めると

$$x = 6.42\ \text{cm}$$

(9) 式に $\sigma_{ct}=34.5\ \text{kg/cm}^2$，$x=6.42\ \text{cm}$，$d=9.3\ \text{cm}$，$h=12.5\ \text{cm}$ 及び $\sigma_c=36.4\ \text{kg/cm}^2$ ((7)式より) を代入すると $M=713.89\ \text{kg·m}$ の抵抗モーメント（死荷重モーメントを含む）を有する事が解る．此の値より荷重を逆算して見ると，$P=7210\ \text{kg}$ に對し $M=760\ \text{kg·m}$ なる故 $M=713.89-85=628.89\ \text{kg·m}$ に對する P は $P=5980\ \text{kg}$ となる．試驗の折最初に龜裂を認めた荷重は 6 t を僅か越えた時であつたが，$P=5980\ \text{kg}$ は極めて實際と良く合致してゐる．

VIII. 破壞荷重に對する考察　（齋藤技師）

本試驗床版は 24.6 t にて破壞に達せるものと認められた．今假りにコンクリートの塑性を考へて破壞時に於けるコンクリート及び鐵筋の應力を檢算して見ると次の如くになる．

［1］ 應力分布を圖—26 の如く假定した場合

(a) 公　式

コンクリートの塑性に因り圖—26 の如き應力の分布となつたと假定すると次の公式を得る．

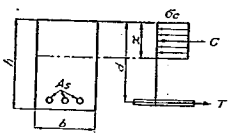
$$C = \sigma_c b x \quad \cdots\cdots(12)$$

$$T = \sigma_s A_s \quad \cdots\cdots(13)$$

$$M = C\left(d - \frac{x}{2}\right) \quad \cdots\cdots(14)$$

$$\frac{bx^2}{2} = nA_s(d-x) \quad \cdots\cdots(15)$$

圖—26



(12)~(15) 式より x, σ_c, σ_s を求める.

(b) 破壞荷重 24.6 t を載荷せる時の σ_c 及び σ_s の値

$b=100$ cm, $A_s=10.18$ cm², $n=\frac{2100000}{190000}$ (試驗の結果より), $d=9.3$ cm

として, 中立軸迄の x を求めると, (15) 式より

$x \fallingdotseq 3.6$ cm

24.6 t に對する曲げモーメントは

$$M=\frac{24.6}{7.21}\times 760+85=2680 \text{ kg·m (死荷重モーメントを含む)}$$

此の曲げモーメントに因る σ_c, σ_s を求めると

$\sigma_c \fallingdotseq 100$ kg/cm²　　$\sigma_s \fallingdotseq 3510$ kg/cm²　となる.

[2] 應力分布を圖—27 の如く假定した場合

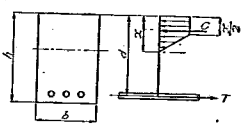
(a) 公　式

$$T = \sigma_s A_s \quad \cdots\cdots(16)$$

$$C = \frac{3}{4}\sigma_c b x \quad \cdots\cdots(17)$$

$$M = \frac{3}{4}\sigma_c b d x - \frac{1}{3}\sigma_c b x^2 \quad \cdots\cdots(18)$$

圖—27



(b) 破壞荷重 24.6 t を載荷せる場合の σ_c 及び σ_s の値

(15) 式より　　$x=3.6$ cm

$M=2680$ kg·m (前述), $b=100$ cm, $d=9.3$ cm　より

(18) 式によつて

$\sigma_c \fallingdotseq 130$ kg/cm²

(16), (17) 式より

$\sigma_s=3510$ kg/cm²　　となる.

此の σ_c は供試體より得た壓縮强度 149 kg/cm² に近い値を示して居り, 又 σ_s は *St.* 39 である故, 大體合致して居る.

破壞荷重 24.6 t は設計荷重 5.2 t に對し約 4.7 の安全率を有し, 衝撃を含む 7.210 t に對しても 3.4 の安全率を有してゐる.

IX. 結　　語

本試驗床版は全厚 12.5 cm と云ふ極めて薄い床版であるが相當の安全率を有し, 橋梁の他の部分に比較して, 實用を離れてゐない. コンクリートの施工, 其の他の缺點を考へ注意深く施工するならば本床版は十分に一等橋床版として役立つものである. 又本試驗床版に使用せるコンクリートの壓縮强度は 149 kg/cm² であり, 極めて

弱いものであつた．從つて實際施工に當り更に强度を增大せしめる事は容易であらうと考へる．

唯破壞强度は增大出來ても，厚さが薄い故床版の曲げ剛さ及び彈性限度の增大は大して期待出來ぬと思ふ．

既設橋梁の床版に就いて考へて見ると，既設橋梁の床版厚は最小 15 cm 程度である故活荷重の增大に因る應力の增加に對しても大體安全であると推定される．

結局鋼道路橋設計示方書案に從つて設計せる床版は十分安全であると云ふ事が出來る．

中空壓縮材の挫屈に關する理論的研究 (第3報)

內務技師　横　田　周　平

要　旨

本篇に於ては第IV篇迄に研究せる事項を基とし組合せ壓縮材の各部分が夫々如何なる力學的役割を果しつゝあるかを論じ，その集成方法を述べ，次に組合せ壓縮材に關する安宅氏の理論との關聯を明らかにし，又鋼橋設計示方書に於ける組合せ壓縮材に關係する事項に對して著者の理論の立場より討議を行ひ，最後に組合せ四角柱と組合せ三角柱の實際の破損狀態を2，3紹介して之に對する考察を述べた．

目　次

V. 組合せ壓縮材の構成に關する全般的考察……(1)
[1] 壓縮材に對する2つの安全率……(1)
[2] 組合せ壓縮材の局部的挫屈……(3)
(i) 弦材の挫屈……(3)
(ii) 綴片の挫屈……(4)
[3] 組合せ壓縮材の構成……(5)
[4] 組合せ壓縮材に關する安宅氏の理論との對照……(7)
(i) 限界荷重に關して……(7)
(ii) 綴片の役割に關して……(9)
(iii) 綴片及び綴り鈑の配置に關して……(13)
[5] 鋼橋設計示方書中組合せ壓縮材に關する事項に就ての討議……(14)
(i) 組合せ壓縮材に對する許容應力に就て……(14)
(ii) 綴片の設計に對して……(16)
[6] 組合せ四角柱と組合せ三角柱の實際の破損狀態に就て……(19)
[7] 本篇の要約……(23)

V. 組合せ壓縮材の構成に關する全般的考察

[1] 壓縮材に對する2つの安全率

壓縮材に對する安全率に就ては從來は材料の破壞する領域と挫屈する領域の兩方に跨つて挫屈强度と謂ふ量を導き之に對して考へられた．卽ち1つの安全率を以て濟ませてゐたのであつた．然しながら材料の破壞と壓縮材の挫屈とは別個の現象である．挫屈は彈性の限度內に於ても充分考へられる事であるから以上の2つの場合は全然獨立無關係である．又材料の破壞或は挫屈は何れにしても壓縮材の使命に對する致命的な障碍をなす原因であるから，壓縮材の安全率は此の2つの場合に對して各獨立に考へられて然るべきものと思ふ．一方壓縮材の側に於ては此の獨立に選ばれた2つの安全率を滿足する如き2つの自由度を常に有してゐるのである．

此の點を明瞭に示す爲には材料の破壞に對する安全率と挫屈に對する安全率とを別々に與へて壓縮材を設計する事が出來る事を示せば充分である．先づ矩斷面壓縮材の場合を例に採つて考へて見る．

橫荷重或は曲げモーメント等を受けざる最も單純な壓縮材を設計する場合に與へられる條件は支ふべき荷重 P と支ふべき高さ L とであつて，此の2つの條件が必要であり又此れで充分でもある．

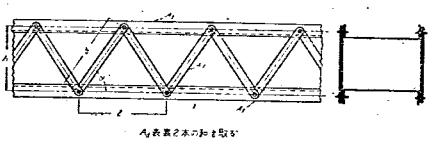
材料の破壞に對して m なる安全率を，挫屈に對して n なる安全率を有する壓縮材を設計するのに，先づ使用せんとする材料の最高壓縮强さを σ_m とすれば壓縮材の兩端の斷面積 A_e を

$$A_e=\frac{mP}{\sigma_m}$$

に採ればその目的は達せられる．

次に挫屈に對して n なる安全率を持たせる爲には nP なる軸荷重に對して壓縮材が挫屈しない樣に中央斷面の慣性モーメント I_e を兩端斷面の慣性モーメント I_e に比して大きく採れば良い．此の具體的方法の一例としては著者の“基礎微分方程式を冪級數に展開して解き之に依つて變斷面壓縮材の限界荷重を求むる方法”に於ける圖—3（報告第 56 號 15 頁）を適用し得るであらう．

圖—48



組合せ壓縮材に於ても同樣に 2 つの相異なる安全率を持たせる如く部材を集成する事が出來る．組合せ壓縮材としては最も一般的な圖—48 に示される如きワレン型骨組のものに就て之を說明しよう．

先づ弦材 1 本の斷面積は次の式に依つて決定される．

$$A_f=\frac{mP}{2\sigma_m} \qquad \cdots\cdots(97)$$

(97) 式に依つて材料の破壞に對して m なる安全率を持たせた事になる．

次に挫屈に對して n なる安全率を持たせる爲には組合せ壓縮材の 2 つの弦材の間隔 h を nP が丁度此の壓縮材の限界荷重に等しくなる樣に採れば良い．卽ち次式より h を算定すれば良い．

$$\left.\begin{aligned} nP&=\frac{\pi^2EI_0}{L^2}\cdot\frac{1}{1+\dfrac{1}{2\pi^2}\cdot\dfrac{A_f}{A_d}}\\ I_0&=\frac{A_fh^2}{2}\end{aligned}\right\} \qquad \cdots\cdots(98)$$

A_d は表裏 2 本の綾片斷面積の和

(98) 式は第 IV 篇に於て計算されたものであつて組合せ壓縮材の限界荷重は弦材のみでなく，細長比 $s=\frac{2L}{h}$，綾片と弦材との爲す角 θ，綾片と弦材の斷面積の比 $\frac{A_d}{A_f}$ に關係するのであるが原則的には上述の如く謂ふ事が出來る．

以上の簡單な說明に依つても壓縮材の設計には獨立な 2 つの安全率を與へ得る事が了解されるであらう．壓縮材が役立たなくなる原因には獨立した 2 つの素因がある以上此れは當然な事である．又此の 2 つの安全率を別々に考へてこそ與へられたる荷重と支間に對して，調和のとれた壓縮材を設計する事が出來るのである．

此の 2 つの安全率を如何に採るべきかは亦別個の問題であるが，細長比が大きい場合には挫屈に對する安全率が重要となり細長比が小なる場合には材料の破壞に對する安全率が重大な意義を有して來る．此の割振りは細長比の函數として確率論的な基礎より理論的に導かれ得るのではないかと考へてゐる．

組合せ壓縮材の挫屈には壓縮材全體としての挫屈の外に次章に於て取扱ふ局部的挫屈の問題がある．之等の挫屈に對しても亦夫々獨立に安全率を考へる事が出來るが重要性から云へば第二義的である．

從來の考へ方では安全率と謂ふものは漠然と一元的でなければならない樣に考へられてゐたと思はれる．然しながら壞れ方には全然相獨立した 2 つ或は其れ以上の素因があるとすれば安全率も丁度其の數だけ任意に選ばれて良い筈である．

壓縮材の場合には材料の破壞する場合と彈性の限度內で挫屈する場合の全然異なる 2 つの領域を通じて挫屈强度と謂ふ 1 つの量を導き，之に對して 1 つの安全率を以て覆ふ事として來たが此れは中實等斷面の壓縮材に就ての事である．卽ち斷面の慣性モーメントを變化し得ると謂ふ自由度を放棄して仕舞つた爲に 1 つの安全率しか與へられなくなつたのである．變斷面壓縮材にするとか組合せ壓縮材であれば兩弦材の間の間隔を適當に選ぶとかすれば 2 つの安全率を別々に滿足し得るのである．又 2 つの安全率を別々に與へられて丁度條件が揃ふのである．

此の點は更に [3] 章に於て具體的に明らかにするであらう．

[2] 組合せ壓縮材の局部的挫屈

組合せ壓縮材の全體的挫屈を離れて局部的挫屈を考へて見る．此れには弦材の格間挫屈，綾片の挫屈，更に進んで各部材の薄鈑としての挫屈等が考へられるが，最後の薄鈑としての挫屈は本題より懸離れ過ぎるし又簡單に解決される問題でもないので立入らない事とする．

(i) 弦材の挫屈

圖—48 の如き組合せ壓縮材が全體としての挫屈の限界點に達した時に丁度弦材も格間に於て挫屈の限界點に達する如き條件を求めて見る．此の爲には壓縮材全體として挫屈する場合の挫屈强度と弦材が格間で挫屈する場合の挫屈强度とを等しいと置けば良い．格間挫屈に於ては格點は變位せざるものと假定し挫屈强度として考へられる最低値を採れば次の條件式が得られる((98) 式參照)．

$$\frac{\pi^2 E}{s_l^2}=\frac{\pi^2 E}{s^2}\cdot\frac{1}{1+\dfrac{2\pi^2}{s^2\sin^2\theta\cos\theta}\cdot\dfrac{A_d}{A_f}}$$

或は

$$s_l^2=s^2+\frac{2\pi^2}{\sin^2\theta\cos\theta}\cdot\frac{A_f}{A_d}$$

但し s_l は弦材の格間細長比であり s は壓縮材全體としての細長比である．

壓縮材が全體として挫屈する前に弦材が局部的に挫屈する事のない爲には次の條件が成立する．

$$s_l^2\leqq s^2+\frac{2\pi^2}{\sin^2\theta\cos\theta}\cdot\frac{A_f}{A_d} \qquad \cdots\cdots(99)$$

弦材の斷面積 A_f は (97) 式に依つて旣に決定されてゐるが，その慣性モーメントは未だ變化し得る餘裕がある．弦材としては斷面積が一定で慣性モーメント I_f の成る可く大きくなる樣な形を選ぶ可きであるか，鈑の厚さが小となり薄鈑としての挫屈を起さぬ樣之に對して充分の安全率を與へなければならないから，I_f の大きさには限度がある．實際の場合には型鋼の種類が限られてゐる故 I_f としては殆ど選擇の餘地はないものと思はれる．

I_f を任意に變化せしむる自由がないとすれば (99) の條件式は格間長 l を決定する條件となり，弦材の間隔 h が (98) 式より決定せられたとすれば結局綾片と弦材とのなす角 θ を決定する條件となる．

弦材の格間挫屈は嚴密に謂へば支點が彈性的に變化するから彈性橫抵抗を受ける場合の挫屈として論じなければならないが，此れは非常に複雜となり相であるから最も簡單に取扱つた．安宅氏は此の解決の爲に努力されて

ゐる（[4] 章 (iii) 節參照）.

(ii) 綾片の挫屈

組合せ壓縮材が挫屈してゐない狀態で荷重を受けてゐる場合には綾片には大して應力はかゝらない．從つてその場合には綾片の挫屈は問題とならない．

組合せ壓縮材が挫屈した場合には曲りが甚だしくなるに從つて綾片は急に增大する壓縮力を受ける．組合せ壓縮材としては全部の機構を同一安全度に保つ爲には挫屈して弦材に於ける應力度がその材料の破壞强度に達した時丁度綾片が挫屈する程度に集成すれば良い．綾片の斷面積は不安定なる挫屈を起さざる爲の條件より決定せられ本節の條件は綾片の斷面の慣性モーメント I_d に對する條件換言すれば綾片の細長比に對する條件となる．

圖—48 の如きワレン型骨組の組合せ壓縮材に就て上記の條件を計算する．材料は破壞强度に達する迄彈性的性質を失はないと假定する．此の假定は多少亂暴ではあるが綾片の側から見れば安全側であり，又問題自體が大して重要なるものではないから許され得ると思ふ．

壓縮材が曲げられた場合その最大曲率を $\frac{1}{R}$ とすれば此の曲率の爲に生ずる弦材の應力度 σ は

$$\sigma=\frac{hE}{2R}$$

で表はされる．h は弦材間の間隔である．此の時綾片の受ける壓縮力 P_d は

$$P_d=\sigma_d A_d=\frac{ldEA_f}{4R^2}$$

σ_d：綾片にかゝる壓縮應力度

A_d：綾片の斷面積

d：綾片の長さ

となる．（此の計算過程は第 1 報 15 頁參照）

壓縮材は限界荷重を越えて始めて挫屈するのであるから壓縮材が曲げられた爲に受ける弦材の應力度に對して割き得る應力度の餘裕は挫屈强度 σ_k と最大强度 σ_m の間である．從つて弦材が將に破壞せんとする時の曲率は次式に依つて求められる．

$$\sigma_m-\sigma_k=\frac{hE}{2R}$$

かゝる曲率に達した時綾片に對する壓縮力がその限界荷重に等しくなると假定すれば次の關係式が成立する．

$$P_d=\frac{\pi^2EI_d}{d^2}=\frac{ldEA_f}{4R^2}$$

$$=\frac{ld(\sigma_m-\sigma_k)^2A_f}{h^2E}$$

從つて綾片の斷面の慣性モーメント I_d に對する條件としては

$$I_d\geqq\frac{ld^3(\sigma_m-\sigma_k)^2A_f}{\pi^2h^2E^2} \quad \cdots\cdots(100)$$

となる．之を綾片の細長比 s_d に對する條件に書き改めれば次の如くなる．

$$s_d^2\leqq\frac{\pi^2E^2A_d\sin^2\theta}{2(\rho_m-\sigma_k)^2A_f\cos\theta}$$

更に組合せ壓縮材が不安定なる挫屈を起さざる爲の條件

$$\frac{A_d}{A_f}\geqq\frac{6\pi^2\cos\theta}{s^2\sin^4\theta}$$

を加味すれば

$$s_d^2\leqq\frac{3\pi^4E^2}{s^2(\sigma_m-\sigma_k)^2\sin^2\theta}\quad\cdots\cdots\cdots\cdots(100')$$

となる.

I_d としては出來るだけ大きくなる樣な形を選ぶ事が望ましいが, 斷面積 A_d は組合せ壓縮材全體としての安定條件より旣に決定せられてゐるのであるから此れには上限があり弦材の格間挫屈の場合と全く同樣である.

(100) 及び (100') の條件は $\frac{E^2}{(\sigma_m-\sigma_k)^2}$ が非常に大きな數値となる爲條件として全く寬大であつて實際の場合殆ど考慮する必要はない.

此れは卽ち綾片の挫屈は餘り重要ではない事を示してゐるものである.

本章に於ては 2 つの局部的挫屈の問題を取扱つた. 組合せ壓縮材の各部分部分が如何なる役割を果しつゝあるかを明らかにする上に幾分の參考となるであらう. 次章に於ては組合せ壓縮材を構成する場合に決定すべき諸量と之に對する諸條件とを照合して見る.

[3] 組合せ壓縮材の構成

例として 圖—48 に示される如きワレン型骨組の組合せ壓縮材を取り此れを集成する場合に決定すべき諸量を擧げれば次の如くである.

(a) 弦材の斷面積 A_f

(b) 弦材斷面の慣性モーメント I_f

(c) 弦材の間隔 h

(d) 格間長 l 或は綾片と弦材との成す角 θ

(e) 綾片の斷面積 A_d

(f) 綾片の慣性モーメント I_d

此れに對して之等の諸量を決定すべき條件は次の如くである. 荷重と支間とは豫め與へられてゐるものとする.

(a) 材料の破壞を來さざる爲の條件式 (97) より一弦材の斷面積 A_f が決定される. 卽ち

$$A_f=\frac{mP}{2\sigma_m}$$

(b) 決定せられた A_f に對して I_f は出來るだけ大きくなる樣な形を取る事が望ましい. 然しながら薄鈑としての挫屈を起さざる樣充分な厚さを持たせる必要があるから I_f としては上限がある. 實際の場合には型鋼の種類が限られてゐるから I_f は大して選擇の餘地はない.

(c) 限界荷重を與へる式 (98) に依つて弦材の間隔 h を決定する事が出來る. 卽ち

$$mP=\frac{\pi^2EI_0}{L^2}\cdot\frac{1}{1+\frac{2\pi^2}{s^2\sin^2\theta\cos\theta}\cdot\frac{A_f}{A_d}}$$

$$I_0=\frac{A_fh^2}{2}$$

θ, $\frac{A_d}{A_f}$ は次に決定される.

（d） 弦材が格間で挫屈しない爲の條件式 (99) より格間長 l が決定される．即ち

$$s_l^2 \leqq s^2 + \frac{2\pi^2}{\sin^2\theta\cos\theta} \cdot \frac{A_f}{A_d}$$

弦材斷面の最少回轉半徑を i とすれば

$$l^2 \leqq i^2 s^2 + \frac{2\pi^2 i^2}{\sin^2\theta\cos\theta} \cdot \frac{A_f}{A_d}$$

骨組の幅 h は既に決定せられて居るから此の條件より綾片と弦材とのなす角 θ が決定される．

（e） 組合せ壓縮材の安定條件より綾片の斷面積が決定される．即ちワレン型骨組に對しては

$$\frac{A_d}{A_f} \geqq \frac{6\pi^2\cos\theta}{s^2\sin^4\theta}$$

（f） 綾片の慣性モーメント I_d は I_f と同樣出來るだけ大ならしむる樣な形を取る方が有利であるが薄鈑としての挫屈を起さない樣充分の安全度を持たせる事がその上限となる．

組合せ壓縮材が全體として挫屈した場合に弦材が破壞すると同時に綾片が挫屈する爲の條件より I_d に對する下限が決定される．即ち (100) 式より

$$I_d \geqq \frac{ld^3(\sigma_m-\sigma_k)^2 A_f}{\pi^2 h^2 E^2}$$

以上で組合せ壓縮材の各部分が夫々如何なる條件に依つて決定せられて行くかが明確となつた．此れは又組合せ壓縮材の力學的構成を明らかにしてゐる．組合せ壓縮材を集成する場合に決定すべき諸量の數と之等を決定すべき條件の數とが過不足なく存在する點は注目さるべきであらう．

以上はワレン型組合せ壓縮材に就ての考察であるが此れと對象されるラーメンシュタープ (Rahmen Stab) 型の組合せ壓縮材に就ても同樣に結論されるであらう．唯ラーメンシュタープの限界荷重には弦材及び綾片の斷面の慣性モーメントが影響して來るのでワレン型組合せ壓縮材の場合よりそれだけ複雜となる．弦材及び綾片の慣性モーメントを成るべく大きく採る事がワレン型組合せ壓縮材の場合より一層切實な要求となるのである．

ワレン型組合せ壓縮材とラーメンシュタープの比較の爲に限界荷重と安定條件とを列記すれば次の如くである．

	限界荷重	安定條件
ワレン型組合せ壓縮材	$\frac{\pi^2 EI_0}{L^2} \cdot \frac{1}{1+\frac{2\pi^2}{s^2\sin^2\theta\cos\theta} \cdot \frac{A_f}{A_d}}$	$\frac{A_d}{A_f} \geqq \frac{6\pi^2\cos\theta}{s^2\sin^4\theta}$
ラーメンシュタープ	$\frac{\pi^2 EI_0}{L^2} \cdot \frac{1}{1+\frac{\pi^2 s_l^2\cos\theta}{6s^2\sin\theta} \cdot \frac{A_f}{A_h}+\frac{\pi^2 s_l^2}{12s^2}}$	$\frac{A_h}{A_f} \geqq \frac{6\pi^2\cos\theta}{s^2\sin\theta}$

玆に

$I_0 = \frac{A_f h^2}{2}$	組合せ壓縮材の慣性モーメント
A_f, A_d, A_h	弦材，綾片，綴片の斷面積
$s = \frac{2L}{h}$	壓縮材全體の細長比
s_l	弦材の格間細長比
s_h	綴片の細長比

先づ限界荷重に就て比較すればラーメンシュタープに於ては s_h, s_l が可成り小さくなければ換言すれば綴片と弦材の曲げ剛さを可成り大きく採らなければワレン型組合せ壓縮材に匹敵する事が出來ない.

安定條件に就て見ればラーメンシュタープの方が明らかに有利である.

從つて此の 2 つの型式の組合せ壓縮材は限界荷重と安定度の 2 つの項目に對して互に優劣があり, 此の 2 つの項目は全然獨立無關係であつて對等の重要性を有すると見做し得る以上此の優劣を一般的に斷定する事は出來ない. 組合せ壓縮材の使用される箇處に依つては限界荷重或は安定度その孰れかが重要視せられる場合があるかも知れない. かゝる場合には其れに適當した型式を選定すれば良い. ワレン型の組合せ壓縮材とラーメンシュタープの優劣が色々と論ぜられてゐる樣であるが之に對する著者の見解は上述の如くである.

綾片或は竪片は組合せ壓縮材に於て結局如何なる力學的役割を擔當してゐるのであるかを總括すれば次の樣になる.

(a) 綾片或は竪片はその連結してゐる弦材間の剪斷力の傳達を受持つ. 此の事は組合せ壓縮材の限界荷重に影響する. 例へば綾片或は竪片の斷面積を次第に減じて行けば限界荷重は遂に無限に小さくなる. (上揭限界荷重に對する式參照)

(b) 綾片或は竪片はその連結してゐる弦材間の間隔を一定に保つ役割を受持つ. 此の事は組合せ壓縮材の安定不安定の問題に關係する. 例へば綾片或は竪片が非常に弱小である時には組合せ壓縮材としての見かけの曲げ剛さは充分であつても弦材間の間隔を保ち難い爲に極めて小なる軸荷重に對しても外部から衝撃を受けて挫屈して仕舞ふ不安定性が內在する.

(c) 綾片或は竪片は弦材の局部的挫屈防止に役立つてゐる. 此れに對しては格間長を小ならしめる程有利である.

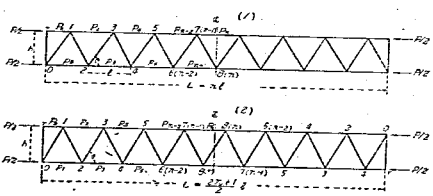
[4] 組合せ壓縮材に關する安宅氏の理論との對照

安宅勝氏は組合せ壓縮材に關して今日迄に 3 つの論文*を發表せられた. 何れも純理論的に研究せられたものであるが著者とは全然別個の手段に依つて居る. 然しながら對象とする處が同一であるので兩者の間には多くの對照すべき點がある. 安宅氏の發表された各論文に就て論旨を比較檢討して見る.

(i) 限界荷重に關して

安宅氏の"ワレン型骨組抗壓柱の彈性破損に就て"は組合せ壓縮材の限界荷重を算出されたものと見做す事が出來る. その結果に依れば挫屈強度 σ_k が求められ, 骨組 (I), (II) (圖—49) に對して夫々次の如き形である.

圖—49



$$\sigma_k=\frac{EK\sin^2\theta\cos\theta\left(1-\cos\frac{\pi}{2n}\right)}{1-\cos^2\frac{\pi}{2n}+\left(1+\cos\frac{\pi}{2n}\right)K\cos^3\theta}\quad\cdots\cdots\text{骨組 (I)}\cdots\cdots(101)$$

---

* 1) ワレン型骨組抗壓柱の彈性破損に就て　土木學會誌 24 卷 4 號
2) 綾片の强度に就て　土木學會誌 25 卷 8 號
3) 抗壓柱に於ける綾片及綴鈑の配置に就て　第 4 回工學大會講演前刷 (B)

$$\sigma_k=\frac{EK\sin^2\theta\cos\theta\left(1-\cos\frac{2\pi}{2n+1}\right)}{1-\cos^2\frac{2\pi}{2n+1}\left(1+\cos\frac{2\pi}{2n+1}\right)K\cos^3\theta} \quad \cdots\cdots\text{骨組 (II)}\cdots\cdots(102)$$

但し　n：格間數

$$K=\frac{A_A}{A_f}$$

此れに對して (98) 式右邊を挫屈强度の式に書き改めれば

$$\sigma_k=\frac{2\pi^2E}{s^2+\frac{2\pi^2}{\sin^2\theta\cos\theta}\cdot\frac{A_f}{A_a}}$$

$$=\frac{\pi^2EK\sin^2\theta\cos\theta}{2\pi^2+16n^2K\cos^3\theta} \quad \cdots\cdots(103)$$

但し　$s=\frac{2L}{h}=\frac{2nl}{h}=\frac{4n\cos\theta}{\sin\theta}$

(101) 式と (103) 式とを比較すれば

$$1+\cos\frac{\pi}{2n}\fallingdotseq 2$$

$$\frac{1+\cos\frac{\pi}{2n}}{1-\cos\frac{\pi}{2n}}\fallingdotseq\frac{16n^2}{\pi^2}$$

と置換した事になる．n が大なる時には兩者の數値は殆ど一致する．$\theta=45°$ 場合に就て數値の比較を行へば次の如くである．

安宅式に依る挫屈强度 σ_k (kg/cm²)

n	5	10	15	20	25	30
s	20	40	60	80	100	120
σ_k ($K=0.1$)	22,070	9,640	5,000	3,000	1,960	1,385
〃 ($K=1.0$)	46,270	12,570	5,680	3,215	2,060	1,435
〃 ($K=\infty$)	52,680	13,000	5,765	3,240	2,070	1,440
Euler の σ_k	51,815	12,955	5,760	3,240	2,070	1,440

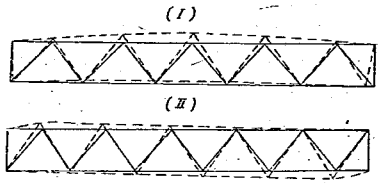
著者の導いた式に依る挫屈强度 σ_k (kg/cm²)

n	5	10	15	20	25	30
s	20	40	60	80	100	120
σ_k ($K=0.1$)	21,630	9,600	4,980	2,980	1,960	1,386
〃 ($K=1.0$)	45,470	12,520	5,670	3,210	2,060	1,434
〃 ($K=\infty$)	51,815	12,955	5,760	3,240	2,070	1,440

之等の表に依つて兩者の數値を比較して見れば非常に良く合つてゐる事が解る．各〻の式の導かれた過程の全然異つて居る事を考へる時此の符合は眞に驚異的である．

安宅氏は骨組 (I) に對して圖—50 (I) の如き挫屈形を假定され，骨組 (II) に對しては格間數に半端があり端部に於ける綾片の狀態が相反する爲に圖—50 (II) に於ける如く挫屈形が2山になると假定して計算を進められた．從つて骨組 (II) に對する挫屈强度は同じ彈性係數，同じ細長比の時骨組 (I) の略ゝ4倍となる．

圖—50



著者は骨組 (II) に對しても1山の挫屈形を假定すべきであると考へる．然る時一端に於ける綾片は非常に大きな壓縮力を受けるであらうが，此の大きな壓縮力を避ける爲に綾片が挫屈形を2山にする程の强大な影響力を持つてゐようとは考へられない．まして綾片は一般に弦材よりも遙かに弱力であるから綾片の1本位は破損せしめても壓縮材全體としては1山の挫屈形を採る方が勢力の上から見ても容易である．綾片1本の配置如何が挫屈强度を4倍も變化せしめると謂ふ事は常識的にも承服出來ない．

骨組 (II) に對しても 1 山の挫屈形を假定して (挫屈形は對稱ではなくなるから計算は困難となるかも知れないが) 挫屈强度を計算すれば結局骨組 (I) に對する (101) 式の 2n を $2n+1$ に置き換へた式が得られるのではなからうかと形の上から推察される．卽ち

$$\sigma_k=\frac{EK'\sin^2\theta\cos\theta\left(1-\cos\frac{\pi}{2n+1}\right)}{1-\cos^2\frac{\pi}{2n+1}+\left(1+\cos\frac{\pi}{2n+1}\right)K'\cos^3\theta}\quad\cdots\cdots\text{骨組 (II)}\cdots\cdots(104)$$

此の式に依るとすれば骨組 (I) (II) の差は問題とならなくなるであらう．

安宅氏は骨組 (II) に對しては骨組 (I) の式の $2n$ を $\frac{2n+1}{2}$ に置き換へた事になる．

著者の計算では骨組 (I) (II) の差は出て來ない．

骨組 (II) に關する不一致を除けば限界荷重に就ては安宅氏の理論と著者の理論は良く一致してゐると謂ふ事が出來る．端部に於ける荷重のかけ方の差 (安宅氏は荷重を 2 分して弦材にかけるのに對し著者は中心軸にかける) は問題とならない．

限界荷重を計算する方法としては安宅氏の方法は橋梁結構の計算法を準用したものであり可成り複雜であつて，取扱はれてゐる場合もワレン乃至複ワレン骨組に限られてゐる．著者が第 IV 篇に於て述べた剪斷力の影響を考慮して限界荷重を求むる方法*の方が限界荷重を求むる目的の爲には簡單でもあり又如何なる骨組にも適用し得る一般性があると思はれる．

(ii) 綾片の役割に就て

著者は前章 "組合せ壓縮材の構成" に於て綾片の役割に對する自己の見解を 3 項目に要約して表明して置いた．之に對して安宅氏の見解を "綾片の强度に就て" (土木學會誌 25 卷 8 號) の最初の頁より引用すれば次の如くである．

"多くの現行公式に於ては綾片 (lacing bar) の應力を算定する式として，抗壓柱が挫屈した後に於ける彎曲の狀態を考へ，此れより種々の公式を與へてゐる．所で實際問題としては抗壓柱は挫屈荷重に達して破損するものとして取り扱つてゐるのであるから，これから先のことを考へるのは變である．云ひかへれば抗壓柱の設計に

* この方法は最初 Emgesser の提出せるものであると云はれてゐる

於ては綾片が如何なる挫屈荷重を支配するか，又挫屈荷重に達した瞬間に於て綾片には如何なる應力が作用するかといふ 2 つのことを考へれば充分だと思ふ．事實平衡の狀態に於て綾片には立派に應力が生ずるのである．"

安宅氏の綾片に對する見解を要約すれば次の 2 項目となる．

（a） 綾片は限界荷重を支配する．

（b） 挫屈してゐない狀態に於ても綾片に充分應力がかゝるから此の應力に對して抵抗しなければならない．

綾片が限界荷重に影響する點に就ては兩者の計算の良く符合する事は前節に於て明らかにした通りである．

第 2 の項目に於ては綾片に對する兩者の見解は殆ど無關係の方向に分離して仕舞つた．此の原因に就て先づ檢討して見ようと思ふ．

安宅氏は先づ最初に壓縮材は挫屈した狀態に於て使用するものではないから挫屈してからの狀態を云々して其れに依つて公式を導く事は不合理だとされてゐる．著者は此れに對して，組合せ壓縮材には挫屈してから軸荷重の增大するもの及び減少するものとがあるから問題は限界荷重だけではなく挫屈してからの狀態も同樣に重大であると主張するのである．挫屈が進むに從つてその支ふべき軸荷重が減少する樣な構造の組合せ壓縮材は理論的の限界荷重は如何に大きくともそれより遙かに小さい軸荷重に對しても或程度以上の衝擊に依つては挫屈して仕舞ひ遂に元の狀態に復し得ない樣な事になる．

又安宅氏の研究の進め方は橋梁結構の部材の計算と同樣に各 1 本 1 本の綾片の應力狀態を解析する方向に向けられてゐる．卽ち組合せ壓縮材の問題を結構として取扱はんとされてゐる．之に反して著者は綾片の 1 本 1 本には立入らずに總括的に取扱ひ撓曲線に對する微分方程式にかけて問題を取扱はんとしてゐる．此の行き方の相異は短柱の分野と長柱の分野との相異とも見做し得られるが其の結果として安宅氏は挫屈しない狀態に於て綾片にかゝる應力を算出され著者は不安定なる挫屈を起さざる爲の條件を得た．

此の 2 つの結論は全く異つた方面に於て得られたものであるから比較して論ぜらるべきものではなく各々有意義であると考へられる．唯綾片の役割に對する見解としては著者は前章に述べた自己の見解を妥當と信ずる．挫屈せざる狀態に於て綾片にかゝる應力の問題は次に安宅氏の計算例に就て見る樣に寧ろ材端に於ける局部的問題と見做すべきであつて組合せ壓縮材の構成に關聯する本質的問題ではない樣に考へられる．

安宅氏は綾片の强度に就て次の 5 章に分けて論じてゐる．

1. 緒　　言
2. 綾片の應力に關する概念
3. ダブルワレン型滑節骨組の變形
4. 斜材の交點を止めた場合
5. 弦材が連續せる場合（綾片の交點を止めない場合，止めた場合）

實際の場合に最も近いと思はれる最後の場合に就て安宅氏の計算例を轉載させて戴く事とする．此れには次の如き假定が設けられてゐる．

（a） 兩端の鋼鈑は完全に剛なること．

（b） 綾片と弦材との交る點は摩擦なきボルトにて連結してあること．

（c） 部材は彎曲に依りて其の長さを變へぬ事．

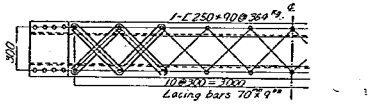
計算例は圖—51（原著圖—32）に示される如きディメンションを有する組合せ壓縮材に對して行はれた．綾片の交點を止めない場合及び止めた場合の計算結果を圖示すれば夫々圖—52（原著圖—33），圖—53（原著圖—36）

の如くである.

以上の安宅氏の結果に就て著者は特に 2 つの點を指摘し度い.

1. 平衡狀態に於て綾片にかゝる應力は端部より中央に行くに從つて急激に減少する. 之を圖示すれば圖—54 の如くである. 此れに依つて見れば挫屈しない狀態に於て綾片にかゝる應力の問題は端部に於る局部的問題と見做す事が出來るであらう. 此の問題と關聯して想起されるのは彈性力學に於ける St. Venant の原理である. 此れは圖—55 の如き壓縮材に集中軸荷重 P をかけたとしても端面を少し離れた處では殆ど等布荷重がかゝつたと同樣に見做して良い事を指摘してゐる. 安宅氏の綾片に對する計算は結局端部に於ける諸條件は端部を少し離れれば殆ど影響しなくなる事を示されたものであつて內不靜定的組合せ材に對する St. Venant の原理の一例として大きな意義があると考へられる.

圖—51



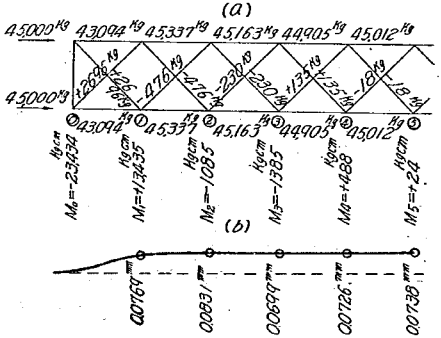
$A_f = 1-[250\times90@36.9\,kg = 4407\,cm^2$

$A_d = 2-Bars\,70\times9 = 1260\,cm^2$ (兩側にて 2 ヶ)

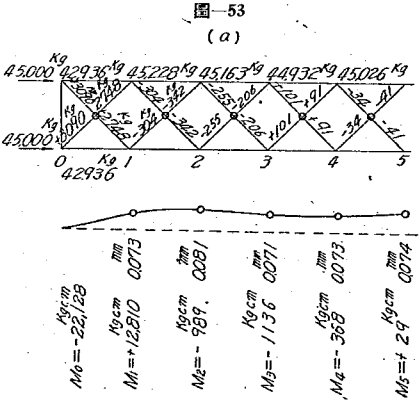
$K=\frac{A_d}{A_f}=\frac{1260}{4407}=0.286$　$P=90^t$　$\sigma=\frac{P}{2A_f}=\frac{45000}{4407}=10.21\,kg/cm^2$

$\frac{l}{r}=\frac{300}{26.9}=11.36$.　$\theta=45°$　$n=10$

圖—52



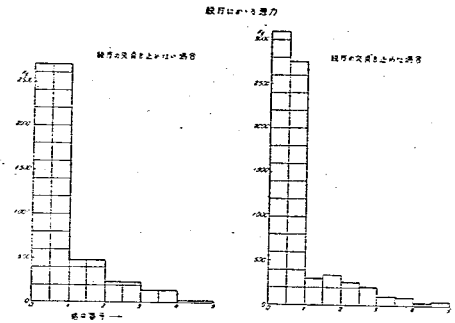
圖—53



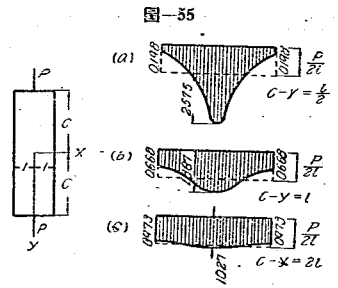
2. 上記の計算例に於ては $K=\frac{A_d}{A_f}\fallingdotseq\frac{1}{3.5}$ と假定した. 然るに計算された應力は交點を止めない場合卽ち圖—5 に於て第 0—1 格間で綾片に對して 2×2,696 kg, 弦材に對して 43,094 kg 卽ち其の比率は $\frac{2\times2,696}{43,094}\fallingdotseq\frac{1}{8}$ となる. 斯る應力の分布狀態に對しては $\frac{A_d}{A_f}=\frac{1}{3.5}$ は綾片に餘裕を持たせ過ぎる. 弦材には二次應力が作用する事を考へれば爲更である. 然らば $\frac{A_d}{A_f}=\frac{1}{8}$ 程度として計算し直せば綾片にかゝる應力はどう變化するであらうか, 安宅氏は $\frac{A_d}{A_f}$ の値を變化せしめた計算に就ては述べてゐられないので一般式に就て推察を行ふ事とする.

綾片にかゝる應力に對して安宅氏の導かれた一般式は次の形を有する.

圖—54



圖—55



$$D_m=\frac{PK\cos^2\theta}{2(1+K\cos^3\theta)}-\frac{EA_d\sin\theta\cos\theta}{1+K\cos^3\theta}\cdot\frac{\eta_{m-1}+\eta_{m+1}}{l}$$

但し　　η_m：格點の垂直變位

m：格點の番號

上式に依つて見れば A_d を 1/2 程度に減少せしむるとすれば K も 1/2 程度となり $\frac{PK\cos^2\theta}{2(1+K\cos^3\theta)}$, $\frac{EA_d\sin\theta\cos\theta}{1+K\cos^3\theta}$ は夫々略 1/2 だけ減少する．垂直變位の項 $\frac{\eta_{m-1}+\eta_{m+1}}{l}$ は綾片の斷面積を減少せしむれば增大すると思はれるが，之に對する可成り複雜な式に就て推察するに 2 倍と謂ふ樣な大きな數字には到底なり相もない．從つて綾片に作用する應力は $\frac{A_d}{A_f}=\frac{1}{3.5}$ の時よりも可成り減少するものと思はれる．然る時は綾片に對して更らに小なる斷面積を假定する事が出來る．かくして計算を繰返して行けば最後に弦材と綾片に對して同一應力度を與へる樣な $\frac{A_d}{A_f}$ の値が探し求められるかも知れない．或は遂に A_d が零に收斂して仕舞ふかも知れない．內不靜定結構に對して各部材の應力度を均一ならしめんとして試算を繰返す時は不靜定數だけの部材は遂に消滅して靜定結構となつて仕舞ふ事を想起すれば，A_d が零に收斂する事も考へられる事である．零ならざる有限値に收斂するとしても其の値は可成り小さい數値ではなからうかと思はれる．

もしそうであるとすれば挫屈しない狀態に於て綾片にかゝる應力の問題はそう重要な問題ではなくなるであらう．0—1 格間の綾片に對して然りとすれば 1—2 格間以下の綾片に對しては殆ど問題とならない．

綾片の交點を止めた場合（圖—53）に就ても同樣の事が云へる．

以上で綾片の役割に關する安宅氏と著者の考へ方の對照を終る事とする．實際に計算を行はずに推測を行つた處があるが此の點に關しては特に安宅氏の御檢討をお願ひし度いと思つてゐる．最後に“綾片の强度に就て”の結尾文を其の儘轉載させて戴く．

“綾片の種々なる場合に就きその應力の性質を研究したが，一般論をなすには猶多くの計算及び實驗を必要とする．然し次のことは云へると思ふ．卽ち

1. 綾片を使用すると弦材卽ち主抗壓部材の副應力が端部に於て大となること．

2. 綾片の交點を止めると弦材の副應力は減ずるが斜（原文には濱とあるが誤植であらうと思はれる）材自身に於ける副應力が大となること．

3. 弦材に於ける應力度が高まるにつれて斜材に作用する應力の弦材に對する比率は大となる.

猶側方孕み出しに基因する破損は數學的に求めた所で多くは彈性の範圍外になり無意味となるから實驗的に調査して見る.

又獨乙式のラーメンシュターブ (Rahmen Stab) の方が綾片を用ひたものより優秀であるとは獨乙人が主張するやうに正しいかどうかは知らない. 然し少くとも平衡狀態に於ける副應力が弦材に於て大であるといふ點ではラーメンシュターブに一歩を譲らざるを得ない. 然し挫屈に對する抵抗力が大であるとはどうしても考へられない."

(iii) 綾片及び綴り鈑の配置に關して

安宅氏は第 4 回工學大會 (昭和 15 年 4 月) に於て抗壓柱に於ける綾片及綴鈑の配置に就て" を發表された. 此れは "綾片の强度に就て" に於て計算された處を更らに延長し弦材の挫屈と綾片との關係を求められたものである. 著者は此の問題に對しては深く研究して居らず, その內容に就ては著者には未だ良く理解し得ない點もあり, 又疑問に思ふ點もあり, 之等の點を解明するには可成りの時日を要し相であるので計算の細部に立入る事は止め安宅氏の導かれた結論と之に就ての著者の考へを述べるに止める.

安宅氏の導かれた結論は次の如くである.

(1) 綴鈑を用ゐるときは偶數格間毎に配置するのを可とし.

(2) 垂直材を用ゐる時は奇數格間毎を可とす.

(3) 孕み出し破損の狀態に達せざる迄も $Z^{*}=\pi$ の場合には抗壓主部材の曲げは增大する故に强度的に充分なる事を要する.

この曲げモーメント大約は孕み出しは $\frac{h}{2}\cot^2\theta\cdot\frac{\sigma}{E}$ に關係するを以てこの目的よりすれば斜材角度は急なる程可なり.

(4) $Z=\pi$ なる狀態に於ける斜材斷面比必要量 K は (22) 式**にて明らかなる如く大約 $\sin^2\theta\cos\theta$ が最大なる時即ち $\theta\fallingdotseq 35°$ の時最少となる.

(5) 又抗壓柱全體としての挫屈は勿論 θ 大なる時が有利であるから (3), (4) を綜合して斜材角度は 60° 位が最も適當であらう.

(6) 綾片の破壞は主として細長比の不足に基因するものであるから大斷面に於ては山形を用ふる必要がある.

(7) 綾片の交點を止めその綾片の I を大ならしむれば K の所要量は著るしく減少し且つ抗壓主部材の彎曲狀態が良好となる. 但し前述の Z の上限値は變らぬ.

著者は格間の挫屈に對しては未だ詳細な計算を行つて居ないので結論 (1), (2) に對しては批判する資格がない. 然しながら組合せ壓縮材全體としての挫屈を對象とする時は, 綴り鈑或は垂直材の排置に對して次の樣に結論して良いと思ふ.

綾片と綴り鈑或は垂直材 (著者は兩方を引くるめて綴片と呼んだ) の力學的特性に就ては旣にワレン型組合せ壓縮材とラーメンシュターブの比較の際に述べた如く, 兩弦材の間の剪斷力の傳達には綾片の方が有利であり兩弦材間の間隔を一定に保つ上には綴り鈑或は垂直材の方が有利である. 從つて全體として挫屈した場合に剪斷力

---

* $\sigma_k=Z^2E\left(\frac{r}{l}\right)^2$ と置いた時の Z. r：弦材の回轉半徑, l：格間長

** $K=\dfrac{\pi^2(r/l)^2(1+\cos\alpha_0)}{\sin^2\theta\cos\theta(1-\cos\alpha_0)-\pi^2(r/l)^2\cos^3\theta(1+\cos\alpha_0)}$

の最も多くかゝる處には綾片を用ひ曲げモーメントの最も多くかゝる處には綴り鈑又は垂直材を用ふるのが有效であると謂ふ事になる．例へば兩端路固定と見做す事の出來る橋梁の組合せ壓縮材に於ては曲げモーメントの最も多くかゝり剪斷力の最も少なる處は中央と兩端であるから此の附近には綴り鈑又は垂直材を使用する方が良く，¼ の點附近に於ては曲げモーメントが最少で剪斷力が最大となるから此の附近は綾片とした方が良い事になる．幅の廣い綴り鈑は前剪力の傳達に對しても有力であつて之を多數使用して solid rib に近付ければ强くはなるが此れは不經濟となるであらう．

結論 (3), (4), (5) は綾片の角度 θ に關するものと見られる．(3) に於ては θ は大なる程良いとされてゐるが，θ が大となれば格間長が小となるから弦材の挫屈には如何なる場合を考慮しても有利なる事は當然である．

結論 (4) に對しては其の根據となる (22) 式 (原著) が理解し得ないので何も謂へないが $\sin^2\theta\cos\theta$ を最大ならしめる θ の値を略 35° とされてゐるのは $\theta=\tan^{-1}\sqrt{2}=54°\ 44'\ 08''\fallingdotseq55°$ の誤まりであらう．

結論 (5) に於て“抗壓柱全體としての挫屈は勿論 θ 大なるときが有利である”と述べて居られが，安宅氏の挫屈强度の式 (101) からも又著者の導いた式 (103) からも同樣に $\theta=\tan^{-1}\sqrt{2}\fallingdotseq55°$ に於て最も挫屈强度が大であつて，此の角度以上となると兩弦材間の剪斷力の傳達に對して薄弱となり限界荷重は急激に減少する．

ついでに著者の提出せる安定條件に就て附言すれば安定條件は θ が大なる程有利である．斜材角度は 60° 位を最適とされる安宅氏の結論には全く贊成である．

結論 (6) に對しては全く同意見であり，(7) に對しては基礎となる計算に良く理解出來ない處があるが，常識的に此の結論は豫期される．

著者は組合せ壓縮材全體としての挫屈を主として取扱ひ弦材の挫屈に對しては未だ入つてゐないが，此の問題は彈性橫抵抗ある場合の挫屈問題として取扱つて行き度いと思ひその準備を進めてゐる．かゝる取扱方に依れば成果を廣く中空壓縮材全體に及ぼし得る一般性がある．

弦材の挫屈としては其の斷面形が變化しないと假定して行はれるが實際問題としては局部的にポニートラスの挫屈の如き樣相を帶びる事が多いのではないかと思はれる．此の場合は解析的には取扱ひ難いので等閑視され勝であるが實際には非常に重要である事を看過してはならないと思ふ．

以上で安宅氏の理論との對稱を終る事とする．一方の側からの對照であるから殆ど討議に近いものとなり我田引水の點も多々ある事と思はれる．又理解し得ない點より生ずる誤解もあらうと思はれる．安宅氏の側からの對照或は討議をお願ひする次第である．

[5] 鋼橋設計示方書中組合せ壓縮材に關する事項に就ての討議

著者の理論の立場より示方書中組合せ壓縮材に關する事項に就て若干の考察を加へて見よう．鋼橋設計示方書としては內務省土木局鋼道路橋設計示方書案及び土木學會鋼鐵道橋標準設計示方書の 2 つがあるが組合せ壓縮材に關する事項に關しては殆ど同樣であるので後方を對象としてゐる．

(i) 組合せ壓縮材に對する許容應力に就て

結論を先にすれば著者は 1 本 1 本の鋼材に對する壓縮許容應力と組合せ壓縮材に於ける壓縮許容應力とを區別して與へる事を主張するものである．

示方書に於ては構造用鋼の軸方向許容壓縮應力は總斷面に就き次の如く與へられてゐる．

$$0\leqq\frac{l}{r}\leqq109\quad\text{の場合}\quad 1{,}100-0.04(l/r)^2\ \text{kg/cm}^2$$

$\frac{l}{r}\geqq 100$　の場合　$7{,}000{,}000(r/l)^2\ \mathrm{kg/cm^2}$

l=部材の長，r=斷面の最小回轉半徑

組合せ壓縮材に對しては特別に許容應力が規定されて居らないから此れに對しても上揭の許容應力を適用するものと思はれる．

上記の許容應力の式の因つて來る根據は長柱$\left(\frac{l}{r}\geqq 100\right)$の領域に對してはオイレルの挫屈强度の式

$$\sigma_k=\pi^2 E\left(\frac{r}{l}\right)^2$$

に於て

$$\pi^2\fallingdotseq 10,\quad E=2{,}100{,}000\ \mathrm{kg/cm^2},\quad 安全率=3$$

に採り短柱の領域$\left(\frac{l}{r}\leqq 100\right)$に對しては實驗式を用ひたものである．

然るに組合せ壓縮材の限界荷重は第 IV 篇に於て詳細に計算せる如くオイレルの限界荷重より可成り低下する．鉸工を漸次弱くすれば限界荷重は遂には零にもなり得るのである．ワレン型組合せ壓縮材に對する挫屈强度式は本篇 [4] 章 (i) 節に於ても引用したが次の如き形を有する．((103) 式參照)

$$\sigma_k=\frac{\pi^2 E}{s^2+\dfrac{2\pi^2}{\sin^2\theta\cos\theta}\cdot\dfrac{A_f}{A_d}}$$

示方書に依る記號に依れば $s=\frac{l}{r}$

$$\therefore\quad \sigma_k=\pi^2 E\left(\frac{r}{l}\right)^2\frac{1}{1+\dfrac{2\pi^2}{(l/r)^2\sin^2\theta\cos\theta}\cdot\dfrac{A_f}{A_d}}$$

卽ち組合せ壓縮材に於ては $\frac{2\pi^2}{(l/r)^2\sin^2\theta\cos\theta}\cdot\frac{A_f}{A_d}$ の項の在存するだけオイレルの挫屈强度より落ちるのである．從つて長柱と短柱との限界も可成り低下し，挫屈强度の低下率は細長比の小なるもの程大きいと謂ふ事になる．而して此の挫屈强度の低下を無視する事は (現行の示方書に於ては之を無視してゐるのであるが) 橋梁の設計に對して危險側に影響してゐる．

組合せ壓縮材に於ても長柱と短柱の限界を附けなければならないのであるが鋼材 1 本の場合と異つて $\frac{l}{r}$ の他に $\frac{A_f}{A_d}$, θ に關係して來るので簡單に區別する事は出來ない．從つて此れを示方書化する時は組合せ壓縮材に對する許容應力として

$$7{,}000{,}000\left(\frac{r^2}{l}\right)\frac{1}{1+N}\leqq 1\,000\ \mathrm{kg/cm^2}\quad\cdots\cdots(105)$$

但しワレン型骨組に對して

$$N=\frac{2\pi^2}{(l/r)^2\sin^2\theta\cos\theta}\cdot\frac{A_f}{A_d}\quad\cdots\cdots(106)$$

ラーメンシュラーブ型骨組に對して

$$N=\frac{\pi^2 s_h^3\cos\theta}{6(l/r)^2\sin\theta}\cdot\frac{A_f}{A_h}+\frac{\pi^2 s_f^2}{12(l/r)^2}\quad\cdots\cdots(107)$$

A_f=弦材 (1 ケの) 斷面積

A_d=綴片（表裏 2 ケの）斷面積

A_h=綴片（表裏 2 ケの）斷面積

θ=綴片と弦材の間の角度

ラーメンシュラーブに於ては弦材と綴片の作る矩形の對角線と弦材の間の角度

s_h=綴片の細長比

s_f=弦材の格間細長比

と謂ふ樣な形で與へれば簡單であると思はれる．N の計算方法は第 IV 篇に詳說した如くであつて如何なる型式の骨組に對しても同樣の方法で求められる．N は兩弦材間の剪斷力の傳達に對して抵抗の大なるもの程小となる數値である．

ブライヒの著書*では組合せ壓縮材の挫屈强度の低下を壓縮材の長さの增大で埋め合はせ樣としてゐる．即ち實際 l なる長さに對し，挫屈强度を求める場合には γl ($\gamma>1$) なる長さを使用し此れに依つてオイレルの挫屈强度の式を組合せ壓縮材に迄適用しようとしてゐる．各型式の骨組に對して γ を計算して置けば之で良い樣ではあるが所詮姑息手段であつて挫屈强度迄遡つて置く方が根本的解決である．安定條件より導かれる綴片に對する條件と照合する場合にも此の方が便利である．

長柱の領域に於ける組合せ壓縮材に對する許容應力には細長比，綴片と弦材との間の角度綴片と弦材の斷面積の比等が影響して來るものである事は，示方書に於て明示して置く方が組合せ壓縮材の力學的構成を明らかにする上からも必要であると思はれる．組合せ壓縮材の挫屈强度に對する上揚の式は全く異つた計算過程より得られた安宅氏の式と良く一致するものであつて，理論的には全く正しいと信じてゐる．實驗的にも數多くの試驗體を挫屈せしめて見れば實證せられる事と思ふ．

（ii） 綴片の設計に就て

鋼道路橋設計示方書に於ては綴片に對して次の如く規定してゐる．鋼鐵道橋の場合も略同樣である．

第 62 條　壓縮材ノ綴片ハ次式ニ依リテ算出セラレタル剪斷力カ部材ト直角ニ作用スルモノトシテ設計スヘシ但シ此ノ剪斷力ハ壓縮材ノ全强ノ 1.5% ヨリ小ナルヲ得ス

$$S=\frac{Pl}{4000y}$$

S=剪斷力 (kg)

P=壓縮材ノ全强 (kg)

l=壓縮材ノ長 (cm)

y=部材幅 (cm) ノ ½

蓋鈑ヲ使用セル場合ニハ上式ニ依ル剪斷力ノ ½ カ綴片ニ作用スルモノトシテ設計スヘシ

第 63 條　綴片ニ壓延平鋼ヲ使用スル場合綴片ノ最小幅ハ次ノ如シ

25 mm 鈑ニ對シ 70 mm

22 mm 鈑ニ對シ 65 mm

19 mm 鈑ニ對シ 55 mm

---

* Bleich, "Theorie und Berechnung der Eisernen Brücken," 奥川，萩，猪瀨共譯 146～157 頁

16 mm 鋲ニ對シ 50 mm

綴片ノ最小厚ハ單綴工ノ場合ハ兩端ニ於ケル鋲ノ中心間距離ノ 1/40，複綴工ノ場合ハ同距離ノ 1/60 ト爲スヘシ但シ 8 mm ヨリ小ナルヘカラス

壓縮材ノ綴工ハ綴片取付鋲間ノ突緣部分ノ細長比カ 40 以下ニシテ部材ノ細長比ノ 2/3 以下ナラシムルコトヲ要ス

綴片ト部材ノ軸トノナス角ハ複綴工ニアリテハ 45° 單綴工ニ在リテハ 60° ヨリ小ナルヘカラス　突緣ニ於ケル鋲線間距離カ 400 mm 以上ニシテ綴片ノ連結ニ 1 本ノ鋲ヲ使用スル場合ハ複綴工トシ其ノ交點ハ鋲結スヘシ

綴片ノ寸法相當大ナルトキハ之ト同等以上ノ强サヲ有スル形鋼ヲ使用スルヲ可トス．此ノ場合綴工ハ單綴工ト爲スコトヲ得

幅 125 mm 以上ノ突緣ヲ有スル部材ニ於テハ各端部ニナルヘク 2 本以上ノ鋲ヲ有スル綴片ヲ使用スヘシ

以上の綴片に對する規定に於て第1に問題とすべきは綴片は剪斷力に抵抗する爲にのみ存在するものと見做して良いか否かである．著者の見解よりすれば本篇［3］章に於て述べた如く綴片の役割は次の 2 點に集約される．

（a） 弦材間の剪斷力の傳達

（b） 弦材間の間隔の保持

綴片は弦材の格間挫屈に非常に影響するが此れは寧ろ綴片と弦材のなす角 θ と關聯せしむべきであると考へられる．從つて綴片としては格間挫屈に對する關係は第 2 義的と見て良いと思ふ．

示方書に於ては剪斷力に對して綴片を設計せよと述べてゐるが此れは結局 (a) のみに着目して居る事になる．

然しながら此れでは外部からの何等かの衝撃を受けた時兩弦材間の間隔を保ち得ずして挫屈して仕舞ふ不安定性が內藏されてゐる．卽ち (b) の項が無視されてゐるのである．

亦 (a) なる項目は具體的に何に影響するかと云へばそれは第 IV 篇に於て計算せる如く限界荷重に影響する．而して此の影響は著者が前節に於て提案せる如く組合せ壓縮材に對する許容應力を (105) 式の形で與へるとすれば其の N に含まれるのであて，此れだけでは綴片に對する決定的な條件とはなり得ない．綴片に對してつは“許應容力が餘り低下しない程度に”と云の條件である．

綴片に對する決定的條件としては (b) の項より導かれる條件を附加しなければならない．卽ち著者の中空壓縮材としての安定條件（第 II 篇 (41) 式）

$$\frac{\beta^2}{\alpha^2} \leqq \frac{2}{3}$$

より導かれるものであつてワレン型組合せ壓縮材に於ては

$$\frac{A_d}{A_f} \geqq \frac{6\pi^2\cos\theta}{s^2\sin^4\theta} = \frac{6\pi^2\cos\theta}{(l/r)^2\sin^4\theta}$$

ラーメンシュタープに對しては

$$\frac{A_h}{A_f} \geqq \frac{6\pi^2\cos\theta}{s^2\sin\theta} = \frac{6\pi^2\cos\theta}{(l/r)^2\sin\theta}$$

であつた.

示方書に於ては剪斷力に對して綾片を設計せよと規定してゐるが此の根本思想は組合せ壓縮材の力學的構成を仔細に檢討する時は訂正を要するであらう.

剪斷力に對して綾片を設計すると云ふ考へ方が訂正される事になれば第 62 條（鐵道橋設計示方書に於ては第 51 條）に於ける剪斷力 S を算出する式は存在の理由を失ふ譯である. 元來此の式は强固な力學的根據のある式とは思はれない. 此の式に代るべき式としては上述の中空壓縮材としての安定條件より導かれた條件式を用ふべきである.

之等の條件式に依れば綾片として必要な斷面積は細長比の 2 乘に反比例して減少することになる.

此れを常識的に說明すれば次の如くである. 弦材にかゝる應力度はその組合せ壓縮材の挫屈强度以上にはなり得ない. その挫屈强度は略ゝ細長比の 2 乘に反比例する. 綾片の强さは此の弦材にかゝり得る最高應力度に比例して在れば良い. 從つて綾片の最小限必要斷面積は細長比の 2 乘に反比例すると謂ふ事になる. 上述の綾片又は緩片に對する條件式にある安全率（例へば 3）を附して實用に供するとすれば次の樣な形となるであらう.

ワレン型骨組に對して

$$\frac{A_d}{A_f} \geqq 180\left(\frac{r}{l}\right)^2 \frac{\cos\theta}{\sin^4\theta}$$

ラーメンシュタープに對して

$$\frac{A_h}{A_f} \geqq 180\left(\frac{r}{l}\right)^2 \frac{\cos\theta}{\sin\theta}$$

θ の値が限定されゝば式は更に簡單となる.

以上の式に依つて要求される綾片或は緩片の斷面積は, 通常多く用ひられる細長比に對しては示方書の規定に依つた場合と大差ないであらう. 3 なる安全率に就ては更に考慮を要する.

尙上式は組合せ壓縮材が全體として挫屈する場合を對象として理論的に研究した結果得られた式であるから長柱の範圍で適用されるべきものである. 短柱の領域に於ては此の條件は苛酷に過ぎる結果となる. 從つて壓縮許容應力に於る如く長柱と短柱の限界を定めて各の領域に對する式を提出すれば最も理論的であるが, 此の限界は前にも述べた如く組合せ壓縮材に於ては多くの要素に影響されるのであつて一律に規定し得ない. ラーメンシュタープに於て特にそうである. 更に複雜となる事には, 壓縮許容應力の場合には長柱と短柱との限界をなるべく細長比の大きい處に持つて行く方が安全側であつたが, 綾片に對する條件に於ては此の限界をなるべく細長比の小さい處に持つて行く方が安全側となるのである. 此の樣な複雜性があるので $\frac{A_d}{A_f}$ 或は $\frac{A_h}{A_f}$ に適當な上限を附たならば此の限界を規定する必要もなく簡單になりはしないかと思ふ.

し一案として 1 つの形を提出するならば

ワレン型骨組に對して

$$\frac{1}{4} \geqq \frac{A_d}{A_f} \geqq 180\left(\frac{r}{l}\right)^2 \frac{\cos\theta}{\sin^4\theta} \quad \cdots\cdots(108)$$

ラーメンシュタープに對して

$$\frac{1}{3} \geqq \frac{A_h}{A_f} \geqq 180\left(\frac{r}{l}\right)^2 \frac{\cos\theta}{\sin\theta} \quad \cdots\cdots(109)$$

の如くである．θ は 50°～60° が適當であり複綫工の場合には 45° 迄低下しても良いであらう．

θ に就ては示方書では單綫工の場合 60° 以上複綫工の場合 45° 以上と規定され上限が示されてゐないが，ワレン型綫工の場合には $\theta \to 90°$ とすれば限界荷重は理論的には零となるのであつて上限を附する必要があると思ふ．もつとも此の計算に於ては綫工の兩端は鉸支持で曲げモーメントを傳達しないと假定してゐる事を忘れてはならない．

ラーメンシュタープの場合にはその綴片は兩端を充分固定して曲げモーメントの傳達を受持たなければならない．從つて此の場合には綴片の間隔は小である方が有利である．卽ち θ は上限を附する必要はない．

θ を定むべき條件は屢〻述べて來た如く弦材の格間挫屈に對する顧慮より導かれるべき性質のものであるが，可成り複雜であつて簡單に示方書化し得られる樣な式で解決され相には思はれない．

以上で鋼橋設計示方書中組合せ壓縮材に關する事項に就ての討議を終る事とする．細部に亘れば尙論ずべき點もあるが複雜化を避けて大きい問題のみに止めた．本章に於ける論旨を要約すれば次の如くである．

組合せ壓縮材に對する許容應力は 1 本の鋼材に對ずる場合とは別に與へるべきである．その 1 つの型としては (105), (106), (107) 式を提案する．

綴片は部材に直角に作用する剪斷力に對して抵抗する爲にのみ必要なものであると謂ふ考へ方は訂正を要する．剪斷力の影響は許容應力に含まれるから，綴片を設計する爲に剪斷力を算定する式は無意味となる．

綴片を決定すべき條件式としては中空壓縮材としての安定條件より導かれる式を使用すべきである．示方書化する場合には (108), (109) 式の如き形で與へれば良いであらう．

組合せ壓縮材に對する許容應力及び綴片の所要斷面積に對して著者の提案の如く規定せられるならば，示方書の複雜化する缺點はあるが，次の如き利點を擧げる事が出來る．

一貫せる力學的根據に基いて組合せ壓縮材を設計する事が出來る．

從來その優劣に就て問題となつて居たワレン型組合せ壓縮材とラーメンシュタープとが示方書に於て全然同樣に取扱はれる事が出來，從つて兩者の間に紛糾を來す樣な事はない．細長比が小であつて挫屈强度が充分である場合にはラーメンシュタープの方が有利となり，橋梁の壓縮材に於てはかゝる場合が多いのではないかと思はれる．

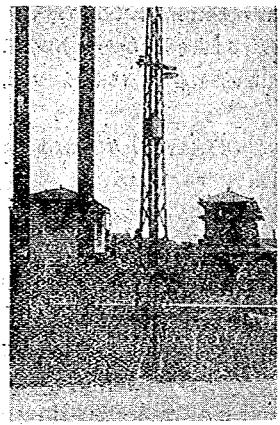
[6] 組合せ四角柱と組合せ三角柱の實際の破損狀態に就て

組合せ四角柱と三角柱の實際の破損狀態を調査したならば四角柱と三角柱の安定條件に於ける著るしい相異が其處に現れて居りはしないかと思はれたので市中を通行する時は何時でも此の點に注意して居た．本鄕上富士前町の土木試驗所本所と赤羽分所の間の交通路の 1 部である王子—赤羽間には王子電車の軌道があり此の架空線の爲に圖—57 に示される如き組合せ四角柱が使用されて居り，多數の破損された例が見出された．又當市內の電車通りには圖—58 に示されたる如き組合せ三角柱が電柱として可成り使用せられてゐるが，此の內上富士前町から本鄕三丁目間のものに就て破損狀態を調べて見た．

破損の原因は殆ど全部車との衝突に依るものと見做されその時の條件は一々相異る事は勿論であり，更に道路の狀態の相異，柱に用ひられる部材のディメンションの相異があるので之等の破損狀態から明確なる結論を引出さうとする事は元々無理であるが之等に依つて 2, 3 の推察を行ふ事は許されるであらう．

王電の電柱（四角柱）の破損は非常に數が多い．或る區間に於ては痛んでゐないものがない程度に何れも多

圖—57

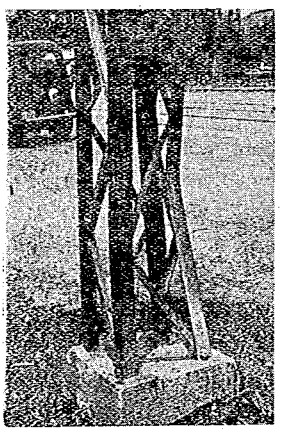


圖—58

圖—59

圖—60

圖—61



圖—62

少の損傷を受けてゐる．此の原因としては第 1 に此の路線には車道と歩道の區別がない爲，電柱が車道に暴露されてゐる事が擧げられる．第 2 の原因としては部材のディメンションが市電の電柱（三角柱）に比較して遙かに小さい事である．以上の 2 つの原因が主なるものと思はれるが更に四角柱の對角線の方向に不安全なる特性も幾分原因になつてゐるのではないかと思はれる．四角柱の破損の狀態を見ると殆ど全て對角線の方向となつてゐる．

破損の實例を 2，3 擧げれば圖—59～63 の如くである．圖—59，60 は同じものであるが對角線の方向に弦材があつさり剪斷されてゐる．圖—61，62，63 に於ても衝突を受けた弦材が皆對角線の方向に歪められてゐる．圖—63 に於ては棱片の挫屈が明瞭に見られる．

組合せ四角柱に於ては 1 側面の方向に對する安定度と對角線の方向に對する安定度とでは非常に大きな差異のある事は既に第 III 篇に於て述べた．安定度は量的には中空壓縮材の撓曲線に對する微分方程式

$$EI_0\left\{1-\beta^2\left(\frac{d^2y}{dx^2}\right)^2\right\}\frac{d^2y}{dx^2}+Py=0$$

に於ける β^2 の數値に依つて判定される．β^2 が大なる程安定度が低いのである．組合せ四角柱に於ては此の β^2 の値は 1 側面の方向に對して

$$\beta^2=\frac{k^2\cos\theta}{\sin^4\theta}\cdot\frac{A_f}{A_d}$$

圖—63

圖—64

圖—65

圖—66

圖—67

對角線の方向に對して

$$\beta^2=\frac{s_d^2h^2\cos\theta}{12\sin^2\theta}\cdot\frac{A_f}{A_d}$$

であつた. s_d は綾片の細長比であつて通常可成大きいである後者は前者に比較して著るしく大きい，從つて些細な衝突であつても對角線の方向には大きな破損となる可能性が伏在するのである.

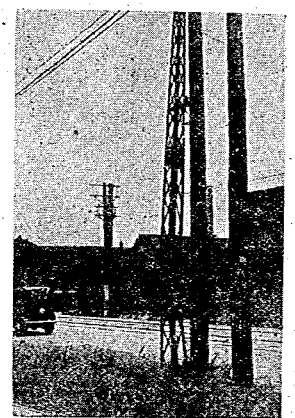
市電の電柱の破損は數に於て極めて小數である. 此れは歩道内にあることと部材のディメンションの大きい事が最も大きな原因であらうと思はれる. その内 2, 3 の例を紹介すれば圖—64～68 の如くである.

圖—64 は 1 本の弦材が衝突を受けて綾片のボルトが引千切られた狀態である 圖—65 は同じものを角度を變へて見たのであるが，1 つの弦材の受けた衝撃が他の弦材にも傳へられてゐる事がその歪に依つて解る.

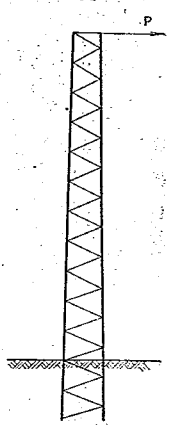
組合せ四角柱に於ては 1 本の弦材が衝撃を受けると對角線の方向に抵抗が弱い爲此の方向に歪み此の衝撃は他の 3 本の弦材には大して傳達されない. 從つて弦材 1 本だけが破損しても他の 3 本は健在である場合が多い. 圖—59～63 に就ても此の點が看取される.

圖—68

圖—69



圖—70



組合せ三角柱は何れの方向に對しても相等しい充分の安定度を有してゐるので，良く一體として作用してゐる、此の點は圖—66～68 に於ても見受けられる. 圖—67～68 は同じものであるが此れは衝突が可成り烈しかつたものと思はれる.

組合せ四角柱で格別の破損を受けた形跡はないが柱自身が大きく撓んでゐる例（圖—69）があつたので此れに就て考察を加へて見よう. 此れは柱とは云へ實際は圖—70 に示される如く突桁として作用してゐるものである、

中空桁の撓曲線に對する一般式は次の如く書表はされる.

$$EI_0\left\{1-\beta^2\left(\frac{d^2y}{dx^2}\right)^2\right\}\frac{d^2y}{dx^2}=M_x=0\cdots\cdots(110)$$

M_x は點 x に於て桁の受ける曲げモーメントである. 此の式に依れば β^2 の大なる程撓みは大きくなる. 圖—70 の四角柱の先端にかゝる横荷重 P の方向は骨組の面に平行になつてゐるが此の方向に對しては β^2 は前

速の如く小である．從つて自體を多少捩つてでも β^2 の大なる方向に撓まんとしてゐる．何れの方向に撓むにしても I_0 の値は一定であるが方向に依つて β^2 の異なる時はかゝる現象が現れる事は當然であらう．

四角柱の場合にはかゝる不安定性を內藏してゐるので損傷を受けると此れが全體の撓みに影響して來る場合が考へられる．圖—57 は此の 1 例とも見做される．三角柱の場合には損傷はその箇處だけに止まり全體の撓みに影響を及ぼす事はない．圖—58 は其の 1 例である．

組合せ四角柱の限界荷重は何れの方向に對しても同じである．然しながら實際には對角線の方向に著るしく弱いとすれば限界荷重の他に何かもう 1 つの力學的要素がなければならない．著者は此れを理論的に解明したのであるが，四角柱と三角柱の破損狀態の比較は著者の理論に幾分肯定的な資料となつてゐるものと思ふ．組合せ四角柱は安定度が最も重大なる影響を及ぼす良き例であるので將來實驗的に理論を驗證する場合は此れに就て行はうと考へてゐる．

[7] 本 篇 の 要 約

本篇に於ける所論を要約すれば次の如くである．

1. 壓縮材の破損には全く獨立な 2 通りの仕方がある．卽ち材料の破壞と挫屈とである．之等の 2 種の破壞に對しては各別個に安全率を考ふべきである．斯く別個に安全率を考へる事が壓縮材の設計に對して必要にして充分なる條件を與へる事になる．挫屈を材料の破損の問題に歸一せしめんとする企ては與へられた自由度の 1 つを放棄する結果となる．

2. 組合せ壓縮材の局部的挫屈としては弦材の格間挫屈綾片の挫屈等が考へられる．壓縮材が全體として挫屈する前に弦材が局部的に挫屈して仕舞ふ事のない爲には次の條件が成立する．

$$s_l^2 \leqq s^2 + \frac{2\pi^2}{\sin^2\theta\cos\theta} \cdot \frac{A_f}{A_d} \quad \cdots\cdots(111)$$

此れは格點の垂直變位をないものとして格間挫屈を最も單純に取扱つたもので可成り粗雜な式である．將來は彈性橫抵抗ある場合の挫屈として取扱ひ之を訂正して行き度いと考へてゐる．何れにせよ格間挫屈より導かれる條件式は格間長 l を決定する爲の條件式或は綾片と弦材とのなす角 θ を決定する爲の條件式となるべきものである．

壓縮材が全體として挫屈し弦材に於ける應力度がその材料の破壞强度に達した時綾片が挫屈すると謂ふ條件より綾片の細長比を條件着ければ次式が成立する．

$$s_d^2 \leqq \frac{\pi^4 E^2}{2s^2(\sigma_m - \sigma_k)^2 \sin^2\theta} \quad \cdots\cdots(112)$$

此の條件式は非常に寬大であり，從つて餘り重要なものではない．

3. ワレン型組合せ壓縮材を設計する場合に決定すべき諸量と之に對する條件とを對照すれば次の如くである．

決定すべき諸量

(a) 弦材の斷面積

(b) 弦材斷面の慣性モーメント

(c) 弦材間の間隔

（d） 格間長或は綾片と弦材との成す角

（e） 綾片の斷面積

（f） 綾片斷面の慣性モーメント

之に對する條件

（a） 與へられた壓縮力に對して材料が破壞を來さざる爲の條件.

（b） (a) で決定せられた斷面積に對して慣性モーメントは出來るだけ大きく取る. 但し鈑の挫屈を起さざる樣上限が與へられる.

（c） 壓縮材が全體として挫屈しない爲の條件

（d） 弦材が格間で挫屈しない爲の條件

（e） 中空壓縮材としての安定條件

（f） (e) で決定せられた斷面積に對して慣性モーメントは出來るだけ大きく取る. 但し鈑の挫屈を起さざる樣上限が與へられる. 全體として挫屈した場合に弦材が破壞すると同時に綾片が挫屈する爲の條件より下限が與へられる.

4. 綾片の役割を總括すれば次の 3 つになる.

（a） 綾片は弦材間の剪斷力の傳達を受持つ, 此の事は組合せ壓縮材の限界荷重に影響する.

（b） 綾片は弦材間の間隔を一定に保つ役割を受持つ, 此の事は壓縮材の安定不安定の問題に關係する.

（c） 綾片は弦材の局部的挫屈防止に役立つてゐる.

5. ワレン型組合せ壓縮材とラーメンシュリーブの比較に就ては次の如く結論される.

弦材間の剪斷力の傳達即ち限界荷重に對してはワレン型組合せ壓縮材の方が有利である.

弦材間の間隔の保持即ち安定度の問題に對してはラーメンシュリーブの方が有利である.

從つて細長比が小であつた挫屈の心配のない場合にはラーメンシュリーブの方が優れてゐると謂ふ事になる.

6. 組合せ壓縮材に關する安宅氏の理論との關聯は大體次の如くである.

限界荷重に對しては兩者全く一致してゐると見做す事が出來る.

綾片の役割に關しては可成りの見解の相異を來してゐる. 大きく見て安宅氏は短柱の領域に進まれたのに對し, 著者は長柱の領域を取扱つた. 從つて對照すべき點は餘りない.

安宅氏は平衡狀態に於て綾片にかゝる應力を計算されてゐるが此れは端部に於ける局部的な問題ではないかと思はれる. 安宅氏は更に進んで弦材の格間挫屈と綾工との關係を計算されてゐる. 著者は格間挫屈を全く粗雜に扱つたに過ぎないが, 彈性橫抵抗ある場合の挫屈として研究して行き度いと考へてゐる.

7. 鋼橋設計示方書に對する討議を要約すれば次の如くである.

組合せ壓縮材に對する許容應力は 1 本の鋼材に對する場合とは別に與へられるべきである. 著者は次の如き形を提案したい.

組合せ壓縮材の許容應力

$$7{,}000{,}000\left(\frac{r}{l}\right)^2\frac{1}{1+N}\leqq 1{,}000\ \mathrm{kg/cm^2}$$

但しワレン型綾工に對しては

$$N=\frac{2\pi^2}{(l/r)^2\sin^2\theta\cos\theta}\cdot\frac{A_f}{A_d}$$

テーメンシュラーブに對しては

$$N=\frac{\pi^2 s_h^2\cos\theta}{6(l/r)^2\sin\theta}\cdot\frac{A_f}{A_h}+\frac{\pi^2 s_f^2}{12(l/r)^2}$$

A_f=弦材 (1 ケの) 斷面積

A_d=綾片 (表裏 2 ケ，複綾工に於ては表裏 4 ケの) 斷面積

A_h=綾片 (表裏 2 ケの) 斷面積

θ=綾片と弦材の間の角度．ラーメンシュラーブに於ては弦材と綾片の作る矩形の對角線と弦材の間の角度

s_h=綾片の細長比

s_f=弦材の格間細長比

次に綾片は部材に直角に作用する剪斷力に對して抵抗する爲にのみ必要なものであると謂ふ考へ方は訂正を要する．剪斷力の影響は許容應力に含まれるから，示方書に於ける綾片を設計する爲の剪斷力を算定する式は無意味となる．

綾片を決定すべき條件式としては中空壓縮材としての安定條件より導かれる式を使用すべきである．示方書化する場合には一例として次の如き形で與へれば良いであらう．

ワレン型組合せ壓縮材に對して

$$\frac{1}{4}\geqq\frac{A_d}{A_f}\geqq 180\left(\frac{r}{l}\right)^2\frac{\cos\theta}{\sin^4\theta}$$

ラーメンシュラーブに對して

$$\frac{1}{3}\geqq\frac{A_h}{A_f}\geqq 180\left(\frac{r}{l}\right)^2\frac{\cos\theta}{\sin\theta}$$

8.　組合せ四角柱と三角柱の實際の破損狀態に就て調査した結果組合せ四角柱の對角線の方向の不安定性が實際にも認められる樣に思はれた．

9.　中空桁の撓曲線に對する微分方程式は次の如く與へられる．

$$EI_0\left\{1+\beta^2\left(\frac{d^2y}{dx^2}\right)^2\right\}\frac{d^2y}{dx^2}-M_x=0$$

但し M_x は點 x に於ける曲げモーメントである．

上式を基礎として中空桁の解析を行へば色々面白い問題もある事と豫想される．

コンクリートの熱的性質に關する研究 (第II報)

(各種セメントペーストの溫度傳導率及び熱傳導度に關する特性)

內務技師 島 田 八 郎

目 次

I. 總 說……(1)
[1] 緒 言……(1)
[2] 供試體製作に就て……(3)
[3] 供試體の空隙率, 含水率並に熱容量……(11)
II. 試驗に就て……(18)
[1] 試驗方法……(18)
[2] 供試體の含水狀態に於ける實驗結果, (異るセメントの試驗結果)……(19)
1. A工場製品 A.P.C.; A.M.C.; A.K.C.; A.V.C; 4種……(19)
2. T工場製品 T.P.C.; T.S.C.; T.H.C; 3種……(24)
3. Y工場製品 Y.K.C.……(28)
4. O工場製品 O.P.C.; O.W.C.; O.B.C; 3種……(29)
5. U工場製品 U.P.C.; U.S.C.; U. Kei. C.; U. Kok. C.; U.H.C.; 5種……(30)
6. I工場製品 I.P.C.; I.S.C.; 2種……(32)
7. Os工場製品 O.S.C.……(34)
8. N工場製品 N.P.C.……(34)
[3] 供試體の浸水試驗中に於ける溫度傳導率 (k^2) の特性に就て……(34)
[4] 供試體の絕對乾燥狀態に於ける實驗結果……(39)
A.P.C.; A.M.C.; A.K.C.; A.V.C.; T.P.C.; T.S.C.; T.H.C.
Y.K.C.; O.P.C.; O.W.C.; O.B.C.; U.P.C.; U.S.C.; U. Kei. C.;
U. Kok. C.; O.H.C.; I.P.C.; I.S.C.; O.S.C.; N.P.C.; 20種
III. 乾燥狀態に於ける空隙率 (φ) の溫度傳導率 (k^2) と熱傳導度 (λ) とに及ぼす影響に關する考察……(42)
[1] 實驗結果に基く溫度傳導率と空隙率並に熱傳導度と空隙率との關係に就て; $k^2 \sim \varphi$, $\lambda \sim \varphi$ 關係……(42)
[2] 理論及び實驗關係式の誘導並に實質部の溫度傳導率及び熱傳導度. (k_L^2, λ_L 値.)……(47)
IV. 吸水の熱傳導度 (λ) に及ぼす影響に關する考察……(52)
[1] 實驗結果に就て……(52)
[2] 理論的考察……(55)
V. 結 論……(57)

I. 總 說

[1] 緒 言

コンクリートの熱的性質に關する試驗 (第I報)[1]に於て鋪裝用コンクリート, モルタル及び 2 種のセメントペーストに就き主として溫度傳導率, 熱傳導度に關する二三の特性を論じ, 更に任意の配合を有するコンクリートの此等熱的諸性質を其の構成要素卽ちセメントペースト, 砂利, 砂等の各値より推定し得る事の合理的考察に

就き其の概要をも記述した．一方又巨大なる土木構作物の熱應力の問題を考察するに，一般に破壞の判定値は巨視的 (macroscopic) に觀察せる平均的應力と局部構造 (local structure) による偏倚値とによるもので，其の何れか一方の値により破壞が判定さる．現今實用上採用されてゐる破壞强度は工學上前者によるものである，從つて熱應力を論究する場合にも其の溫度傳導率を取扱ふに際しコンクリートをセメントペースト並に骨材よりなる一樣なる系と見做し，單に空隙，含水の分散せるものと假定し其の性狀を論ず．

從來大塊コンクリート熱應力の影響を論究する場合セメントの發熱量が重要視され，膨脹係數，可塑性，收縮率等をも同時に考慮し該セメントの可否が判定されてゐる，斯かる取扱ひはコンクリートの溫度傳導率が略同一であるとの假定によるものである，然るに事實は全く之れと異るもので使用セメント及び骨材の影響に頗る甚大なものがある．其の一例として米國の二三著名堰堤コンクリートの溫度傳導率 (k^2)，熱傳導度 (λ) に關する C. S. Rippon, L. J. Snyder[2]の報告によれば，Boulder, Gibson 堰堤では $k^2 \fallingdotseq 0.045\ Ft^2/hr$; $\lambda \fallingdotseq 1.6\ B.Th.u/Ft \times F^0$ * 程度，Ariel, Bull-Run 堰堤では $k^2 \fallingdotseq 0.022\ Ft^2/hr$, $\lambda \fallingdotseq 0.9\ B.Th.u/Ft \times F^0$ 程度にて，其の値は約 2：1 である．一般に熱應力の算定には $Q_0/k\sqrt{t}$ (但 Q_0; 發熱量 k^2; 溫度傳導率 t; 時間) が變數となる場合が多く Q_0 と同樣 k^2 値により其の適否が定まる．其の他週期的並に急激な溫度變化による熱應力の場合も溫度傳導率 k^2 は應力算定に頗る重要な役割を爲す．(3) 又田所芳秋氏(4) も其の耐火物の研究に於て耐火强度として spallingstrength なる判別 値を採るべしと提言してゐる．

勿論第 I 報によるも明かなる如くコンクリートの溫度傳導率 (k^2) はセメントペーストの値より著く大なる値を有し主として骨材の影響によるもの>如く，骨材母岩による差異の著しき事を述べた．岩石の熱傳導度 λ に就き述んに，花崗岩; $\lambda = 6.0 \sim 5.0 \times 10^{-3}$, 石灰岩; $\lambda = 6.\sim 5. \times 10^{-3}$, 玄武岩; $\lambda = 3.5 \times 10^{-3}$ (5) 程度にて溫度傳導率 (k^2) は三者夫々 1.54×10^{-2}; 1.15×10^{-2}; 0.93×10^{-2} (5) 程度にて互の比率は 1.66：1.24：1 にてコンクリート溫度傳導率，從つて熱應力に及ぼす影響も著しく異るものである．水和熱を一定の限度に制限せる中庸熱セメントは打込期に於ける熱應力を低減するに有利なりと認められてゐるが上述せる論據によれば水和熱 Q_0 の値と同時に Q_0/k 比をも考慮すべきである，セメントの水和熱 Q_0 に關する研究(6)は數多行はれてゐるがコンクリートの一成分として各種セメントより製作せるセメントペーストの溫度傳導率等に關して未だ研究せしもの筆者寡聞の爲めか無く上述せる見地より其の判別に苦む．殊に珪酸質混合セメントの如く可溶性珪酸ゾルを形成すると認められてゐるものの含水量と溫度傳導率等との關係は他種セメントの場合と異るものであると推察さる．其の他研究の分野頗る多し．

---

* 本報告の溫度傳導率 (k^2)，熱傳導度 (λ) の單位は總て，*C.G.S.* 系とするも實用上長さ (m) 時間 (hr) *K.Cal.* 又は *ft*, *B.Th.u.* 華氏溫度 F^0 を使用せるものあり便宜上換算式を揭ぐ，下式は指示せる單位にて表示せる場合の數値間の關係を示す．

$$\lambda \frac{(K.Cal.)}{(m)(hr)C^0} = \lambda(C.G.S.) \times 3.6 \times 10^2$$

$$k^2 \frac{(m^2)}{(hr.)} = k^2(C.G.S.) \times 3.6 \times 10^{-1}$$

$$\lambda \frac{(B.Th.u.)}{(ft)(hr)F^0} = \lambda \frac{(K.Cal.)}{(m)(hr)C^0} \times 0.672$$

$$k^2 \frac{(ft^2)}{(hr)} = k^2 \frac{(m^2)}{(hr)} \times 10.76$$

本試驗は本邦に於て一般に使用せられてゐる各種セメント即ち普通ポートランドセメント，中庸熱 P.C.，早強 P.C.，珪酸質混合セメント，高爐セメント*……に就き可及的廣範圍の W/C 比にてセメントペーストを作り實驗し得る程度の若材齡（3日以後）より溫度傳導率及び熱傳導度がセメントペーストの如何なる要素(例へば材齡，空隙，含水等の影響）と密接な關係を有するやを明かにせん爲め試みたもので，其の結果セメントの種類による差異を明かにし得，假想的完全緻密なる實質部に於ける値をも推定し更にコンクリートの溫度並に熱傳導に於けるセメントペーストの特性を明かにしたものである．尙セメントペーストの如き固體内に球狀空隙の分布せる系の熱傳に關する主要なる特性を考察し該結論をセメントペースト並にコンクリートに應用せるものである．

［2］ 供試體製作に就て

資料とせるセメントは本邦の代表的のもの 20 種にて普通セメント 5 種，珪酸質のセメント 4 種，早强セメントに類するもの 3 種，中庸熱セメントに屬する淺野マスコン等である．セメントは各セメント工場より嚴力纏入の密封せるものゝ直送を受けた．各試料の化學分析組成並に水硬性化合物の割合其の他一般性狀は市場にある普通品(7)と大差無く玆に省略す．眞比重のみは特に本報告に必要なれば記載す．表—1 はルシヤテリー法に據つた眞比重を示す．

表—1　（眞比重表）ρ_t

品名	眞比重	品名	眞比重
淺野普通セメント	3.14	小野田普通セメント	3.15
〃　マスコン	3.18	〃　白色〃	3.08
〃　高爐セメント	3.03	〃　微細セメント	3.16
〃　ベロセメント	3.10	宇部普通セメント	3.17
秩父普通セメント	3.14	〃　シリカセメント	2.80
〃　珪酸セメント	2.99	〃　珪酸セメント	2.85
〃　高級セメント	3.11	〃　黒色セメント	2.86
八幡高爐セメント	3.03	〃　高級セメント	3.14
大阪窯業シリカセメント	2.81	盤城普通セメント	3.17
日本普通セメント	3.12	〃　シリカセメント	3.02

セメントペーストの作成に際し，供試體の空隙率範圍を大とする爲め W/C の範圍を可及的大とした．一般に W/C=0.7～0.8 程度に至れば練合せ中にも水の分離が生じ一樣な練合を充分に行ふ事能はざるも，珪酸質セメントの場合は W/C=0.8 にても一樣に型入を行ふ事を得．セメントペースト作成に際しては常にセメント，水量を正確に秤量し使用量をも明瞭にし分離水の割合見掛比重等の計算に資した．表—3 に示する如く型入時に於ける W/C は其の都度豫定値と異るも大體其の豫定範圍を……

W/C=0.65；0.55；0.45；0.35；0.25……とした．但し珪酸セメントの場合のみは 0.65 の外 0.85 又は 0.8 を使用す．上記 W/C は豫定の水—セメント比にて後屢々記號的に使用する $(W/C)_1$．$(W/C)_2$ 等と嚴密に區別す．（表—3 參照）

各試料は内部に固形物無き程度に充分捏り合せ眞鍮製の型中に一晝夜充分濕潤せる布にて覆ひ放置し後型外し

* 昭和 13 年度の製品である．從つて現今の製品に適用するには此點考慮すべき必要がある．

を行ひ爾後 24～28 日間水中養生を行ひつゝ實驗を行ふ.

供試體の大さ下記の如し；……

直徑＝5 cm，長さ≒約 15 cm……圓壔にて，中央に尖端部直徑約 2. mm. 長さ約 9 cm，重さ約 0.38 gr の一方の封じた硝子管を封入し少量（水銀＋硝子重量約 0.9～0.5 gm，表—3 參照）の水銀を入れサーモカップルの端子を挿入す. 圓壔の高さは約 15 cm であるが各供試體一樣でなく一應其の容積を測る即ち 24～28 日浸水狀態に放置せしものの重量を，空氣中並に水中にて秤量し簡單に兩者の差を以て容積を與ふものとして表—2 に其の値を示した. 二三記入漏れのものもある.

表—2　供試體容積表

種類 ＼ W/C	0.25		0.35		0.45		0.65	
淺野高爐	626.2 / 336.9	289.3	591.1 / 307.5	283.6	536.8 / 260.5	276.3	464.4 / 217.0	247.4
淺野ベロ	629.5 / 342.3	287.2	593.5 / 308.7	284.8	553.2 / 270.4	282.8	488.3 / 218.0	270.3
秩父普通	644.4 / 353.7	290.7	593.1 / 306.6	286.5	552.2 / 271.2	281.0	462.3 / 218.3	244.0
秩父高級	635.0 / 349.3	285.7	604.6 / 315.2	289.4	548.6 / 266.1	282.5	486 0 / 218.5	267.5
小野田普通	631.4 / 344.5	286.9	600.8 / 314.9	285.9	549.4 / 269.8	279.6	451.4 / 218.2	233.2
小野田白色	627.7 / 340.6	287.1	581.9 / 295.9	286.0	541.6 / 259.7	281.9	448.6 / 210.7	237.9
小野田微細	636.9 / 351.8	285.1	587.0 / 300.1	286.9	552.3 / 266.4	285.9	483.5 / 217.2	266.3
磐城普通	646.2 / 358.9	287.3	598.1 / 310.5	287.6	551.2 / 267.7	283.5	474.5 / 214.9	259.6
磐城シリカ	622.6 / 337.2	285.4	584.0 / 295.3	288.7	544.7 / 257.5	287.2	489.8 / 209.1	280.7
宇部普通	643.0 / 354.3	288.7	600.9 / 314.5	286.4	553.2 / 271.8	281.4	457.6 / 219.2	238.4
宇部珪酸	567.1 / 279.4	287.7	535.5 / 248.6	286.9	479.6 / 195.4	284.2	432.8 / 165.1	267.7
宇部高級	640.0 / 352.4	287.6	600.0 / 313.3	286.7	554.0 / 270.6	283.4	481.2 / 215.1	266.1
宇部黑色	591.5 / 300.2	291.3	558.3 / 267.1	291.2	525.0 / 239.5	285.5	447.7 / 182.6	265.1
宇部シリカ	567.1 / 279.4	287.7	535.5 / 248.6	286.9	479.5 / 195.4	284.2	432.8 / 165.1	267.7
日本普通	640.2 / 351.0	289.2	598.9 / 310.9	288.0	547.6 / 265.4	282.2	473.6 / 213.0	260.6

但し各欄は $\frac{\text{空氣中重量}}{\text{水中重量}}$ 容積 C.C. 水，W/C；製作豫定 W/C 比 を示す.

但し空隙の形狀即ち開放型（open type），閉鎖型（closed type）のもの割合により異り若し閉鎖型空隙が完全な不滲透性壁にて包圍されてをれば表—2 は見掛容積（V_{ap}）と閉鎖型空隙（Vc）との和を示すと推定し得るも，通常單に見掛容積を示すとして取扱ふ. 此點に關して未だ確實に論じ得ざるを遺憾とす.

製作に當り實際添加した水量による水—セメント比を $(W/C)_1$ を以て表し，型入後 24 hr に分離せる水量 W を添加せし水量より減ぜしものを基準とせしものは別に考慮す. 即ち型外し直後出來上りペーストの眞味水セメント比は (W/C_2) を以て示す. 勿論，分離水と共に溶け去るセメントの量を度外視す. $(W/C)_2$ の水量は內容の一部セメントペースト內の空隙を或程度滿せるものと見做す，更に實際上型外し後水養生期中には徐々に重量の增加を來すものである. 此等セメントペースト製作に於ける關係を取纏め表—3 に示す.

表—3 供試體製作各種條件

種類 品名	W/C	製作 月日	セメント及水の使用量(gr) 型入前 $\left(\frac{W}{C}\right)_1$	C / W	型入直後 硝子管+水銀 g	使用量 W_1 / 使用残	脱型直後重量 セメントWc(g)	全重量 W_2	分離水 W_1-W_2	有効水量 W_2-Wc	脱型直後W/C比 $\left(\frac{W}{C}\right)_2$	$\left(\frac{W}{C}\right)_2/\left(\frac{W}{C}\right)_1$
淺野普通セメント A.P.C.	0.65	11. 8	0.619	550.0 / 230.0	—	495.0	302.0	459.0	36.0	157.0	0.52	0.81
	0.45	〃 〃	0.44	455.0 / 200.0	—	544.0 / 111.0	378.0	541.0	3.0	163.0	0.437	0.99
	0.36	12. 8	0.349	460.0 / 160.7	—	586.9 / 33.8	435.0	584.3	2.6	149.3	0.343	0.99
	0.25	11. 20	0.28	550.0 / 154.0	—	613.0 / 91.0	479.0	613.0	0.0	134.0	0.28	1.00
淺野マスコン A.M.C.	0.65	11. 17	0.631	314.0 / 198.0	—	500.0 / 12.0	306.0	454.0	46.0	148.0	0.484	0.77
	0.45	〃 〃	0.450	395.0 / 177.0	—	544.0 / 28.0	376.0	528.0	16.0	152.0	0.402	0.89
	0.36	12. 8	0.313	480.0 / 150.0	—	605.4 / 24.6	461.0	600.5	4.9	139.0	0.302	0.97
	0.25	11. 24	0.245	550.0 / 135.0	—	626.0 / 59.0	503.0	625.0	1.0	122.0	0.240	0.98
淺野高燥セメント A.K.C.	0.65	3. 9	0.64	315.0 / 201.1	0.7	487.1 / 29.0	297.3	452.0	35.1	154.7	0.52	0.82
	0.45	〃 〃	0.445	400.0 / 178.0	0.6	528.6 / 49.4	365.8	522.6	6.0	156.8	0.428	0.97
	0.36	〃 〃	0.346	440.0 / 152.5	0.9	577.1 / 15.4	428.6	574.1	3.0	145.5	0.340	0.99
	0.25	〃 〃	0.248	520.0 / 129.1	0.7	609.6 / 39.5	488.4	609.0	0.6	120.6	0.246	0.99
淺野ベロ A.V.C.	0.65	3.10	0.638	315.0 / 201.3	0.7	489.3 / 27.0	298.6	476.3	13.0	177.7	0.598	0.94
	0.45	〃 〃	0.445	400.0 / 177.7	0.6	538.4 / 39.3	372.8	537.2	1.2	164.4	0.440	0.99
	0.35	〃 〃	0.358	450.0 / 161.3	0.8	575.6 / 35.7	423.8	575.0	0.6	151.2	0.356	0.99
	0.25	〃 〃	0.255	520.0 / 132.9	0.5	614.8 / 38.1	489.7	613.5	1.3	123.8	0,254	1.00
秩父 P. C. T.P.C.	0.65	2. 5	0.635	315.0 / 200.8	0.8	495.7 / 20.1	302.7	452.1	43.6	149.4	0.493	0.78
	0.45	〃 〃	0.45	400.0 / 180.1	0.9	546.1 / 34.0	376.6	540.2	5.9	163.6	0.435	0.97
	0.35	〃 〃	0.354	450.0 / 159.4	0.8	578.6 / 30.8	427.2	578.3	0.3	151.1	0.353	1.00
	0.25	〃 —	0.249	520.0 / 129.7	0.5	630.2 / 19.5	504.4	629.2	1.0	124.8	0.248	1.00
秩父珪酸 T.S.C.	0.65	11. 16	0.632	310.0 / 196.0	—	487.0 / 17.0	298.0	469.0	18.0	171.0	0.570	0.90
	0.45	〃 〃	0.446	390.0 / 174.0	—	535.0 / 31.0	370.0	535.0	0.0	165.0	0.445	1.00
	0.35	12. 9	0.342	460.0 / 157.3	—	579.4 / 37.9	432.0	579.3	0.1	147.0	0.341	1.00
	0.25	11. 24	0.249	530.0 / 132.0	—	585.0 / 77.0	468.0	585.0	0.0	117.0	0.249	1.00
宇部 P. C. U.P.C.	0.65	2. 8	0.642	315.0 / 201.9	0.4	497.5 / 19.4	303.2	445.7	51.8	143.5	0.475	0.74
	0.45	〃 〃	0.447	400.0 / 179.5	0.5	546.3 / 33.2	377.1	538.2	8.1	161.1	0.428	0.96
	0.35	〃 〃	0.352	450.0 / 158.4	0.6	588.9 / 19.5	435.6	583.7	5.2	148.1	0.34	0.97
	0.25	〃 〃	0.246	520.0 / 127.7	0.8	627.7 / 20.0	504.0	627.3	0.4	123.3	0.245	1.00

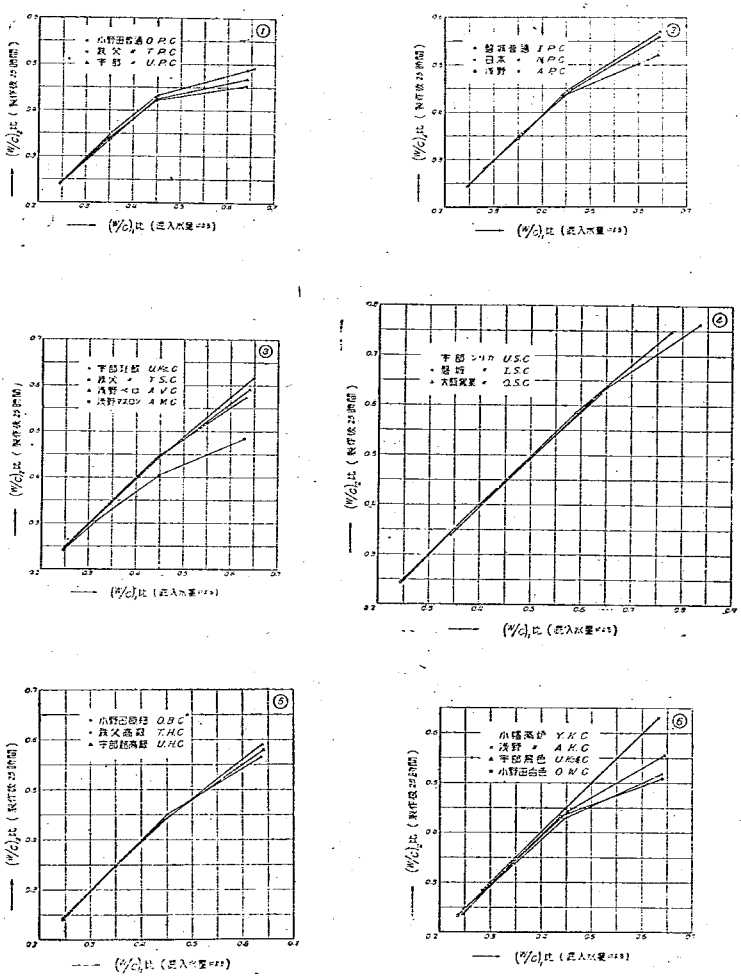
種類		製作	セメント及水ノ使用量(gr)				脫型直後重量		分離水	有效水量	脫型直後	$\left(\frac{W}{C}\right)_2 / \left(\frac{W}{C}\right)_1$
			型入前		型入直後							
品名	W/C	月日	$\left(\frac{W}{C}\right)_1$	C / W	硝子管+水銀 g	使用量 W:g / 使用殘	セメント Wc(g)	全重量 W_2	W_1-W_2	W_2-Wc	W/C比 $\left(\frac{W}{C}\right)_2$	
宇部シリカ U.S.C.	0.80	4.16	0.832	270.0 / 225.3	0.7	440.4 / 54.9	240.1	424.2	16.4	184.0	0.760	0.91
	0.65	〃 〃	0.643	315.0 / 202.9	0.6	471.3 / 46.6	286.7	468.1	3.2	181.4	0.635	0.99
	0.45	〃 〃	0.45	400.0 / 180.0	0.6	521.5 / 58.5	359.7	520.5	1.0	160.8	0.450	1.00
	0.35	〃 〃	0.344	430.0 / 147.6	0.7	552.6 / 25.0	411.4	551.4	1.2	140.0	0.342	1.00
宇部珪酸 U.Ke.C.	0.65	4.14	0.645	315.0 / 203.7	0.6	474.8 / 43.9	288.4	465.6	8.2	178.2	0.618	0.96
	0.45	〃 〃	0.437	380.0 / 166.1	0.6	534.5 / 11.6	371.9	533.2	1.3	161.3	0.433	0.99
	0.35	〃 〃	0.346	420.0 / 145.2	0.7	558.1 / 7.1	414.7	557.2	0.9	142.5	0.344	1.00
	0.25	〃 〃	0.246	520.0 / 128.2	0.7	578.0 / 70.2	463.7	577.1	0.9	113.4	0.245	1.00
宇部黒色 U.Kok.C.	0.65	4.12	0.645	315.0 / 202.5	0.6	458.4 / 59.1	279.0	435.2	23.2	156.2	0.560	0.87
	0.45	〃 〃	0.455	400.0 / 180.9	0.8	513.9 / 67.0	353.9	511.3	2.6	157.4	0.445	1.00
	0.35	〃 〃	0.352	450.0 / 158.3	0.7	542.0 / 66.3	400.9	540.8	1.2	139.9	0.349	0.99
	0.25	〃 〃	0.245	520.0 / 127.3	0.6	576.0 / 71.3	462.7	573.0	3.0	110.3	0.240	0.98
宇部超高級 U.H.C.	0.65	3.11	0.648	315.0 / 201.8	0.7	486.6 / 30.2	296.6	469.1	17.5	172.5	0.580	0.89
	0.45	〃 〃	0.441	400.0 / 176.4	0.7	538.8 / 37.6	373.9	538.3	0.5	164.4	0.440	1.00
	0.35	〃 〃	0.347	450.0 / 156.5	0.8	582.2 / 24.3	432.0	582.1	0.1	150.1	0.348	1.00
	0.25	〃 〃	0.245	520.0 / 127.4	0.4	626.0 / 21.4	502.8	624.5	1.5	121.7	0.242	0.99
大阪窯業 O.S.C.	0.80	11.13	0.780	256.0 / 199.0	—	446.0 / 9.0	251.0	439.0	7.0	188	0.754	0.97
	0.60	〃 〃	0.59	308.0 / 182.0	—	477.0 / 13.0	300.0	476.0	1.0	176	0.586	0.99
	0.40	11.14	0.395	420.0 / 166.0	—	549.0 / 37.0	393.0	549.0	0.0	156	0.395	1.00
	0.25	11.30	0.244	520.0 / 127.0	—	584.0 / 63.0	469.0	584.0	0.0	115	0.245	1.00
日本 N.P.C.	0.65	2.10	0.645	315.0 / 203.0	0.5	486.1 / 31.9	295.6	464.5	21.6	168.9	0.573	0.89
	0.45	〃 〃	0.450	400.0 / 180.3	0.7	534.8 / 45.5	368.6	533.4	1.4	164.8	0.448	1.00
	0.35	〃 〃	0.358	450.0 / 161.2	0.8	583.4 / 27.8	429.6	583.0	0.4	153.4	0.358	1.00
	0.25	〃 〃	0.245	520.0 / 127.3	0.6	628.6 / 18.7	505.0	627.9	0.7	122.9	0.244	1.00
秩父高級 T.H.C.	0.65	3.12	0.640	315.0 / 201.0	0.5	486.2 / 29.8	296.8	472.6	13.6	175.8	0.592	0.93
	0.45	〃 〃	0.447	400.0 / 178.5	0.9	533.0 / 45.5	368.8	531.4	1.6	162.8	0.441	0.99
	0.35	〃 〃	0.351	450.0 / 157.9	0.6	585.8 / 22.1	433.6	585.4	0.4	151.8	0.350	1.00
	0.25	〃 〃	0.243	520.0 / 126.2	0.5	621.0 / 25.2	499.8	619.6	1.4	119.8	0.240	0.99

種類		製作	セメント及水ノ使用量(gr)				脫型直後重量		分離水	有效水量	脫型直後	
			型入前	型入直後								
品名	W/C	月日	$\left(\frac{W}{C}\right)_1$	C / W	硝子管+水銀 g	使用量 W_1 / 使用殘	セメント Wc(g)	全重量 W_2	W_1-W_2	W_2-Wc	W/C比 $\left(\frac{W}{C}\right)_2$	$\left(\frac{W}{C}\right)_2 / \left(\frac{W}{C}\right)_1$
八幡高爐 Y.K.C.	0.65	11.19	0.634	313.0 / 198.0	—	486.0 / 25.0	298.0	486.0	0.	188.0	0.630	0.99
	0.45	〃 〃	0.447	394.0 / 176.0	—	529.0 / 41.0	365.0	529.0	0.	164.0	0.450	1.00
	0.25	11.20	0.284	550.0 / 156.0	—	596.0 / 110.0	464.0	596.0	0.	132.0	0.285	1.00
小野田普通 O.P.C.	0.65	2. 3	0.642	315.0 / 201.9	0.7	499.3 / 17.6	304.3	443.1	56.2	138.8	0.455	0.71
	0.45	〃 〃	0.449	400.0 / 179.5	1.0	546.0 / 33.5	376.9	537.2	8.8	150.3	0.399	0.76
	0.35	〃 〃	2.347	450.0 / 156.1	0.8	590.6 / 16.1	438.1	586.9	3.1	148.8	0.342	0.99
	0.25	〃 〃	0.244	520.0 / 126.7	0.8	618.5 / 28.2	497.4	617.5	1.0	120.1	0.242	0.99
小野田白色 O.W.C.	0.65	4.13	0.638	315.0 / 201.6	0.5	486.9 / 29.7	296.9	443.0	43.9	146.1	0.492	0.77
	0.45	〃 〃	0.440	400.0 / 175.4	0.7	535.3 / 40.1	371.5	532.6	2.7	161.1	0.432	0.98
	0.35	〃 〃	0.344	450.0 / 154.6	0.5	570.5 / 34.1	424.6	569.8	0.7	145.2	0.342	0.99
	0.25	〃 〃	0.236	520.0 / 122.8	0.6	618.1 / 24.7	500.0	617.0	1.1	117.0	0.235	1.00
小野田徑細 O.B.C.	0.65	3. 8	0.640	315.0 / 200.7	0.7	491.0 / 24.7	301.6	472.7	18.3	171.1	0.565	0.88
	0.45	〃 〃	0.452	400.0 / 181.0	0.6	537.9 / 43.1	370.3	537.9	0.	167.6	0.450	1.00
	0.35	〃 〃	0.360	450.0 / 161.7	0.6	570.3 / 41.4	419.5	570.4	−0.1	150.9	0.360	1.00
	0.25	〃 〃	0.244	520.0 / 127.0	0.6	622.9 / 24.1	500.6	622.2	0.7	121.6	0.240	0.99
磐城 P.C. I.P.C.	0.65	2. 9	0.642	315.0 / 202.4	0.7	488.5 / 28.9	297.4	464.2	24.3	166.8	0.560	0.87
	0.45	〃 〃	0.455	400.0 / 181.3	0.8	537.3 / 44.0	369.7	536.1	1.2	166.4	0.450	0.99
	0.35	〃 〃	0.352	450.0 / 158.6	0.7	580.7 / 27.9	429.4	580.5	0.2	151.1	0.352	1.00
	0.25	〃 〃	0.246	520.0 / 128.1	0.6	632.4 / 15.7	507.4	631.4	1.0	124.8	0.245	1.00
磐城シリカ I.S.C.	0.65	4.15	0.646	351.0 / 201.7	0.6	483.4 / 33.3	294.3	479.6	3.8	184.8	0.628	0.97
	0.45	〃 〃	0.440	400.0 / 176.0	0.6	530.0 / 46.0	368.1	529.4	0.6	161.3	0.438	1.00
	0.35	〃 〃	0.355	440.0 / 154.3	0.7	567.0 / 27.3	419.8	568.2	−1.2	148.4	0.354	1.00
	0.25	〃 〃	0.244	520.0 / 127.1	0.8	610.0 / 37.1	490.2	609.6	0.4	119.4	0.244	1.00

表—3 の内型入直後の欄内殘；とは……(C+W)−W_1……即ち使用せざりし分量を示すものである．更に供試體の實體内のセメント量を知る必要あり Wc とし $W_1\times\frac{1}{1+\left(\frac{W}{C}\right)_1}$ により求め脫型直後重量欄に示す，同欄内 (　)* の數字はサームカップル挿入の爲め供試體に嵌込した硝子及び水銀の重量和である．其の他は自明なれば說明を省略す．

$\left(\frac{W}{C}\right)_2 / \left(\frac{W}{C}\right)_1$ は 1 より小にて $(W/C)_1$ の增加に伴ひ著しく減少するもので製作豫定 W/C=0.45 於て普通セメント類には 0.9 以下のものあれど珪酸質セメントにては未だ分離水の影響現れず．W/C=0.65 に至ればセメントの種別による差異著しく，普通セメント系にては 0.7 程度に及ぶものがある．其の傾向を圖—①～⑥に示す．同圖は $(W/C)_2$～$(W/C)_1$ の關係を示すものである．表—3 の $(W/C)_2/(W/C)_1$ 比は有効文字 2 桁のみ記入し以下 4 捨 5 入す，該値の 0.99 の如きは實用上 1.00 と見做し得．

圖—1　$(W/C)_2$～$(W/C)_1$ の關係



然るにセメント糊の硬化に必要な水量に關し吉田，小柳，山内，篠原諸氏等[8]の實驗及び理論的研究あり固着(硬化結合水)及び半固着水量の概値が明かにされてゐる其等諸論文を參照するも又下記に示す如く結合水及び半固着水の量を算定し然る後 $(W/C)_2$ の水量中の自由水の量を推定し得．更に室内乾燥約 3—4 月後の供試體を 110°C の電氣恒温槽内にて一定の重量になるまで約 4 日乃至 1 週間充分加熱乾燥し，デシケーター内にて冷却し秤量し得たる絶對乾燥重量 W_d 並に表—1 の使用セメント量 W_c との差 (W_d-W_c) を求め W_c との比率の%値を表—4 に示した．即ち $(W_d-W_c)/W_c\times100$ は結合水及び半固着水の % 含有量である．材齢に伴ふ固着水量並に純粋なる吸水量の變化は頗る複雑なものであるが本報告は概括的な取扱を爲してゐる．

表—4　供試體絶對乾燥重量並に結合水表

種類		室内乾燥重量	室内乾燥經過日數	結合水＋半固着水 $\frac{W_d-W_c}{W_c}\times100\%$	絶對乾燥重量 W_d
淺野普通	$\frac{W}{C}=0.65$	415.5	180餘	19.9	362.1
	0.45	509.9	〃	18.3	447.2
	0.25	613.3	〃	16.6	558.4
淺野マスコン	0.65	388.2	181	13.3	346.6
	0.45	472.2	181	12.1	421.6
	0.32	574.6	160	11.0	511.8
	0.25	612.1	174	10.4	555.2
淺野高爐	0.65	433.3	180餘	16.7	347.0
	0.45	518.3	〃	16.2	424.9
	0.35	582.0	〃	15.7	495.8
	0.25	620.5	〃	15.1	
淺野ベロ	0.65	439.8	〃	20.4	359.6
	0.45	534.3	〃	18.6	442.2
	0.35	583.1	〃	18.3	501.4
	0.25	626.6	〃	16.0	568.2
秩父普通	0.65	419.8	〃	16.9	353.9
	0.45	517.4	〃	16.4	438.4
	0.35	570.7	〃	15.5	493.6
	0.25	584.0	〃	13.4	571.8
秩父珪酸	0.65	395.2	182	17.8	351.1
	0.45	493.0	182	15.0	425.5
	0.35	560.9	159	13.7	491.6
	0.25	583.0	174	12.6	526.8
秩父高級	0.65	440.0	180餘	22.4	363.4
	0.45	523.5	〃	20.8	445.2
	0.35	594.7	〃	19.5	518.1
	0.25	632.1	〃	16.6	582.7
八幡高爐	0.65	402.9	〃	17.8	351.1
	0.45	490.6	〃	15.3	420.8
	0.25	587.2	〃	12.6	522.4

種	類	室內乾燥重量	室內乾燥經過日數	結合水＋半固着水 $\frac{W_d-W_e}{W_e}\times 100\%$	絕對乾燥重量 W_d
小野田普通	0.65	408.8	180餘	15.4	351.1
	0.45	504.7	〃	15.7	436.0
	0.35	574.9	〃	14.6	502.3
	0.25	619.0	〃	12.7	560.7
小野田白色	0.65	441.7	〃	14.0	338.5
	0.45	537.3	〃	13.3	420.8
	0.35	579.0	〃	12.3	476.9
	0.25	624.7	〃	10.2	550.9
小野田微細	0.65	438.0	〃	17.9	355.4
	0.45	534.5	〃	18.7	439.5
	0.35	575.5	〃	17.9	494.7
	0.25	633.9	〃	16.8	584.7
宇部普通	0.65	429.8	〃	18.1	358.1
	0.45	526.5	〃	17.8	444.2
	0.35	581.1	〃	16.8	508.9
	0.25	634.1	〃	14.9	579.2
宇部シリカ	0.8	431.7	〃	13.5	272.5
	0.65	475.7	〃	13.8	326.4
	0.45	534.8	〃	15.4	415.1
	0.35	566.7	〃	15.9	476.8
宇部珪酸	0.65	461.8	〃	14.5	330.2
	0.45	545.0	〃	15.4	429.1
	0.35	570.6	〃	14.8	476.2
	0.25	590.6	〃	14.6	531.5
宇部黒色	0.65	423.2	〃	15.7	322.9
	0.45	507.7	〃	15.4	408.2
	0.35	547.3	〃	14.7	459.8
	0.25	586.8	〃	13.6	525.5
宇部高級	0.65	432.2	〃	19.8	355.2
	0.45	532.1	〃	19.1	445.2
	0.35	589.6	〃	17.7	508.3
	0.25	636.1	〃	15.5	580.6
磐城普通	0.65	423.9	〃	18.7	353.1
	0.45	515.7	〃	17.7	435.2
	0.35	575.2	〃	16.7	501.1
	0.25	639.0	〃	15.0	583.5
磐城シリカ	0.65	483.7	〃	15.8	341.5
	0.45	543.0	〃	15.1	423.7
	0.35	583.2	〃	15.6	485.2
	0.25	622.2	〃	14.1	559.5

種類		室内乾燥重量	室内乾燥経過日数	結合水+半固着水 $\frac{W_d-W_e}{W_e}\times100\%$	絶對乾燥重量 W_d
大阪窯業	0.80	352.6	185	19.5	299.8
	0.60	418.4	185	17.8	353.6
	0.40	529.6	184	17.7	462.4
	0.25	590.4	170	14.3	536.2
日本普通	0.65	424.3	180餘	18.5	349.4
	0.45	510.8	〃	17.3	432.3
	0.35	579.8	〃	16.2	499.1
	0.25	629.9	〃	14.3	577.2

セメント種別により異るも本試驗の W/C 比範圍内にては珪酸質セメントを除きては，W/C 比の大なる方結合水多き傾向を有するも珪酸質セメント（鉄父珪質セメント以外）に於ては實驗の誤差範圍で相等しい此等の値は引用せし在來の研究[8]の結果と同程度の値である．

[3] 供試體の空隙率，含水量竝に熱容量

セメントペーストの熱容量，熱傳導率等を支配する3要素は實質部分，空隙率及び含水量である．今此等の內後2要素に就て述べる．

先づ絶對乾燥狀態に於ける見掛比重を求めんに表—4 の絶對乾燥狀態の重量 W_d と表—2 の容積表による Va の比として容易に求め得．即ち……$\rho_a=\frac{W_d}{V_a}$……の如し，更に碎石の見掛比重測定法[9]として行はれてゐる碎石浸水法により約 10 日間浸水し見掛比重を測定した．表—5 に兩者による見掛比重値を示したが2%程度の誤差にて一致してゐる．

表—5 供試體見掛比重 ρ_a；眞比重 ρ_t；空隙率 $\varphi\times100$.

種類		見掛比重(ρa) 乾燥狀態 浸水法	見掛比重(ρa) 乾燥狀態 ρ_a; W_d/V_a 計算値	眞比重(ρ_t) ルシヤテリー法	眞比重(ρ_t) 計算値	空隙率($\varphi\times100\%$) 實測による	空隙率($\varphi\times100\%$) 計算による
淺野普通	$\frac{W}{C}$=0.65	—	1.44	—	2.32	—	37.8
	=0.45	1.62	1.58	2.19	2.36	26	33.1
	=0.25	—	1.95	2.27	2.41	—	19.0
淺野マスコン	$\frac{W}{C}$=0.65	1.42	1.44	2.42	2.53	51	43.3
	=0.45	—	1.55	2.30	2.57	33	39.6
	=0.32	1.90	1.82	2.44	2.61	22	30.5
	=0.25	—	1.94	—	2.64	—	17.7
淺野高爐	$\frac{W}{C}$=0.65	1.41	1.40	2.04	2.35	31	40.2
	=0.45	1.56	1.54	2.06	3.36	26	35.0
	=0.35	1.73	1.75	2.10	2.38	17	26.3
	=0.25	1.91	1.94	2.25	2.39	—	18.7
淺野ベロ	$\frac{W}{C}$=0.65	1.35	1.33	—	2.28	39	41.8
	=0.45	1.58	1.56	—	2.33	26	33.0
	=0.35	1.75	1.76	—	2.34	19	24.8
	=0.25	—	1.98	—	2.40	—	17.6

種類		見掛比重(ρ_a) 乾燥状態		真比重(ρ_t)		空隙率($\varphi\times100\%$)	
		浸水法	ρa;Wd/Va 計算値	ルシヤテリー法	計算値	実測による	計算による
秩父普通	$\frac{W}{C}$=0.65	1.50	1.45	2.22	2.39	38	39.5
	=0.45	1.63	1.56	2.23	2.41	27	35.4
	=0.35	—	1.72	2.23	2.44	—	29.4
	=0.25	1.97	1.97	—	2.51	—	21.6
秩父珪酸	$\frac{W}{C}$=0.65	1.32	1.30	2.20	2.30	40	43.3
	=0.45	1.51	1.48	2.20	2.38	32	37.8
	=0.35	1.74	1.69	2.21	2.41	22	29.8
	=0.25	1.90	1.86	2.27	2.42	16	24.0
秩父高級	$\frac{W}{C}$=0.65	1.35	1.36	2.11	2.24	36	39.3
	=0.45	1.61	1.58	2.13	2.28	25	30.9
	=0.35	—	1.79	—	2.31	—	22.5
	=0.25	2.00	2.04	—	2.39	15	14.7
八幡高爐	$\frac{W}{C}$=0.65	1.27	1.23	2.20	2.32	—	47.0
	=0.45	1.46	1.46	—	2.39	—	39.0
	=0.25	1.84	1.82	—	2.47	—	26.5
小野田普通	$\frac{W}{C}$=0.65	1.53	1.51	2.25	2.45	32	38.5
	=0.45	1.60	1.56	—	2.44	—	36.0
	=0.35	1.76	1.76	2.29	2.47	23	28.8
	=0.25	1.94	1.95	2.44	2.54	21	22.9
小野田白色	$\frac{W}{C}$=0.65	1.45	1.42	2.25	2.45	36	42.0
	=0.45	1.52	1.49	2.28	2.48	33	39.7
	=0.35	1.70	1.67	2.30	2.51	26	33.5
	=0.25	1.92	1.92	2.37	2.58	19	25.7
小野田微細	$\frac{W}{C}$=0.65	1.34	1.33	2.24	2.38	40	44.0
	=0.45	1.57	1.54	2.21	2.36	29	34.8
	=0.35	1.73	1.72	2.25	2.38	23	27.5
	=0.25	2.01	2.05	2.32	2.38	13	14.8
宇部普通	$\frac{W}{C}$=0.65	1.55	1.50	2.15	2.38	28	36.9
	=0.45	1.62	1.58	2.17	2.39	25	33.8
	=0.35	1.80	1.78	2.22	2.41	19	26.4
	=0.25	2.00	2.00	2.35	2.47	15	18.8
宇部シリカ	$\frac{W}{C}$=0.80	1.05	1.02	2.06	2.32	—	56.0
	=0.65	—	1.15	—	2.31	—	50.3
	=0.45	—	1.45	—	2.27	—	36.3
	=0.35	—	1.66	1.94	2.26	—	26.5
宇部珪酸	$\frac{W}{C}$=0.65	1.22	1.19	2.01	2.31	39	48.5
	=0.45	1.48	1.48	2.00	2.40	26	35.0
	=0.35	1.67	1.66	2.04	2.30	18	27.9
	=0.25	1.79	1.87	2.15	2.30	13	19.0

種類		見掛比重(ρ_a) 乾燥狀態		眞比重(ρ_t)		空隙率($\psi\times100\%$)	
		浸水法	ρ_a; W_d/V_a 計算値	ルシヤテリー法	計算値	實測による	計算による
宇部黑色	$\frac{W}{C}$=0.65	1.28	1.22	2.11	2.28	40	46.6
	=0.45	1.49	1.43	—	2.29	31	37.6
	=0.35	1.61	1.58	—	2.29	26	30.9
	=0.25	1.80	1.80	2.37	2.34	24	22.8
宇部高級	$\frac{W}{C}$=0.65	1.40	1.33	2.15	2.32	35	42.5
	=0.45	1.57	1.57	2.18	2.34	28	32.8
	=0.35	1.83	1.76	2.21	2.38	20	25.4
	=0.25	1.99	2.03	2.33	2.44	15	17.2
磐城普通	$\frac{W}{C}$=0.65	1.37	1.36	2.16	2.36	36	42.4
	=0.45	1.55	1.54	2.20	2.39	31	35.8
	=0.35	1.77	1.74	2.23	2.42	20	28.0
	=0.25	2.02	2.03	—	2.47	14	17.8
磐城シリカ	$\frac{W}{C}$=0.65	1.23	1.21	2.06	2.36	41	48.6
	=0.45	1.49	1.47	2.08	2.39	29	38.2
	=0.35	1.66	1.68	2.11	2.38	21	29.2
	=0.25	1.91	1.96	2.22	2.41	11	18.8
大阪窯業シリカ	$\frac{W}{C}$=0.80	—	1.10	—	2.17	—	51.0
	=0.60	—	1.26	1.97	2.20	36	42.5
	=0.40	—	1.59	1.94	2.21	18	28.0
	=0.25	—	1.86	—	2.29	—	18.9
日本普通	$\frac{W}{C}$=0.65	1.38	1.34	2.16	2.35	—	43.0
	=0.45	1.58	1.53	—	2.38	—	35.7
	=0.35	1.76	1.73	—	2.41	—	28.1
	=0.25	1.98	2.00	—	2.46	—	19.0

更に眞比重を求めん爲めルシヤテリー法と計算法とを試みた，玆に云ふ計算法とは頗る素朴的な假定即ち結合水が水の容積を保ちつゝ硬化せるペースト中に存在せるものとし取扱ふ．

即ち眞比重を，$\rho_t=W_d/(V_c+W_w)$ ……の式により求む．但し

W_d＝絕對乾燥重量

W_w＝絕對乾燥重量－使用セメント重量

V_c＝使用セメント重量/ρ_t；ρ_t＝セメント眞比重（表－1）

兩者の結果は表－5 に示した總て計算値の方が大きく特に珪酸質セメントに於て其の差異が著しい．ルシヤテリー法の場合資料は實驗後碎石とし6ヶ月放置しをきしものを更に 100#級以下の粉末となし 200°C にて 24×3 hr 以上加熱し絕對乾燥を施せしものである．計算を主とせるものの場合の絕對乾燥重量には供試體形狀の儘 110 °C にて一定重量と成るまで加熱せるものなる故，結合水の外牢固着水をも含有せるものとも推測さる．從つて上式の W_d は眞の固體部分の重量より大なるものとも見做し得．其の上假定に關しても眞疑を確める必要がある．即ち兩者別個の意義を有するものと思推するも更に論究を進めんに實驗資料不足せるを以て此程度に止め，空隙率計算に際して浸水狀態の實驗中の諸性質を論ずる時玆に實用上絕對乾燥と云ふも常に牢固着水は一樣に含有せ

るものなれば此等狀態に對應せる眞比重として先づ計算によるものを使用した.

空隙率 (φ) は見掛及び眞比重 ρ_a, ρ_t, より $1-\rho_a/\rho_t=\varphi$ として計算す, ρ_a, ρ_t 値により上述の如く2種の φ 値を列擧す. 表—5 に示す如く φ は大體 0.15~0.50 程度である.

更に含水量との關係を求めん, 型外し後引續き浸水狀態を繼續するに供試體 W/C により增加速度異るも重量は漸次指數函數的に增加し材齡 30 日前後にて略ゝ一定値に達す. 即ち飽和狀態に達する重量より飽和狀態に於ける含水量 (w) を求む, 飽和狀態に於ける含水率は $P=\frac{w}{W_d}$ で表す, W_d は絕對乾燥狀態の重量である, 表—6 に此等の結果を示す.

表—6 飽和含水率表 ($P=w/W_d$)

種類		絕對乾燥重量 W_d	飽和狀態重量 W_s	含水量 $w(g)$	飽和含水率 $P=w/W_d$
淺野 P. C.	$\frac{W}{C}=0.65$	362.1	471	109	0.300
	$=0.45$	447.2	557	110	0.246
	$=0.25$	558.4	631	73	0.132
淺野マスコン	$\frac{W}{C}=0.65$	346.6	461	114	0.328
	$=0.45$	421.6	538	116	0.274
	$=0.32$	511.8	612	100	0.193
	$=0.25$	555.2	641	86	0.154
淺野高爐	$\frac{W}{C}=0.65$	347.0	464	117	0.337
	$=0.45$	424.9	536	111	0.260
	$=0.35$	495.8	591	85	0.710
	$=0.25$	562.2	626	56	0.099
淺野ベロ	$\frac{W}{C}=0.65$	359.6	489	130	0.352
	$=0.45$	442.2	553	111	0.252
	$=0.35$	501.4	594	92	0.184
	$=0.25$	568.2	629	61	0.107
秩父 P. C.	$\frac{W}{C}=0.65$	353.9	462	108	0.304
	$=0.45$	438.4	552	114	0.260
	$=0.35$	493.6	593	99	0.203
	$=0.25$	571.8	643	71	0.124
秩父珪酸	$\frac{W}{C}=0.65$	351.1	479	128	0.364
	$=0.45$	425.5	551	125	0.294
	$=0.35$	491.6	596	104	0.212
	$=0.25$	526.8	603	76	0.144
秩父高級	$\frac{W}{C}=0.65$	263.4	486	123	0.340
	$=0.45$	445.2	549	104	0.234
	$=0.35$	518.1	605	87	0.168
	$=0.25$	582.7	635	52	0.089
八幡高爐	$\frac{W}{C}=0.65$	351.1	499	148	0.422
	$=0.45$	420.8	546	125	0.296
	$=0.25$	522.4	615	92	0.170

種類		絶乾重量 W_d	飽和狀態重量 W_s	含水量 $w(g)$	飽和含水率 $P=w/W_d$
小野田 P.C.	$\frac{W}{C}=0.65$	351.1	451	100	0.285
	$=0.45$	436.0	549	113	0.258
	$=0.35$	502.3	600	98	0.195
	$=0.25$	560.7	631	70	0.125
小野田白色	$\frac{W}{C}=0.65$	338.5	449	110	0.325
	$=0.45$	420.8	541	120	0.286
	$=0.35$	476.9	582	105	0.224
	$=0.25$	550.9	628	77	0.140
小野田微細	$\frac{W}{C}=0.65$	355.4	484	128	0.360
	$=0.45$	439.5	552	112	0.256
	$=0.35$	494.7	587	92	0.186
	$=0.25$	584.7	637	52	0.890
宇部 P. C.	$\frac{W}{C}=0.65$	358.1	458	100	0.282
	$=0.45$	444.0	554	110	0.248
	$=0.35$	507.0	601	92	0.182
	$=0.25$	579.0	643	64	0.110
宇部シリカ	$\frac{W}{C}=0.8$	272.5	433	160	0.585
	$=0.65$	326.4	479	153	0.470
	$=0.45$	415.1	535	120	0.279
	$=0.35$	476.8	567	90	0.188
宇部珪酸	$\frac{W}{C}=0.65$	330.2	477	147	0.445
	$=0.45$	429.1	548	119	0.278
	$=0.35$	476.2	573	97	0.203
	$=0.25$	531.5	591	60	0.113
宇部黑色	$\frac{W}{C}=0.65$	322.9	548	125	0.380
	$=0.45$	408.2	526	118	0.288
	$=0.35$	459.8	558	98	0.214
	$=0.25$	525.5	591	65	0.124
宇部高級	$\frac{W}{C}=0.65$	355.2	486	126	0.354
	$=0.45$	445.2	554	109	0.248
	$=0.35$	508.3	600	92	0.181
	$=0.25$	580.6	640	59	0.102
磐城 P. C.	$\frac{W}{C}=0.65$	353.1	475	122	0.346
	$=0.45$	435.1	551	116	0.266
	$=0.35$	501.1	598	97	0.193
	$=0.25$	583.5	646	62	0.106
磐城シリカ	$\frac{W}{C}=0.65$	341.5	490	148	0.435
	$=0.45$	423.7	545	121	0.286
	$=0.35$	485.2	584	99	0.206
	$=0.25$	559.5	622	62	0.111

種類		絕乾重量 W_d	飽和狀態重量 W_s	含水量 $w(g)$	飽和含水率 $P=w/W_d$
大阪窯業	$\frac{W}{C}=0.8$	299.8	448	149	0.495
	$=0.6$	356.6	490	136	0.384
	$=0.4$	462.4	566	104	0.225
	$=0.25$	536.2	602	66	0.123
日本 P. C.	$\frac{W}{C}=0.65$	349.4	474	125	0.358
	$=0.45$	432.3	548	116	0.268
	$=0.35$	499.1	599	104	0.200
	$=0.25$	577.2	640	63	0.110

本報告の實驗に於ては，直接に必要なる溫度傳導率 (k^2) を測定し，熱容量 [W] を別に算定しをき，$k^2[W]=\lambda$ 式より熱傳導度 (λ) を求む．乾燥狀態並に吸水飽和狀態に於ける熱容量を夫々 [W_d], [W_s] とすれば，夫々

$$[W_d]=[C\rho_a]=C\rho_t(1-\varphi)$$

$$[W_s]=[C\rho_a]+P\frac{w_d}{V_a}=[C\rho_a]+P\rho_a$$

で示し得．但し C：比熱，ρ_a ρ_t：見掛眞比重，φ；空隙率，P：吸水率等である．表—5 の見掛比重の平均値 (ρ_a) を採る．

先づ各資料セメントに就き 60～70 gr 程度をとり溫度約 90°C～25°C 間の平均値比熱を混合法にて求め表—7 に示す．セメントペーストの比熱は乾燥狀態に於ける重量及び該試料の含有セメント量とより計算により求めた．斯くして得たるセメントペースト實質部の比熱は第 I 報[10]に記載せるものより稍々大である，本報告には計算値を採る．

表—7 比 熱 表(セメント)

種數	比熱	種數	比熱
A. P. C.	0.213	I. P. C.	0.198
A. M. C.	0.180	I. S. C.	0.196
A. K. C.	0.201	U. P. C.	0.197
A. V. C.	0.210	U. S. C.	0.208
T. P. C.	0.204	U. Kei. C.	0.204
T. S. C.	0.190	U. Kok. C.	0.193
T. H. C.	0.216	U. H. C.	0.209
Y. K. C.	0.226	O. S. C.	0.222
O. P. C.	0.223	N. P. C.	0.192
O. W. C.	0.226		
O. B. C.	0.207		

更に表—5, 6 と組合せ容易に [W_d], [W_s], を求め得．表—8 に此等の値を示す．

表—8 熱容量 $[W_d]$ $[W_s]$ 表

種別 品種	W/C	$[W_d]\left(\frac{gr.cal}{cm^3}\right)$	$[W_s]\left(\frac{gr.cal}{cm^3}\right)$	種別 品種	W/C	$[W_d]\left(\frac{gr.cal}{cm^3}\right)$	$[W_s]\left(\frac{gr.cal}{cm^3}\right)$
A. P. C.	0.25	0.634	0.891	O. B. C.	0.25	0.661	0.844
	0.45	0.531	0.919		0.35	0.565	0.885
	0.65	—	—		0.45	0.513	0.907
					0.65	0.435	0.913
A. M. C.	0.32	0.448	0.840	I. P. C.	0.25	0.618	0.833
	0.45	0.428	0.852		0.35	0.546	0.882
	0.65	0.408	0.881		0.45	0.493	0.901
					0.65	0.443	0.913
A. K. C.	0.25	0.593	0.786	I. S. C.	0.25	0.580	0.798
	0.35	0.543	0.843		0.35	0.510	0.858
	0.45	0.480	0.880		0.45	0.442	0.862
	0.65	0.441	0.913		0.65	0.372	0.897
A. V. C.	0.25	0.632	0.844	U. P. C.	0.25	0.600	0.820
	0.35	0.585	0.886		0.35	0.563	0.887
	0.45	0.518	0.911		0.45	0.505	0.897
	0.65	0.459	0.926		0.65	0.479	0.902
T. P. C.	0.25	0.590	0.840	U. S. C.	0.35	0.525	0.837
	0.35	0.535	0.884		0.45	0.454	0.858
	0.45	0.495	0.901		0.65	0.351	0.891
	0.65	0.465	0.905		0.80	0.308	0.900
T. S. C.	0.25	0.526	0.794	U.Kei. C.	0.25	0.573	0.783
	0.35	0.492	0.850		0.35	0.510	0.847
	0.45	0.441	0.876		0.45	0.460	0.872
	0.65	0.410	0.883		0.65	0.364	0.894
T. H. C.	0.25	0.670	0.852	U.Kok.C.	0.25	0.521	0.746
	0.35	0.618	0.919		0.35	0.469	0.807
	0.45	0.555	0.925		0.45	0.429	0.844
	0.65	0.490	0.953		0.65	0.370	0.847
Y. K. C.	0.25	0.565	0.874	U. H. C.	0.25	0.642	0.852
	0.45	0.483	0.915		0.35	0.577	0.895
	0.63	0.425	0.941		0.45	0.528	0.920
					0.65	0.452	0.932
O. P. C.	0.25	0.606	0.850	O. S. C.	0.25	0.595	0.824
	0.35	0.568	0.911		0.40	0.538	0.895
	0.45	0.512	0.914		0.45	—	—
	0.65	0.494	0.924		0.60	0.430	0.913
O. W. C.	0.25	0.570	0.839	N. P. C.	0.25	0.595	0.815
	0.35	0.519	0.893		0.35	0.535	0.881
	0.45	0.472	0.897		0.45	0.482	0.890
	0.65	0.456	0.916		0.65	0 430	0.908

表—8 より $[W_d]\sim\varphi$ の関係を圖示するに圖—2 の如くなる，$[W_d]\sim\varphi$ は實驗誤差の範圍程度にて直線の關係にある．$[W_d]\sim\varphi$ はセメント種類により可成り異るもので大小順序下記の如し．

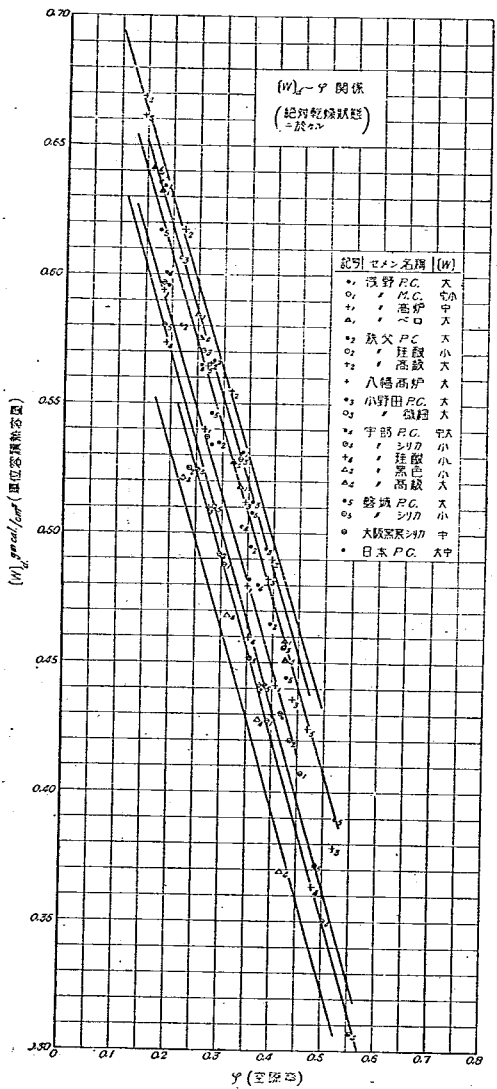
普通セメント竝に早强セメントに類するものは $[W_d]$ の値が大きく，

高爐セメント，珪酸質セメントの順序に減少し，

宇部黑色セメント特に小なる値を示してゐる．

以上簡單ながら供試體セメントペーストの本報告に必要なる特性を述べた，ペーストの空隙率，比熱等に關する嚴密なる檢討は此後の研究に俟つべきである．

圖—2　セメントペーストの熱容量～空隙率の關係



II. 試驗に就て

[1] 試驗方法

第 I 報[11]に詳細記述せし如く測定法に考慮すべき點あるも，本試驗に於ては直接溫度傳導率を測定する過渡法をとる．

恒溫槽溫度には θi(18°C～20°C) 及び θa (35°C～40°C) 程度の二種を使用した，最初低溫度槽に浸し中心の溫度が 0.1 C° の差以下にて恒溫槽と同溫度になるを待つ，本供試體に於ては 2 時間餘にて充分である，然る後高溫槽に素早く移し，中心溫度の上昇を銅～コンスタンタンカップルにて讀取る．通常30分程度にて讀取試驗を終了す．

中心溫度の讀取り結果よりの溫度傳導率 (k^2) 算定は第 I 報 II—[3] の算式 $\theta=\theta a-(\theta a-\theta i)\Sigma\mathrm{I}(r)\Sigma\mathrm{II}(z)$[12] によるものである．供試體兩端よりの影響 $\Sigma\mathrm{II}(z)$ は圓壔の長さ及び溫度傳導率によるもので I 報の場合の圓壔高 45 cm に比較し本試驗の場合 15 cm, $k^2=0.004$ 以下程度にて全く同樣に其の影響を求め得るも，本實驗時間中に於ては全く影響を度外視し得．

I—[2] に述べし如く供製體を作成し 24 時間後型より外し其の後水中養生を繼續しつゝ所要の試驗を繰返す．試驗は作成後 3 日位より施行す，材齡 2 日位にては未だ水和熱の影響あるものゝ如く試驗中時間の經過と共に溫度傳導率著しく增大する如く測定され其の算定全く不可能と成る，其れ故上述の如く通常材齡 3 日又は 4 日より試驗を開始す．其の後 3~4 日毎に試驗を繰返し其の都度重量を測定し材齡 24~28 日に至る．常に水中養生の狀態を繼續するを以て重量は全く漸進的に一定に近く，約 24—28 日にて重量一定に近くを以て，此程度にて一先づ試驗を中止し北向の比較的溫度一定の室內に放置し室內乾燥を約 3 ヶ月間繼續し後絕對乾燥後の試驗を爲し然る後含水量空隙率等を測定す，其等の詳細は既に I—[3] に記述す．

[2] 供試體の含水狀態に於ける實驗結果 (異るセメントの試驗結果)

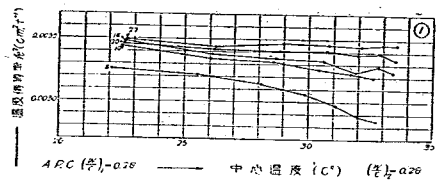
玆に述べんとするは供試體作成後引續き行れた水中養生期のもの〻試驗結果である．セメントの種別により分類し得るも製造者名により一纏めとし記述し便宜上ローマ字の頭文字を略號に用ふ．

1. A 工場製品 A.P.C.; A.M.C.; A.K.C.; A.V.C.; 4 種

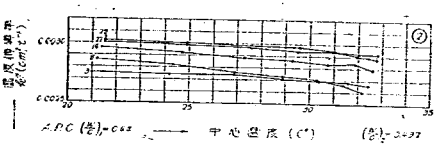
實驗方法は既に述べし如く，恒度溫度は $\theta a=35°C$, $\theta i=18°C$ とす．各々異なる W/C 比の供試體に就き中心溫度の上昇時間的變化より溫度傳導度 (k^2) と中心溫度 θc の關係を算定す．結果を圖示すれば圖—3 を得．

A.P.C. 結果．

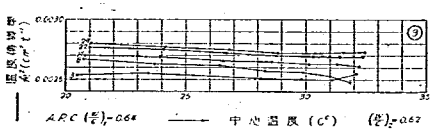
圖—3—1



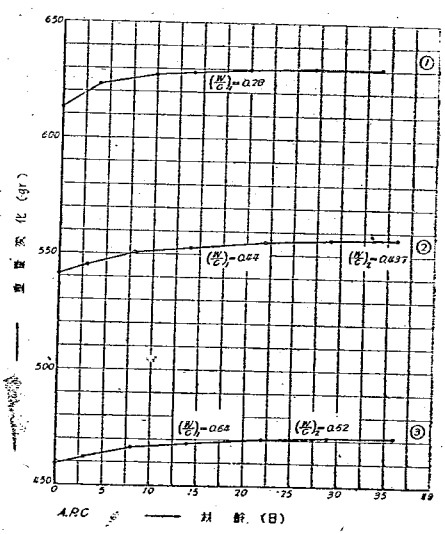
圖—3—2



圖—3—3



圖—3—4



圖—3—1～3—3 は $\left(\frac{W}{C}\right)_1=0.28$; $=0.44$; $=0.64$……の k^2～θc の關係を示すもので，材齡 3 日；$(W/C)_1=0.28$ 以外實驗溫度範圍內にて k^2 は溫度增加に伴ひ稍々減少の傾向を示すも常數と見做し得．各圖表には $\left(\frac{W}{C}\right)_1, \left(\frac{W}{C}\right)_2$ の値を記入しをく．$\left(\frac{W}{C}\right)_1, \left(\frac{W}{C}\right)_2$ の意味は既に說明す．

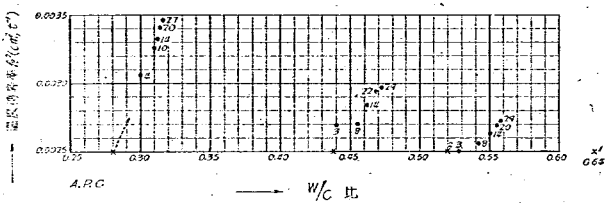
圖—3—4 は水中養生中の重量の增加と浸水日數（材齡と同じ）との關係を示すもので，

1) 30 日前後まで漸進的に增加し一定値に近づく．

2) 增加率は $\left(\frac{W}{C}\right)_1$ の値の小なる程大である．

此等の圖表より飽和狀態に於ける含水量を求め得．圖—3—1～3—3，より θc 溫度 25 °C に對する溫度傳導率を各 W/C に對して圖示すれば圖—3—5 の如きものを得，但し茲に云ふ W とは含水量をも含む供試體内の水量を示す．

圖—3—5；k^2～W/C の關係



圖—3—5 内 W/C 軸上にある X_1, X_2 は夫々 $\left(\frac{W}{C}\right)_1$, $\left(\frac{W}{C}\right)_2$ を示すもので，$\left(\frac{W}{C}\right)_1$, $\left(\frac{W}{C}\right)_2$ の値略同一なる時は X とする．同圖より k^2 に關し二三の性質を要約し得．

1) k^2 は製作時の W/C の增加に伴ひ著しく減少するも，水中養生中 W/C の增加に伴ひ增加す．

2) k^2 の材齡による增加中最も著しき要素は吸水によるものゝ如し．(材齡は浸水繼續時間をも意味す)

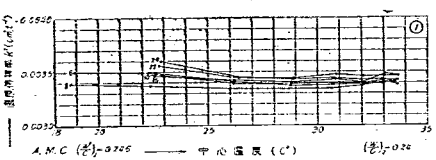
3) 製作時の W/C の小なるもの水養生中の增加率大である．硬化現象に伴ふ k^2 の變化も影響するものゝ如きも吸水の影響とを分離し得ず．隨つて，適切な實驗に根據を有する解釋を下し得ず．

4) k^2 値として，

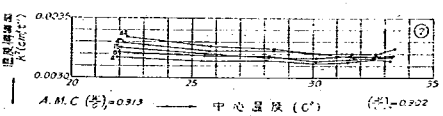
W/C=0.3～0.57 に對し (0.0035～0.0030) 乃至 (0.0027～0.0025) ($cm^2 \cdot t^{-1}$) を得．但し材齡約 (3日～29日) とす．

A.M.C. 結果．先づ溫度傳導率 (k^2)～θc 中心溫度との關係を示すに圖—4—1,～4—4 の如し．

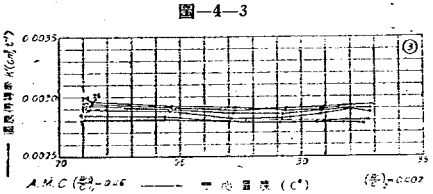
圖—4—1



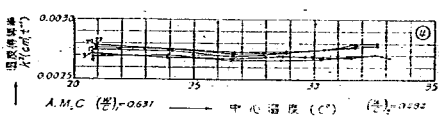
圖—4—2



圖—4—3



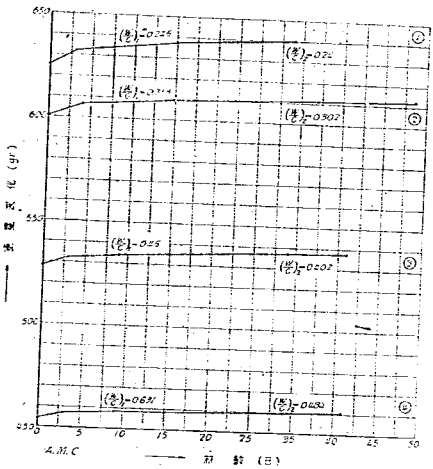
圖—3—4



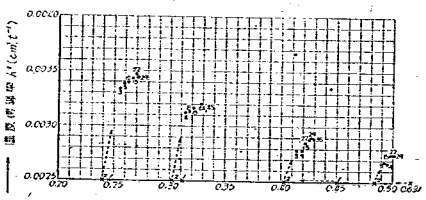
$(W/C)_1$; 0.245; 0.313; 0.450; 0.631 に對するもので實驗誤差範圍内で全く中心温度に無關係に一定である. 材齡の增加に伴ひ k^2 は增加す, 實驗中の重量增加は極めて緩漫であるが其の傾向は A.P.C と全く同樣である.

圖—4—5 は其等の關係を示す.

圖—4—5



圖—4—6 k^2～W/C の關係



更に温度傳導率 k^2 と W/C の關係を求める爲め中心温度 $\theta c=25°C$ に對する k^2 をとる, 圖—4—6 は斯くして得たるものである.

圖—4—6 中 W/C 軸上に前述の如く X_1 X_2(又は X^2) を示す, k^2 の材齡 W/C に關する傾向は A.P.C. の場合と全く類似す. 但し特に硬化に伴ひ本質的に k^2 が減少する傾向が表れてゐる.

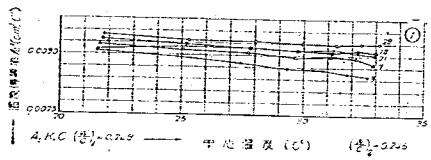
k^2 の範圍を記入す.

W/C=0.25～0.50 に對し, (0.0035～0.00334) 乃至 (0.00275～0.0026)cm^2t^{-1} を得. 但し材齡約(3日～30日)とす.

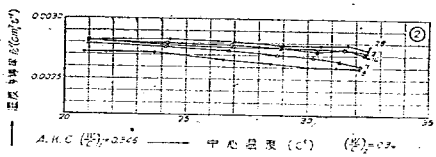
A.K.C. 結果.

恒温槽温度同樣 18°C 及び 35～36°C とす, 中心温度 (θc) と温度傳導率 (k^2) の關係は圖—5—1～5—4 の如し.

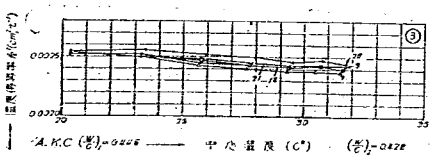
圖—5—1



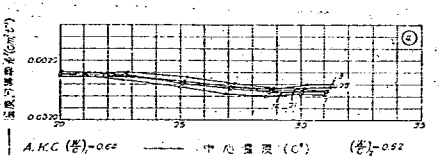
圖—5—2



圖—5—3



圖—5—4



各試料の $\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.248；0.346；0.445；0.64……にて $\left(\frac{W}{C}\right)_2$ は夫々圖中に記入した.

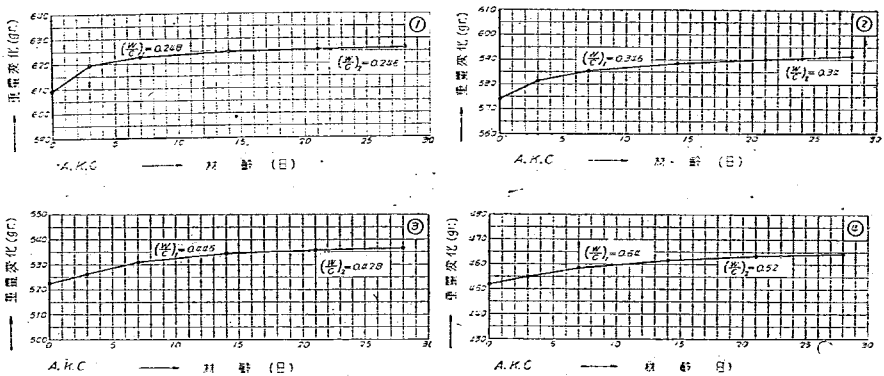
k^2 の特性.

1) k^2 は温度と共に極めて緩慢なれども稍〻減少す.

2) 材齢と共に $\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.248；0.346 に對するものは増加するも，$\left(\frac{W}{C}\right)_2$=0.445；0.64に對するものは一旦減少する如き傾向を示す. 圖—5—6 を參照すれば明白に其の傾向を知り得.

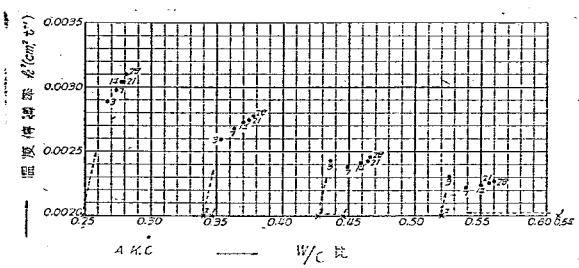
試驗中重量變化は圖—5—5 に示す.

圖—5—5　試驗中重量變化　1～4



$\left(\frac{W}{C}\right)_1$ の大なるものの重量増加少き傾向は全く上述せるものと同じ.

圖—5—6　k^2～W/C の關係



更に温度傳導率 (k^2) と W/C の關係を求む，中心温度 (θc) 27°C に對する k^2 値と W/C の關係を圖示すれば圖—5—6 の如きものを得.

圖中 X^1, X^2, X, は既に述べし X_1, X_2, X, と同じものである. 圖面の便宜上記號を變更した. k^2 は A.P.C；A.M.C. に比較するに値著しく少く且つ材齢による變化傾向も全く異るものである. 即ち

1) W/C=0.25～0.57……に對し (0.0029～0.0031) 乃至 (0.0023～0.00222～0.0028)cm^2t^{-1} を得. 但し材齢約

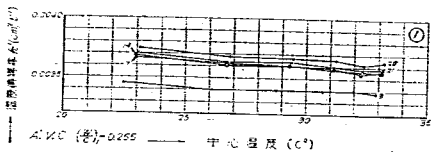
（3日～28日）とす.

2) W/C=0.43 程度以上のものに對し k^2 は材齡の增加に伴ひ吸水するに拘らず一旦減少する特性を明かに示す.

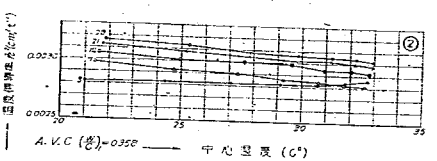
A.V.C. 結果.

恒温槽温度は $\theta i \fallingdotseq 18°C$, $\theta a = 35°C$ とし中心温度 θc と温度傳導率の關係は下記圖—6—1～6—4の如し.

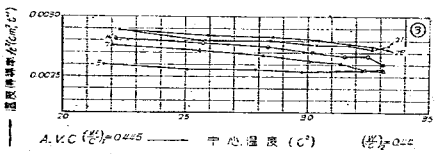
圖—6—1



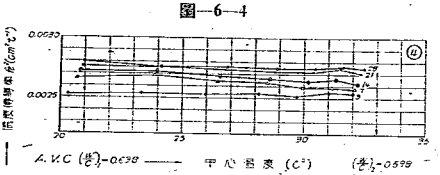
圖—6—2



圖—6—3



圖—6—4

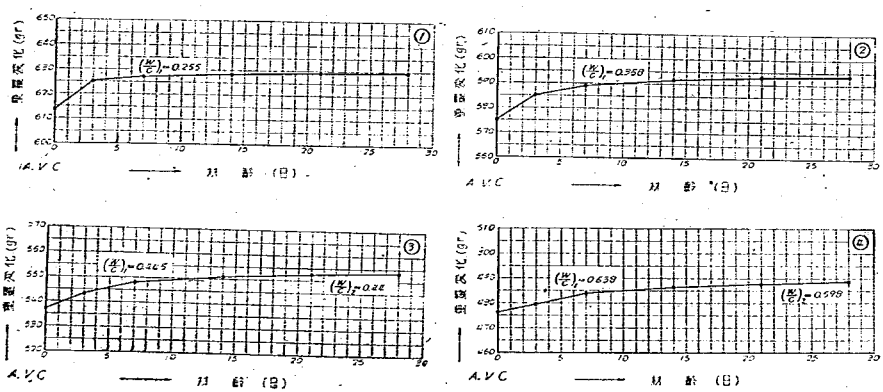


各試料の $\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.255; 0.358; 0.445; 0.638……にて $\left(\frac{W}{C}\right)_2$ をも夫々圖中に記入す, 但し $\left(\frac{W}{C}\right)_1$ と大差なきものは省略す.

k^2 は温度に關係無く一定であり材齡による變化も A.P.C.; A.M.C. と類似のものである.

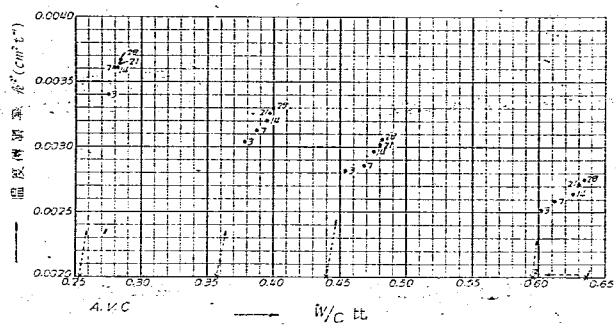
試驗中の重量變化も圖—6—5 の如く, 全く一般と同じ傾向を有す.

圖—6—5　試驗中重量變化　1～4



溫度傳導率 (k^2) と W/C の關係を見んに圖—6—6 は θc=27°C に於ける此等の關係を示すもので, W/C の小なる場合材齡の增加に伴ひ k^2 は一樣に增加するも W/C の大なるものに於ては增加率の少なる A.K.C. の如き傾向を顯著にとらざるも，現象の根底に全く類似の要素の存在するもの、如く詳細は此後の研究に俟つべきである．W/C 軸上の $\left(\frac{W}{C}\right)_1=X^1$, $\left(\frac{W}{C}\right)_2=X^2$ の配置を見るに比較的變化が少い

圖—6—6　k^2～W/C の關係



k^2～値,

W/C≒0.275～0.64……に對し k^2(0.0034～0.00376)乃至(0.0025－0.00275) cm^2t^{-1} を得, 但し材齡約(3日～28日)とす.

以上 A 系の 4 種に就き實驗結果を述べた．溫度傳導率材齡關係に於て A.K.C. が特種の傾向をとる事を知る．空隙率等即ち實質部に於ける溫度傳導率の値は直接各試料の性能を比較するに便なるも後節取纏めて記述せん．

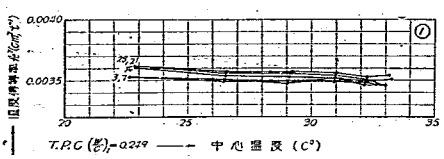
以下記述を簡略にする爲め，恒溫槽溫度 θi, θa 總て 18°C, 35°C 及び $\left(\frac{W}{C}\right)_1=X_1$(又は$X^2$), $\left(\frac{W}{C}\right)_2=X_2$ (又はX^2), X の說明等の如き共通のものは總て省略し結果のみ簡潔に記述す．且つ k^2～θc 關係圖，重量～材齡關係圖をも適宜省略す．

2. T 工場製品 T.P.C.; T.S.C.; T.H.C. ; 3 種

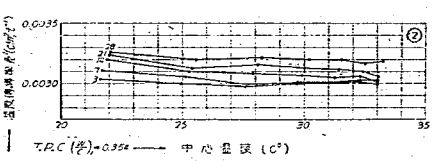
T.P.C. 結果.

溫度傳導率 (k^2)～中心溫度 θc の關係は圖—7—1～7—4に示す．$\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.249; 0.354; 0.45 ; 0.635とす.

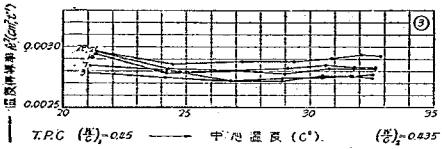
圖—7—1



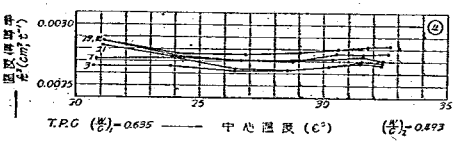
圖—7—2



圖—7—3



圖—7—4



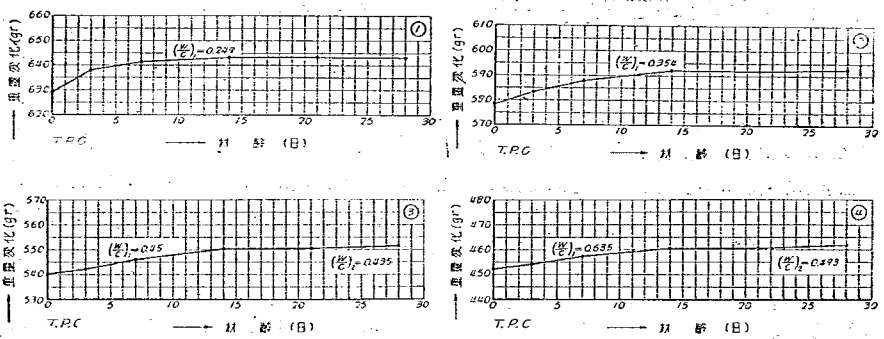
k^2 の特性下記の如し.

1) 溫度傳導率 k^2 は實驗誤差範圍內で溫度に無關係にて一定である.

2) 材齡 5 日以後增加に伴ひ k^2 は增加し若材齡期に於ては吸水著しきも k^2 の增加は著からず實質部の k^2 に就ては減少の傾向を示す.

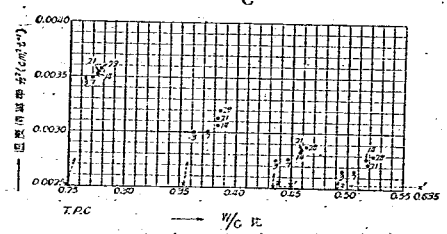
同圖中に $\left(\frac{W}{C}\right)_2$ の値を記入し, 圖—7—6 の (W/C) 軸上に $\left(\frac{W}{C}\right)_1$, $\left(\frac{W}{C}\right)_2$ を示した. 試驗中は浸水狀態にて重量は緩漫に增大するものにて圖—7—5 に其傾向を示す.

圖—7—5 試驗中の重量變化 1～4



重量增加は 25 日前後にて一定に達するものの如く, $(W/C)_1$ の小なる場合若材齡期に於て變化大きく且つ一定値に達する日數が少い. 圖—7—1～7—4 より中心溫度約 $\theta_C=27°C$ に對應する溫度傳導率 k^2 をとり $\left(\frac{W}{C}\right)$ との關係を求め圖—7—6 に示す. k^2 の値は大體 A 系のポートラントセメントと同程度の値であるが, 材齡 3, 7, 14, 21, 28 日に於ける 3 値の變化傾向を考察するに A 系の A.K.C. に類似のものがある.

圖—7—6 $k^2 \sim \frac{W}{C}$ の關係



k^2 の値; ……

W/C=0.25～0.53……に對し

k^2 (0.00348～0.00358) 乃至 (0.00265～0.0028) cm^2t^{-1} を得. 但し材齡約 (3日～28日) とす.

材齡による變化は變質型の傾向をとる.

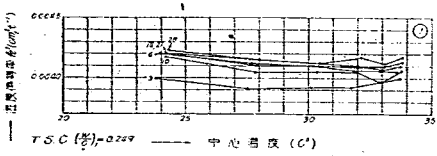
T.S.C. 結果.

中心溫度 θc と溫度傳導率 k^2 の關係を求め圖—8—1 ～ 8—4 を得.

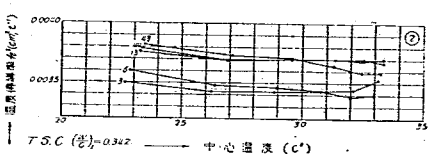
k^2 の特性; ……

1) 實驗上溫度に無關係で k^2 値は一定なるも $\left(\frac{W}{C}\right)_1$ の小なるもの, 材齡 3 日に於ては實驗中時間の經過に

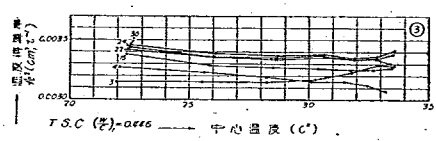
圖—8—1



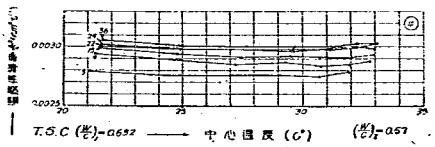
圖—8—2



圖—8—3



圖—8—4

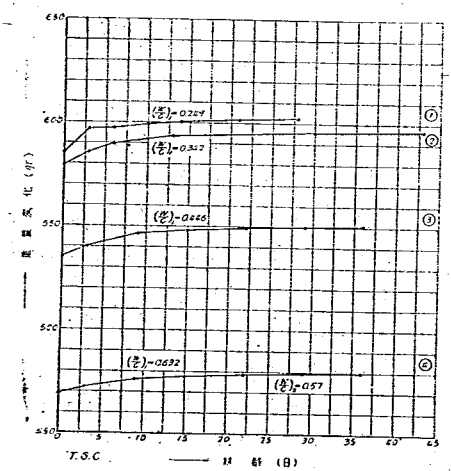


伴ひ水和熱の爲めか k^2 稍々增大し測定されてゐる.

2) W/C の小なる場合材齡に對する k^2 の變化が不規則である.

圖中 $(W/C)_1$, $(W/C)_2$ を記入す, 此等の關係より水量を多量消化し得る能力のある事が分る. 試驗中重量の增加する傾向は圖—8—5 の如く $\left(\frac{W}{C}\right)_1$ の大小に拘らず略ゝ一定である, 但し $\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.632 に對するもののみ稍々僅小である.

圖—8—5 試驗中重量變化



更に k^2～W/C の關係を明かにする爲め θc 溫度約 27°C に對する k^2 値をとるに圖—8—6 の如し.

水中での k^2 値の著しく大なる事の外, 材齡による移轉傾向が一見不規則なる如き形狀を示してゐる, 然れども k^2 値は硬化作用の進展に伴ひ一旦增大し後減少し更に吸水により增大するものとするに, $\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.249 の場合此等總ての變化が測定觀察され, 其の他の場合には第一階程の增加は測定されず次に起る減少階程より測定されると推論し得.

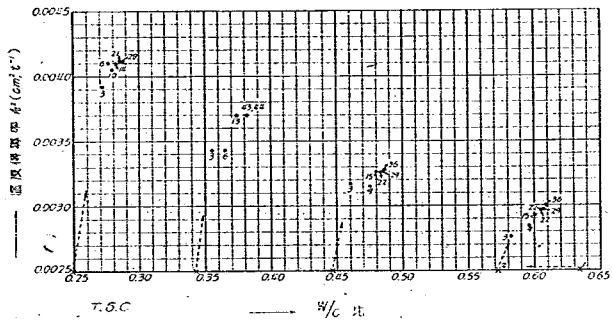
k^2 の値; ……

W/C=0.27～0.62 に對し

k^2(0.00392～0.00412) 乃至 (0.00277～0.0030)cm^2t^{-1}

を得. 但し材齡約 (3日～36日) とす.

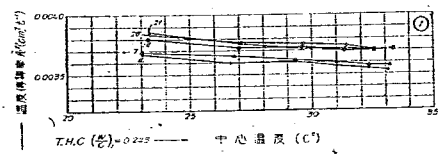
圖—8—6 K^2～W/C の 關 係



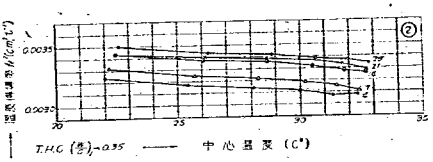
T.H.C. 結果.

温度傳導率 K^2 は圖—9—1～9—4 に示す如く温度の增加に伴ひ稍々減少の傾向を示し，材齡による變化も正常である．$\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.243; 0.35; 0.447; 0.64 の 4 種にて $\left(\frac{W}{C}\right)_2$をも記入す.

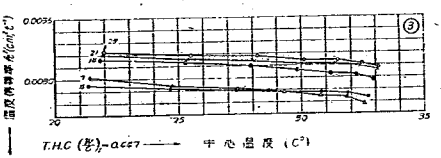
圖—9—1



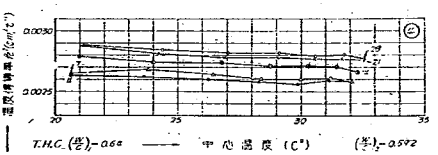
圖—9—2



圖—9—3

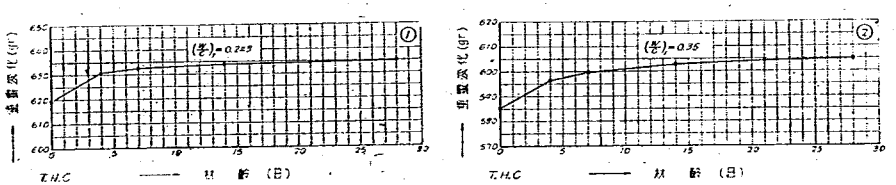


圖—9—4

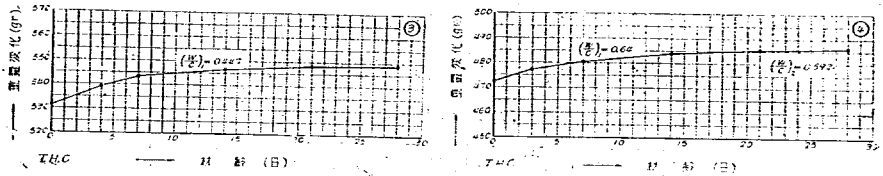


試驗中重量の變化は圖—9—5 に示す如く $\left(\frac{W}{C}\right)_1$の大なるもの少き傾向をとる.

圖—9—5 試驗中重量變化 (1～2)

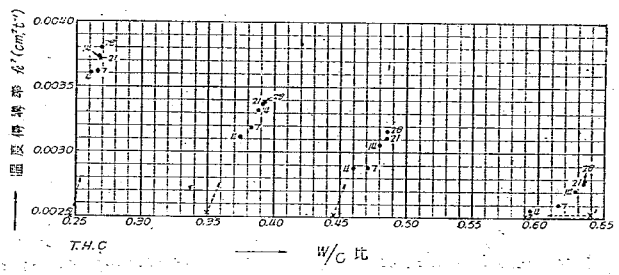


圖—9—5；3～4



更に中心溫度約 27°C に對する k^2 値と (W/C) の關係を圖—9～6 に示すにW/C による變化比較的緩慢であり材齡による變化も正常なるも變質的傾向が W/C の增加に伴ひ顯れてゐる.

圖—9—6 k^2～$\frac{W}{C}$ の 關係



k^2 の値；……

$\frac{W}{C}$=0.26～0.635 に對し，k^2(0.0036～0.0038) 乃至 (0.00256～0.0028)cm^2t^{-1} を得，但し材齡(4日～28日) とす.

3. Y工場製品 Y.K.C.

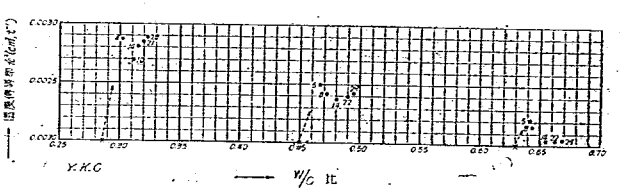
Y.K.C. 結果

$\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.284；0.447；0.634 の 3 種にて，$\left(\frac{W}{C}\right)_2$=0.284；0.447；0.630……となり水和能力の大なる事は珪酸質系に似てゐる. 溫度傳導率 (k^2) と中心溫度 θc との關係は圖省略するも θc 溫度の上昇に伴ひ稍減少する傾向を示す.

重試驗中の重量の增加傾向は $\left(\frac{W}{C}\right)_1$の小なるもの著しく一般のものと大差無し.

溫度傳導率 k^2 と W/C の關係を見んに平均値に近き 27°C に對する k^2 をとる，圖—10 は斯くの如くして得たる k^2～W/C 關係である.

圖—10 k^2～W/C の 關 係



A.K.C の項にて述べし如き温度傳導率 (k^2) の特異性即ち材齢の増加と共に管體部の k^2 の變化樣式として一旦著しく減少し然も減少速度が製作時の$\left(\frac{W}{C}\right)_1$の値により著しく異る事即ち$\left(\frac{W}{C}\right)_1$の大なるものの速度緩慢なる事を示す.

k^2 値の小なる事も A.K.C. の場合と同じ傾向である. 圖中 X は$\left(\frac{W}{C}\right)_1 \fallingdotseq \left(\frac{W}{C}\right)_2$の値を示す.

k^2 値;

W/C=0.30……0.67 に對し k^2(0.0027～0.0029) 乃至 (0.0022～0.00205)cm^2t^{-1} を得, 但し材齢約 (4日～28日) とす.

4. O工場製品 O.P.C.; O.W.C.; O.B.C., 3種

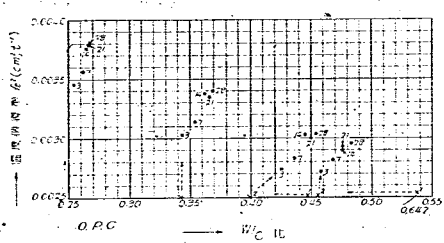
O.P.C. 結果.

$(W/C)_1$=0.244; 0.347; 0.44; 0.642……の 4 種, 型出し直後の$\left(\frac{W}{C}\right)_2$は圖中にも記入す. 温度傳導率 ($k^2$)～$\theta c$ の關係圖は省略するも k^2 の傾向は中心温度に拘らず略〻一定値を示す.

試驗中の重量變化は主として吸水によるもので$\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.244のものは指數函數の形狀を明瞭に示すも$\left(\frac{W}{C}\right)_1$の増加に伴ひ從來のものに類似す. 變化の程度は僅少なるも試驗の材齢域内では未だ嚴密に一定値を示さず.

更に温度傳導率 k^2～W/C の關係を明かにせん爲め, 中心温度約 27°C に對する k^2 値を求め圖—11 の如きものを得. 特性下記の如し.

圖—11 k^2～W/C の 關 係



1) k^2 値は比較的大なるもの〻分類に屬し材齢による變化は完全な正規性を示してゐる.

2) k^2 値; ……

W/C=0.25～0.485 に對し

k^2 (0.00345～0.0038) 乃至 (0.0027～0.00296) cm^2t^{-1}を得. 但し材齢約(3日～28日) とす.

O.W.C. 結果.

供試體型入眞珠$\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.236; 0.344; 0.44; 0.638; ……の 4 種, 型出し直後値$\left(\frac{W}{C}\right)_2$は圖中に記入した.

温度傳導率 k^2～θc の關係圖は省略するも, k^2 の傾向は中心温度の増加に伴ひ稍〻減少の傾向あるも略〻一定である.

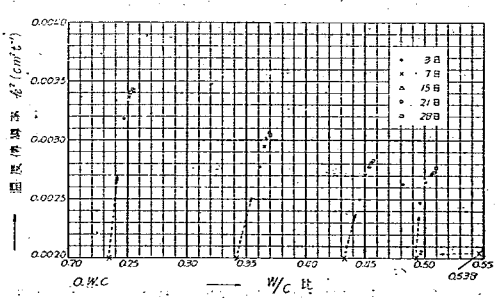
試驗中の重量變化は主として吸水によるものの如く, 總て指數函數的に變化し全く正規的である.

更に温度傳導率 k^2～W/C の關係を明かにせん爲め中心温度 θc 約 27°C に對する k^2 値を求め圖—12 を得.

k^2 値の特性下記の如し.

1) k^2 値は中等程度の大さにて材齢による變化は正規的なるも若材齢期に於ける

圖—12 k^2～W/C の 關 係



變化特に著し.

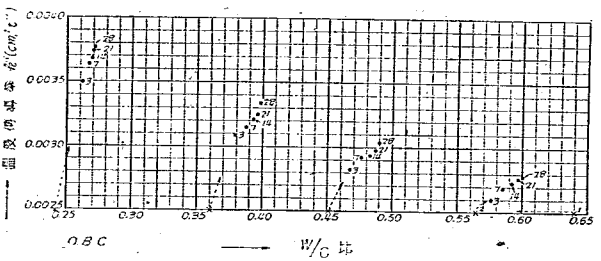
2) k^2 値;

W/C=0.25～0.51 に對し k^2(0,00318－0,00343) 乃至 (0,0025～0,00278) cm^2t^{-1} を得, 但し材齡約 3 日～28 日とす.

O.B.C. 結果

$\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.244 ; 0.452 ;0.36 ; 0.64……4 種にて圖—13 は中心温度 θc 約 27°C に對する k^2～W/C 關係を示す. 特性下記の如し.

圖—13 k^2～W/C の 關 係



1) 温度傳導率 (k^2) は大にて温度 θc に拘らず略ゝ一定である.

2) k^2 の材齡による變化は全く正規的であり且つ材齡28日に至るも未だ幾分變化する傾向をとる.

3) 試驗中重量變化比較的顯著なるも其の傾向は從來のものと同じ.

4) k^2 値;

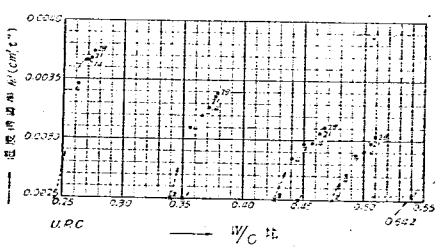
W/C=0.26～0.60 に對し k^2(0.0035～0.00378) 乃至 (0.0026～0.00278) cm^2t^{-1} を得, 但し材齡 3 日～28 日とす.

5. U 工場製品 U. P. C. ; U. S. C. ; U. Kei, C. ; U. Kok. C. ; U. H. C. ; 5 種.

U.P.C. 結果

$\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.246 ; 0.352 ; 0.447 ; 0.642……の 4 種にて圖—14は中心温度約 27°C に對する k^2～W/C 關係を示す. k^2 の特性下記の如し.

圖—14 k^2～W/C の 關 係



1) 温度傳導率 (k^2) は大にて, 温度 θc に拘らず略ゝ一定である.

2) 材齡による變化は全く正規的であり且つ材齡 28 日に至るも幾分變化する傾向をとる.

3) 試驗中重量變化には特異性無し.

4) k^2 値;—

W/C=0.26～0.51に對しk^2(0.00348～0.00374) 乃至 (0.0027～0.00304) cm^2t^{-1} を得. 但し材齡4日～28日とす.

U.S.C. 結果

$\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.832 ; 0.643 ; 0.45 ; 0.344……の 4 種にて圖—15 は中心温度約 27°C に對する k^2～W/C 關係を示す.

k^2 の特性下記の如し.

1) 温度傳導率(k^2)は U. P. C. より小さく,* 温度 θc に拘らず略〻一定である. (*W/C=0.25附近にては大差無し)

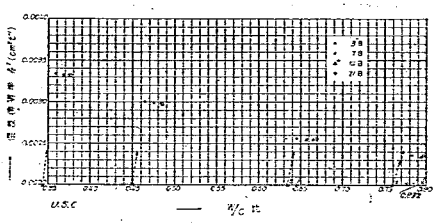
2) 材齡による變化は著しく少く且つ實質部の k^2 は材齡と共に減少するものにて, U. P. C. と大いに異る傾向を示す.

3) 試驗中重量變化には特異性無し.

4) k^2 値;—

(W/C)=0.36～0.796 に對し (0.003340.00332) 乃至 (0.0024～0.00235) cm^2t^{-1}, を得但し材齡 3 日～21日とす.

圖—15　k^2～W/C の 關 係

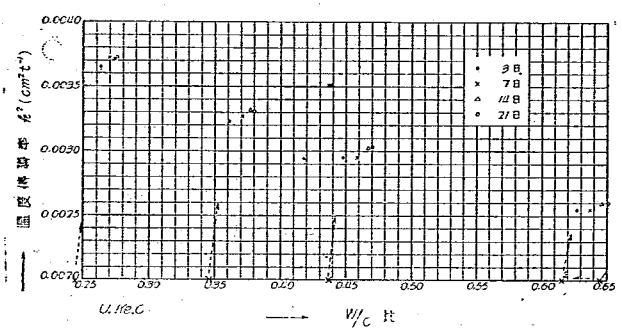


U.S.C　——　W/C 比

U.Kei.C. 結果

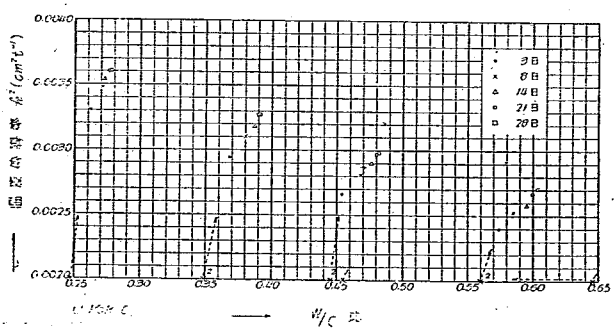
$\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.246 ; 0.346 ; 0.437 ; 0.645……の 4 種にて圖—16 は中心温度約 27°C に對する k^2～W/C の關係を示す.

圖—16　k^2～W/C の 關 係



U.Kei.C　——　W/C 比

圖—17　k^2～W/C の 關 係



——　W/C 比

k^2 の特性下記の如し.

1) 温度傳導率(k^2)は比較的大きく, 温度 θc に拘らず略〻一定である.

2) 材齡による變化は前節 U. S. C. より異狀性少きも k^2 は材齡と共に一旦減少する傾向を示す.

3) 試驗中重量變化には特異性無きも材齡21日に於て未だ增加傾向を示す.

4) k^2 値;—

W/C=0.262～0.65……に對し (0.00365～0.00372) 乃至 (0.00255～0.0026) cm^2t^{-1} を得. 但し材齡 3 日～21日とす.

U.KoK.C. 結果

$\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.245 ; 0.352 ; 0.455 ; 0.645 ;……の 4 種にて圖—17 は中心温度約

27°C に對する k^2～W/C の關係を示す.

k^2 この特性下記の如し.

1) 溫度傳導率 (k^2) は普通大の値にて溫度 θ_C に拘らず一定である. 但し $(W/C)_1=0.245$ の場合のみ溫度上昇 (時間經過) に伴ひ稍〻減少の傾向を示す.

2) 材齡による k^2 の變化は正規的にて吸水による結果の如く變化す.

3) 試驗中重量變化特異性無し.

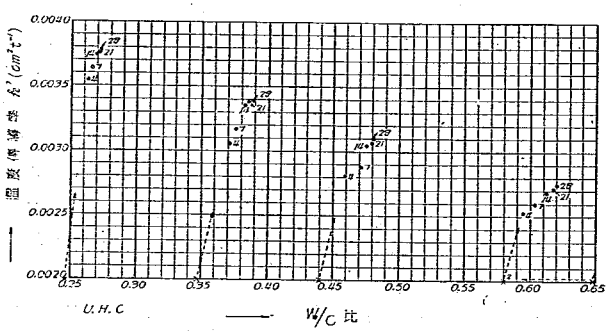
4) k^2 値;—

W/C=0.26～0.605……に對し k^2(0.0033～0.0036) 乃至 (0.0024—0.0027)cm^2t^{-1} を得, 但し材齡 3 日～28日とす.

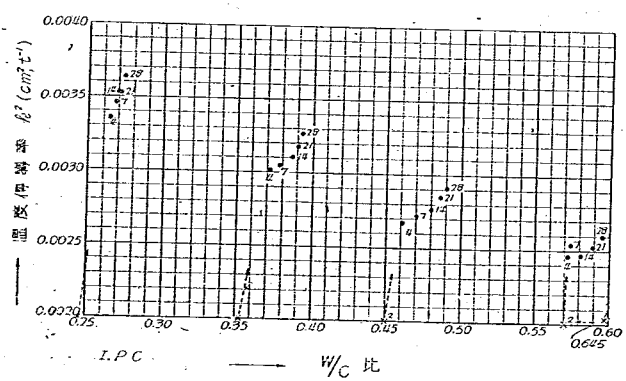
U.H.C. 結果

$(W/C)_1=0.245$; 0.347 ; 0.441 ; 0.648……の 4 種にて圖—18 は中心溫度約 27°C に對する k^2—W/C の關係を示す.

圖—18 k^2～W/C の關係



圖—19 k^2～W/C の關係



k^2 の特性下記の如し.

1) 溫度傳導率 (k^2) は大なる値を有し, 溫度上昇(時間經過) に伴ひ稍〻減少する傾向を示す.

2) 材齡による增加は全く正規的で吸水の影響による如き傾向を示す.

3) 試驗中重量變化は全く正規的なるも材齡28日に於ては未だ一定に停止せず.

4) k^2 値;—

W/C=0.262～0.63 に對し k^2(0.00355～0.00378) 乃至 (0.00253～0.00275) cm^2t^{-1} を得, 但し材齡 4 日～28日とす.

6. I 工場製品 I.P.C.; I.S.C.; 2 種

I.P.C. 結果

$\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.246 ; 0.352 ;

0.455；0.642……の4種にて圖—19は中心溫度約 27°C に對する k^2～W/C の關係を示す，k_2～θc を見るに溫度上昇（此場合時間經過）と共に k^2 の著しく最大 6 %程度も減少する如き傾向を示すも水和熱の影響によるか不明なるを以て平均値を與ふ如き溫度 27°C をとり，圖—19 の如き k^2～W/C の關係を得.

k^2 の特性下記の如し.

1) 溫度傳導率（k^2）は比較的大にて溫度上昇（時間經過）に伴ひ著しく減少する如く測定されてゐるが更に吟味を要す.

2) 材齡による變化は正規的の如し.

3) 試驗中重量變化には特異性無し.

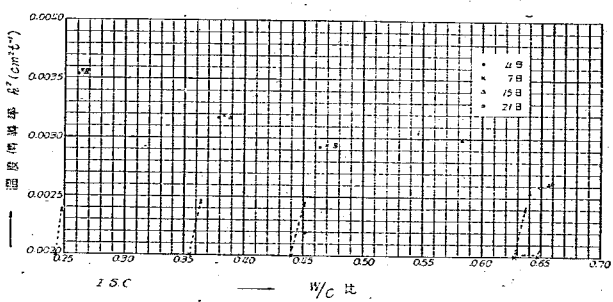
4) k^2～値；—

W/C＝0.264～0.595……に對し k^2(0.00335～0.00364)乃至(0.00245～0.0026)cm^2t^{-1} を得，但し材齡4日～28日とす.

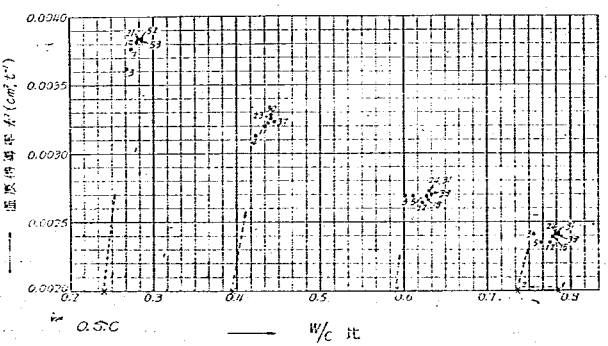
I.S.C. 結果

$\left(\frac{W}{C}\right)_1$＝0.244；0.355；0.44；0.646……の4種にて圖—20 に中心溫度約 27°C に對する k^2～W/C の關係を示す.

圖—20 k^2～W/C の關係



圖—21 k^2～W/C の關係



k^2 の特性下記の如し.

1) 溫度傳導率 k^2 は比較的大にて溫度 θc に拘らず略ゝ一定である.

2) 材齡による k^2 の變化は頗る少く，實質部 k^2 は材齡と共に減少する傾向を示す.

3) 試驗中重量變化には特異性無く，材齡21日に至るも未だ完全に停止を示さず.

4) k^2 値；—

W/C＝0.26～0.66に對し k^2(0.00353～0.00356)乃至(0.00254～0.00263) cm^2t^{-1} を得，但し材齡4日～21日とす.

7. Os 工場製品 O. S. C.

O.S.C. 結果

$\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.244 ; 0.395 ; 0.59 ; 0.78……の 4 種にて圖—21 は中心溫度約 27°C に對する k^2～W/C の關係を示す. k^2 の特性下記の如し.

1) 溫度傳導率 k^2 は比較的大にて全般として溫度に拘らず略ゝ一定なるも $\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.244 の場合のみ若材齡期に於て溫度上昇 (時間經過) に伴ひ稍ゝ減少する傾向を示す.

2) 材齡による變化は實質部 k^2 一旦減少する如き傾向を示すも W/C 小なるものに於て其傾向少し.

3) 試驗中重量變化には特異性無きも特に W/C の大なるものに於て吸水增加量少し.

4) k^2 値 ;—

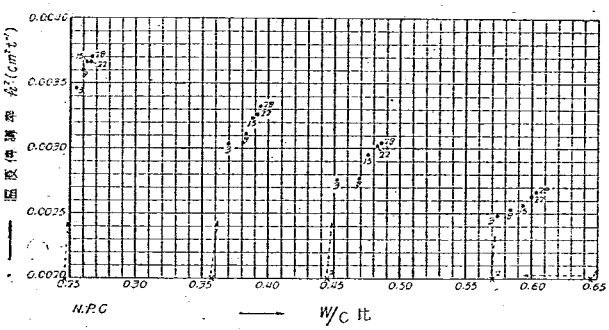
W/C=0.26～0.785……に對し k^2(0.00362～0.00384)乃至(0.0024～0.00235～0.00242) cm^2t^{-1} を得, 但し材齡 3 日～31日 (53日) とす.

8. N 工場製品 N. P. C.

N.P.C. 結果

$\left(\frac{W}{C}\right)_1$=0.245 ; 0.358 ; 0.450 ; 0.645……の 4 種にて圖—22 は中心溫度約 27°C に對する k^2～W/C の關係を示す.

圖—22 k^2～W/C の 關 係



k^2 の特性下記の如し.

1) 溫度傳導率 k^2 は比較的大にて且つ溫度に拘らず略ゝ一定と見做し得.

2) 材齡による變化は正規的である. 但し W/C 大なるものに於て實質部 k^2 の一旦減少する傾向を示す.

3) 重量變化は比較的少く且材齡 28 日にては未だ一定値をとらず.

4) k^2 値 ;—

W/C=0.255～0.604 に對し k^2(0.00346～0.0037) 乃至 (0.00248～0.00267) cm^2t^{-1} を得, 但し材齡 3 日～28 日とす.

[3] 供試體の浸水試驗中に於ける溫度傳導率 (k^2) の特性に就て

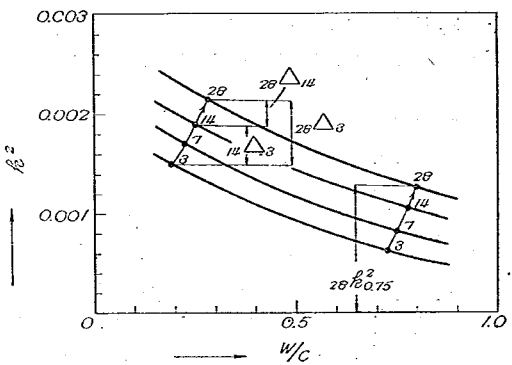
前節 II-[2] に各種セメントペーストの浸水狀態に於ける溫度傳導率 k^2 の材齡による影響竝に吸水量をも含む W/C 比の影響とを分離せす實驗した結果を縷列した. 溫度傳導率 k^2 値にも可成りの差異があり殊に材齡による變化には著しき特長を示してゐる, 此等の諸性質の內主要のものに就き概括的に比較論究せんとす.

浸水狀態に於ける試驗は全體を通じ材齡 28 日前後まで行ひしもので試驗中重量變化は主として吸水によるもの、如く略〻一定値に達し極めて緩慢なれども未だ進行中の如きものあるも飽和狀態に近きものと見做し得る程度である.

各試料に就いて得たる溫度傳導率 k^2～W/C 圖を考察せんに, W/C の小なる部分に於ては材齡による變化概して不規則なるもの多きも主として k^2～θc 曲線が水和熱等の影響によるか θc により變化する如く實測されしに由る. W/C の大なる部分を重視し外挿する如く取扱ひ, k^2 の特性を論ず. 圖—23 に一基準を示す.

圖—23—1 は材齡 28 日,14 日,3 日の k^2～W/C の實測點を結ぶ曲線を求めしものである. 今例へば W/C=0.25 ; 0.55……等に對する k^2 値を求め夫々

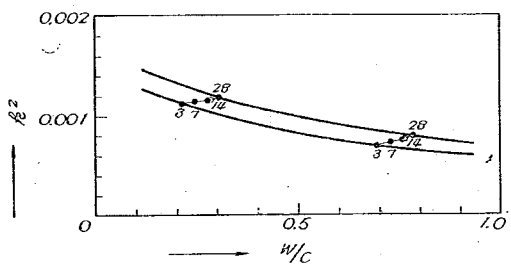
圖～23～1



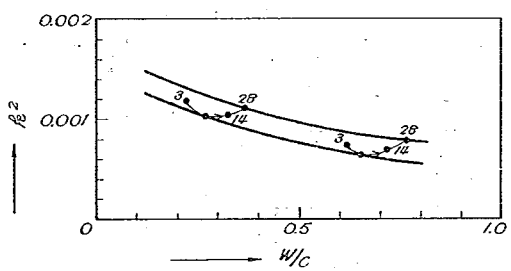
$_{28}k^2_{0.25}$, $_{14}k^2_{0.25}$, $_{3}k^2_{0.25}$,

$_{28}k^2_{0.55}$, $_{14}k^2_{0.55}$, $_{3}k^2_{0.55}$,……とし

圖—23—2



圖—23—3



且相互差…… $_{28}\triangle_{14}$, $_{14}\triangle_{3}$ ……を. W/C=0.25 ; 0.55 に對して求む, 但し $_{28}\triangle_{14}$ とは材齡 28 日及び 3 日の k^2 の差を示す, 試驗中(見掛材齡による) 變化には圖—23—1 に示す如く W/C の變化少く主として k^2 値の增大するもの卽ち實測値を結ぶ線が縱軸に近き場合の外圖—23—2, 23—3 に示す如きものがある.

圖—23—2 の場合には實測點が橫軸に竝行に近きもので前節に述べた實質部 k^2 の減少する傾向を示すものとして論じたものに對應する. 圖—23—1, 23—2 に示す場合の中間性をとるものが多い. 更に圖—24—3 の示す如き極小値を一旦とるものがある. 斯かる點を. $_{min}k^2$ %……とし其れに對應する △ は負記號 (−) をとる. 各分類に適當な名稱

を與へんに單に k^2～W/C 曲線の形式に基くか，材齡による硬化の機構に基くかにより異るもので其の基本事項の內容を明示するものなるを要するも，今硬化內容乃至機構に關する實驗的資料無く單に k^2～W/C の形式に從ひ下記の如く分類す．

I：正規的（吸水型） II：變質的 III：極小型，上述せし如き觀點に立ち II-[2] の實驗結果を分類するに，セメントの種類により頗る興味ある結果を得た．表—9 に斯くの如き分類名と $_{28}\triangle_{14}$，$_{14}\triangle_{3}$ 及び $_{28}\triangle_{3}$ の値を記載す．珪酸質セメントには II 變質的傾向をとるものが多い．

表—9

			k^2	$_{28}\triangle_{14}$($_{14}\triangle_{3}$)	$_{28}\triangle_{3}$
A.P.C. I 型	W/C 0.25	28 日	0.00383	0.00017	0.00047
		14 日	0.00366	0.00030	
		3 日	0.00336*		* 平均値による
I 型	0.55	28 日	0.00276	0.00013	0.00028
		14 日	0.00263		
		3 日	0.00248	0.00015	
A.M.C. I 型	0.25	28 日	0.00355	0.00008	0.00018
		14 日	0.00347		
		3 日	0.00337	0.00010	
I 型	0.50	28 日	0.00276	0.00003	0.00010
		14 日	0.00273		
		3 日	0.00266	0.00007	
A.K.C. I 型	0.25	28 日	0.00328	0.00013	0.00033
		14 日	0.00315		
↓		3 日	0.00295	0.00020	
III 型	0.55	28 日	0.00228	0.00006	
		7 日(min)	0.00222	(−0.00005)	
		3 日	0.00228		
A.V.C. I 型	0.25	28 日	0.00382	0.00010	0.00032
		14 日	0.00372		
		3 日	0.00350	0.00022	
I 型	0.55	28 日	0.00287	0.00011	0.00027
		14 日	0.00276		
		3 日	0.00260	0.00016	
T.P.C. I-II 型	0.25	28 日	0.00374	0.00007	0.00016
		14 日	0.00367		
		3 日	0.00358	0.00009	
↓					
I-III 型	0.50	28 日	0.00282	0.00006	0.00017
		14 日	0.00276		
		3 日	0.00265	0.00011	
T.S.C. I 型	0.25	28 日	0.00444	0.00007	0.00034
		14 日	0.00437		
		3 日	0.00410	0.00027	
↓					
I-II 型	0.55	28 日	0.00308	0.00005	0.00022
		14 日	0.00303		
		3 日	0.00286	0.00017	

T.H.C. I 型	0.25	28 日	0.00388	0.00007	0.00022
		14 日	0.00381	0.00015	
		3 日	0.00366		
↓ I-II 型	0.55	28 日	0.00298	0.00012	0.00033
		14 日	0.00286	0.00020	
		3 日	0.00266		
Y.K.C. III 型	0.25	28 日	0.00310	0.00026	
		10 日min	0.00284	−0.00026	
		4 日	0.00310		
III 型	0.55	28 日	0.00234	0.00014	
		14 日min	0.00220	−0.00014	
		3 日	0.00234		
O.P.C. I 型	0.25	28 日	0.00385	0.00003	0.00036
		14 日	0.00383	0.00033	
		3 日	0.00348		
I 型	0.45	28 日	0.00304	0.00004	0.00032
		14 日	0.00300	0.00028	
		3 日	0.00272		
O.W.C. I 型	0.25	28 日	0.00344	0.00004	0.00027
		15 日	0.00340	0.00023	
		3 日	0.00317		
I 型	0.50	28 日	0.00276	0.00003	0.00029
		15 日	0.00273	0.00026	
		3 日	0.00247		
O.B.C. I 型	0.25	28 日	0.00388	0.00010	0.00034
		14 日	0.00378	0.00024	
		3 日	0.00354		
I 型	0.55	28 日	0.00290	0.00010	0.00026
		14 日	0.00280	0.00016	
		3 日	0.00264		
U.P.C. I 型	0.25	28 日	0.00384	0.00012	0.00032
		15 日	0.00372	0.00020	
		4 日	0.00352		
I 型	0.25	28 日	0.00304	0.00012	0.00033
		15 日	0.00292	0.00021	
		4 日	0.00271		
U.S.C. II 型	0.25 *	28 日	0.00390	0.00000	約 0.00002
		14 日	0.00390	0.00002	* 外挿値
		3 日	0.00388		
II 型	0.65	21 日	0.00259	實用上零	實用上零
		14 日	0.00258		
		3 日	0.00256		
U.Ke.C. I 型	0.25	21 日	0.00388	實用上零	0.00014
		14 日	0.00386	0.00014	
		3 日	0.00372		

II 型	0.55	21 日	0.00280	0.0000	0.00015
		14 日	0,00280	0.00015	
		3 日	0.00265		
U.Kok.C. I 型	0.25	28 日	0.00372	0.00007	0.00036
		14 日	0.00365	0.00029	
		3 日	0.00336		
I 型	0.55	28 日	0.00280	0.00010	0.00036
		14 日	0.00270	0.00026	
		3 日	0.00244		
U.H.C. I 型	0.25	23 日	0.00390	0.00008	0.00027
		14 日	0.00382	0.00019	
		4 日	0.00363		
I 型	0.55	28 日	0.00290	0.00008	0.00029
		14 日	0.00282	0.00021	
		4 日	0.00261		
I.P.C. I 型	0.25	28 日	0.00374	0.00014	0.00034
		14 日	0.00360	0.00020	
		4 日	0.00340		
I 型	0.55	28 日	0.00273	0.00016	0.00030
		14 日	0.00257	0.00014	
		4 日	0.00243		
I.S.C. II 型	0.25	21 日	0.00362	實用上零	0.00003
		15 日	0.00362	0.00003	
		4 日	0.00349		
II 型	0.55	21 日	0.00275	實用上零	0.00007
		15 日	0.00275	0.00007	
		4 日	0.00258		
O.S.C. I-II 型	0.25	23-30日	0.00398	0.00004	0.00011
		14-18日	0.00394	0.00009	
		3 日	0.00385		
II 型	0.55	23-30日	0.00296	0.00003	0.00010
		14-18日	0.00293	0.00007	
		3 日	0.00286		
N.P.C. I 型	0.25	28 日	0.00378	0.00007	0.00027
		15 日	0.00370	0.00008	
		3 日	0.00350		
I-II 型	0.55	28 日	0.00282	0.00014	0.00029
		15 日	0.00268	0.00015	
		3 日	0.00253		

セメントペーストの溫度傳導率 k^2 の嚴密な論究には常に空隙率との關係を考慮する必要あるものにて此點に關しては絕對乾燥狀態に於ける實驗結果を得たる後詳細に論ぜん．今假りに浸水狀態に於ける k^2 大さを比較する爲め W/C=0.25 材齡 28 日に於ける k^2 大なるものより順次列擧すれば表—10 の如きものを得．

更に材齢による k^2 の變化形式を比較分類せんに二三の例外あるも概要下記の如し.

I型；普通セメント，早强セメント竝に A.M.C.；O.W.C. 等

II型；珪酸質セメント.

III型；高爐セメント.

又 T.P.C. の如く，I-II，III型の中間性形式をとるものもある．$_{28}\triangle_3$ の値をみるに珪酸質セメントの場合は實用上零に近い．I型の場合は k^2 の 10～8％ 程度 (0.00030～0.00020 cm^2t^{-1}) の變化を示す．此事實は後節の論說により明かなるも，型外し直後に於ても空隙に可成り吸水せる事を示す．此等の諸性狀はセメントの化學成分と密接な關係を有するものと思惟す.

表—10　k^2 の順位（浸水狀態，材齡 28 日，W/C=0.25）

k^2 (C. G. S.)	品　　名
0.00400 級竝に以上	T.S.C.; O.S.C.
0.00390 級	U.S.C.; U.Kei.C.; T.H.C.; U.H.C. T.H.C.; O.B.C.
0.00385～375	O.P.C.; U.P.C.; A.P.C.; A.V.C.; T.P.C.; N.P.C.
0.00370～360	U.Kok.C.; I.S.C.
0.00355～345	A.M.C.; O.W.C.
0.00330～310	A.K.C.; Y.K.C.

上記の如く浸水狀態の諸性質を明かにす.

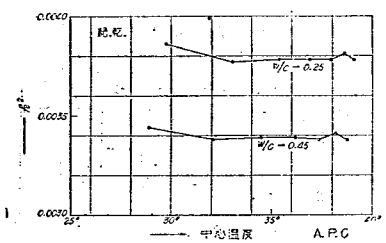
[4] 供試體の絕對乾燥狀態に於ける實驗結果

I-[2] 節の空隙率測定の時記述せし供試體の絕對乾燥狀態のものに防水塗料を施し，II-[2] の場合と全く同方法により溫度傳導率 (k^2) を測定す.*

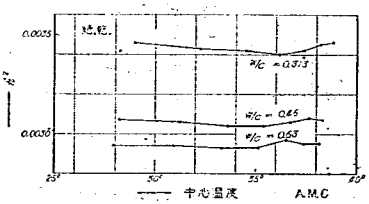
試驗中常に測定前後の重量を測定した大部分のものは 0.1 g（全重量 500～300 g）の精度にて重量變化實用上無く，若干 1 gr 前後の變化を示したものがあつた．防水は嚴密に完全ならざるも本實驗の精度に於ては差支へ無きものと見做し得.

圖—24—1～圖—31 には斯くして得たる絕對乾燥狀態に於ける溫度傳導率 (k^2) と中心溫度 θc との關係を示すもので實驗誤差範圍内で溫度に拘らず一定と見做し得．圖中記入せし W/C の大多數は表—3 等に記載せし豫定水セメント比にて二三型入直後に於ける値 $\left(\frac{W}{C}\right)_1$ を記入せるものもある.

圖—24—1

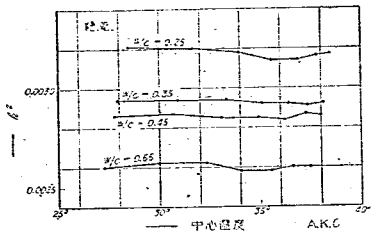


圖—24—2

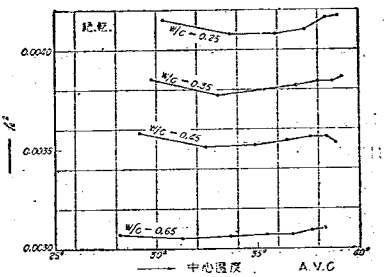


* 塗料使用重量 2.5～5gr. なるも大なるものは上部底部に必要以上に塊狀に塗料附着せる場合にて圍壁部側面には平均 3 gr. 程度，即ち 0.2 mm 程度の薄層を爲す．然るに k^2=0.0028 程度に結めたる標準砂の試驗の場合，0.3 mm 程度のアスファルト薄層の影響として k^2 が見掛上 3％ 位大く測定さる．本實驗の場合は滲透する水も微少とは云へ存在せるを以て結局斯かる程度の變化を考慮し防水層の影響は全く度外視す.

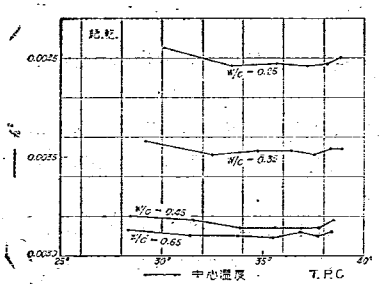
圖—24—3



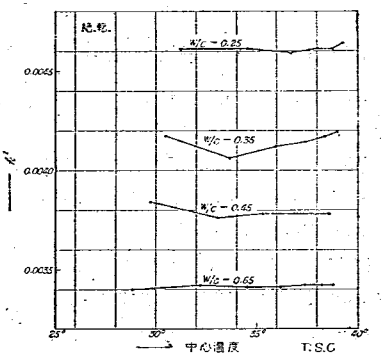
圖—24—4



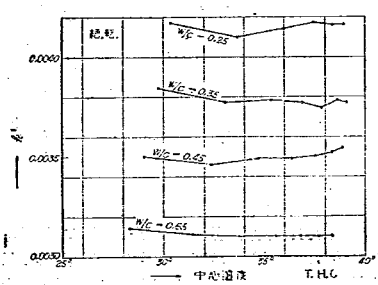
圖—25—1



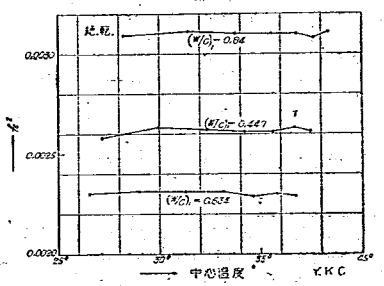
圖—25—2



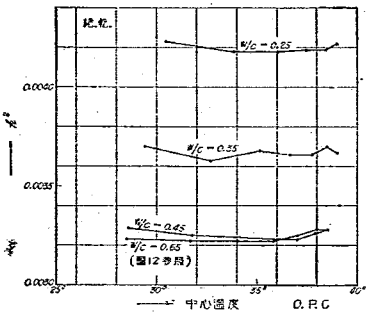
圖—25—3



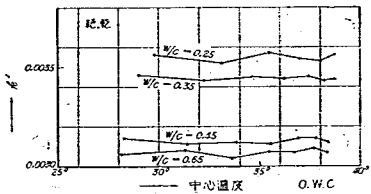
圖—26



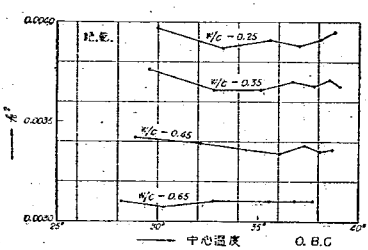
圖—27—1



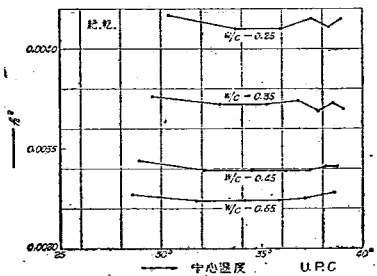
圖—27—2



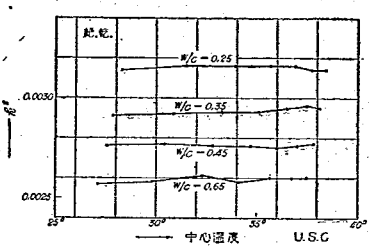
圖—27—3



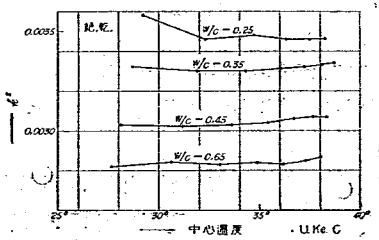
圖—28—1



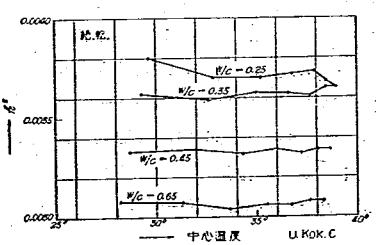
圖—28—2



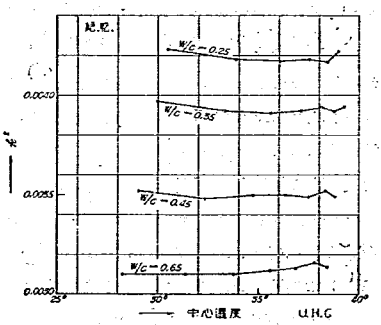
圖—28—3



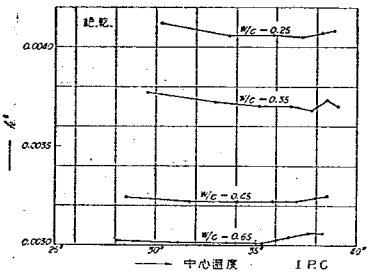
圖—28—4



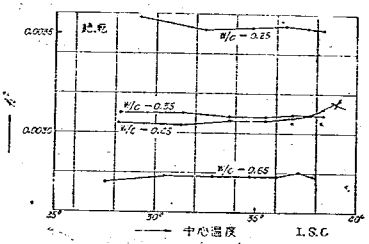
圖—28—5



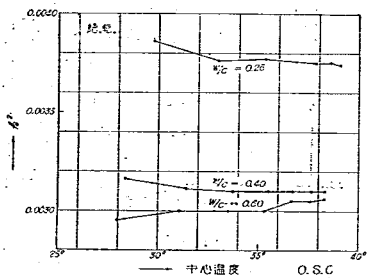
圖—29—1



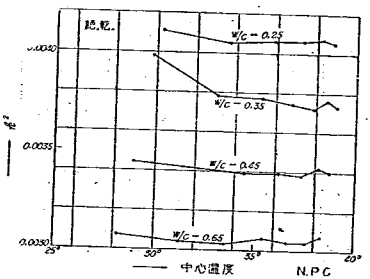
圖—29—2



圖—30



圖—31



既に各供試體の空隙率は I-[3] に明記せるを以て温度傳導率 (k^2) と空隙率 (φ) との關係竝に熱傳導度 (λ) と空隙率の關係等主要のものを下節の如く求め得.

III. 乾燥狀態に於ける空隙率の温度傳導率 (k^2) と熱傳導度 (λ) とに及ぼす影響に關する考察

[1] 實驗結果に基く温度傳導率と空隙率竝に熱傳導度と空隙率との關係 (k^2—φ, λ～φ 關係) に就て

第I報 VIII章—2 節に記述せし如く空隙率等の狀態に於ける温度傳導率及び熱傳導率を推定しをく事はコンクリートの此等の値を推論する上に實用上頗る有效であり必要である. 實測されし供試體の空隙率は φ=0.15～0.55 範圍のものであるから φ=0 に對應する値は挿外法により求める事になる. 其れ故先づ k^2～φ, λ～φの關係を實驗的に求め更に理論的に考察し其の信賴度を高めをく必要がある. 表—11 は圖—24—1～圖—31 より得たる k^2 値と表—5 に於ける計算値による空隙率との關係を示す. 更に表—3 に記載せし熱容量 [W_d] と組合せ $\lambda=k^2$ [W_d]…… 關係より乾燥狀態の熱傳導度 λ_d を誘導す. 全く同樣に水分飽和狀態に於ける熱傳導度 λ_s を得. 各 W/C の供試體の飽和狀態に於ける含水量と乾燥重量との比 $P=w/W_d$ は既に表—6 に記載せるも特に密接な關係を有するを以て茲に記載す.

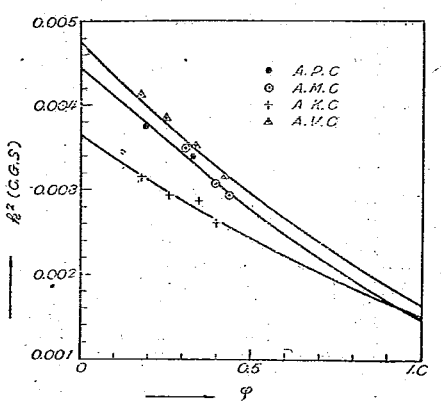
表—11　セメントペーストの乾燥狀態に於ける k^2 及び λ_d：水分飽和狀態に於ける λ_s，並に P, λ_s/λ_d, φ,

種　類	空隙率 φ		k^2	λ_d	$P=w/W_d$	λ_s	λ_s/λ_d
A. P. C.	W/C＝0.25	0.19	0.00378	0.00240	0.132	0.00306	1.28
	0.45	0.331	340	181	0.246	272	1.50
	0.65	0.378			0.300		
A. M. C.	0.25	0.177	0.00345	0.00167	0.193	0.00290	1.73
	0.32	0.305	306	131	0.274	272	2.07
	0.45	0.396	294	120	0.328	255	2.13
	0.65	0.433					
A. K. C.	0.25	0.187	0.00317	0.00188	0.099	0.00243	1.29
	0.35	0.263	293	158	0.171	236	1.49
	0.45	0.350	286	137	0.260	218	1.59
	0.65	0.402	260	115	0.337	210	1.82
A. V. C.	0.25	0.176	0.00412	0.00260	0.107	0.00311	1.20
	0.35	0.248	383	224	0.171	292	1.37
	0.45	0.330	354	183	0.252	281	1.53
	0.65	0.418	307	141	0.352	258	1.83
T. P. C.	0.25	0.216	0.00399	0.00236	0.124	0.00302	1.28
	0.35	0.294	353	189	0.203	283	1.49
	0.45	0.354	316	156	0.260	260	1.66
	0.65	0.395	311	145	0.304	254	1.75
T. S. C.	0.25	0.240	0.00461	0.00243	0.144	0.00327	1.36
	0.35	0.298	414	204	0.212	314	1.54
	0.45	0.378	378	167	0.294	287	1.72
	0.65	0.433	341	140	0.364	275	1.89
T. H. C.	0.25	0.147	0.00415	.00278	0.0895	0.00319	1.15
	0.35	0.225	377	233	0.168	308	1.32
	0.45	0.309	350	194	0.234	290	1.52
	0.65	0.393	311	152	0.340	269	1.76
Y. K. C.	0.25	0.26	0.00310	.00175	0.170	0.00254	1.45
	0.45	0.39	261	126	0.296	223	1.77
	0.65	0.47	230	98	0.422	196	2.00
O. P. C.	0.25	0.229	0.00420	0.00255	0.125	0.00323	1.27
	35	288	367	209	195	310	1.49
	45	360	326	167	258	280	1.68
	65	385	324	160	285	273	1.71
O. W. C.	0.25	0.257	0.00336	0.00192	0.140	0.00278	1.44
	35	335	300	155	224	240	1.54
	45	397	269	128	286	230	1.76
	65	420	258	116	325	224	1.83
O. B. C.	0.25	0.148	0.00345	0.00232	0.089	0.00286	1.22
	35	275	314	174	186	260	1.47
	45	348	288	146	256	236	1.59
	65	440	266	116	360	224	1.88
I. P. C.	0.25	0.178	0.00407	0.00252	0.106	0.00310	1.23
	35	280	371	203	193	300	1.48
	45	358	323	159	266	263	1.65
	65	424	303	134	346	237	1.77
I. S. C.	0.25	0.189	0.00353	0.00205	0.111	0.00283	1.36
	35	292	309	158	206	273	1.73
	45	382	307	136	286	260	1.91
	65	486	278	103	435	235	2.28

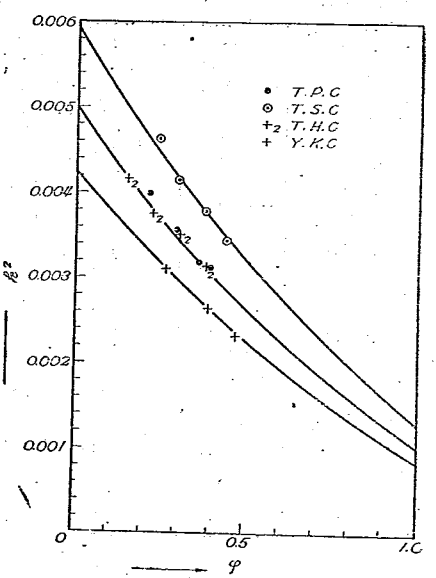
U. P. C.	0.25	0.188	0.00413	0.00248	0.110	0.00291	1.18
	35	264	372	210	182	281	1.34
	45	338	340	171	248	264	1.34
	65	369	326	156	282	235	1.52
U. S. C.	0.35	0.265	0.00315	0.00165	0.188	0.00278	1.68
	45	363	294	133	279	256	1.92
	65	503	276	97	470	227	2.33
	80	560	259	80	585	211	2.63
U.Kei.C.	0.25	0.190	0.00346	0.00198	0.113	0.00290	1.46
	35	279	332	169	203	279	1.65
	45	350	305	140	278	261	1.87
	65	485	284	103	445	232	2.25
U.Kok.C.	0.25	0.228	0.00370	0.00193	0.125	0.00269	1.39
	35	309	362	170	214	264	1.56
	45	376	334	143	288	255	1.80
	65	466	307	114	380	228	2.04
U. H. C.	0.25	0.172	0.00418	0.00269	0.102	0.00318	1.17
	35	254	393	227	181	300	1.32
	45	328	350	185	248	285	1.54
	65	425	312	141	354	257	1.83
O. S. C.	0.25	0.189	0.00376	0.00224	0.123	0.00314	1.40
	40	280	311	168	225	294	1.75
	60	425	302	130	384	248	1.91
	80	510			495		
N. P. C.	0.25	0.190	0.00406	0.00242	0.110	0.00301	1.24
	35	281	375	201	200	299	1.48
	45	357	340	164	268	272	1.66
	65	430	305	131	358	242	1.85

圖 32~36 各種セメントペーストの乾燥狀態に於ける温度傳度率 (k^2)~φ の關係

圖—32

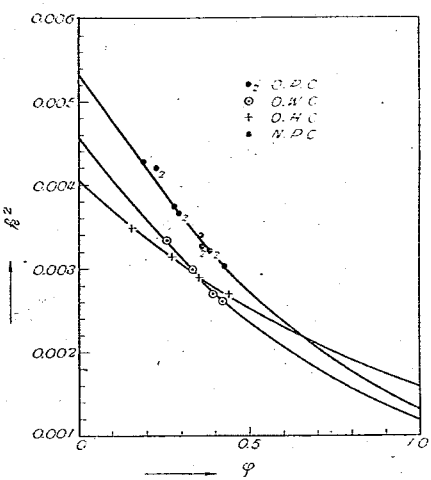


圖—33



表—11 は斯の如くセメントペーストの熱的特性に關し最も主要な結果を與ふるもので，圖—32～圖—36 は溫度傳度率 k^2～空隙率 φ，圖—37～圖—41 は熱傳導度 λ～φ 關係を表—11 よりとり圖示したものである．

圖—34



圖—35

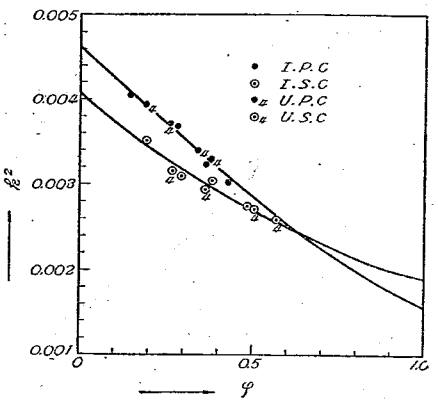
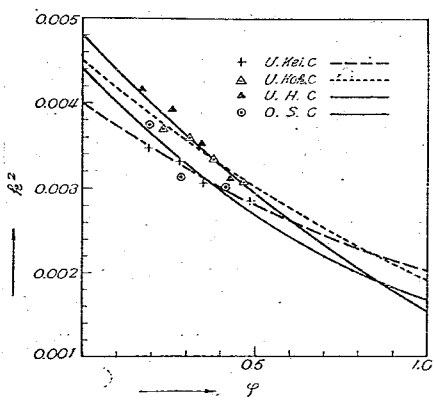
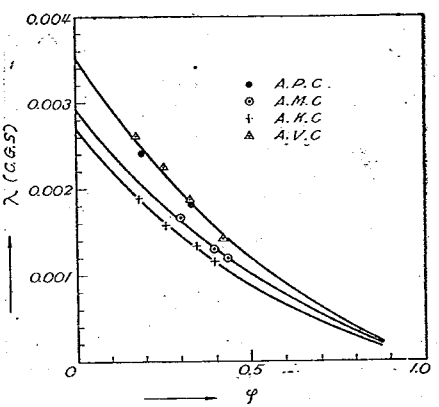


圖 37～41　各種セメントペストの乾燥狀態に於ける熱傳導度 (λ)～φ の關係

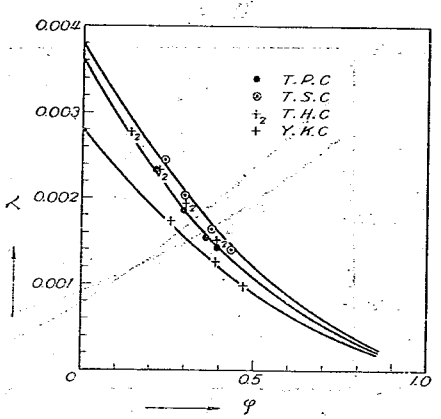
圖—36



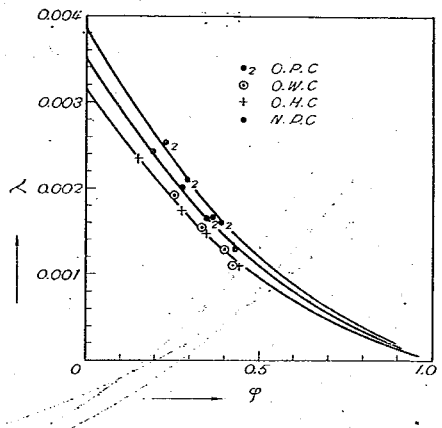
圖—37



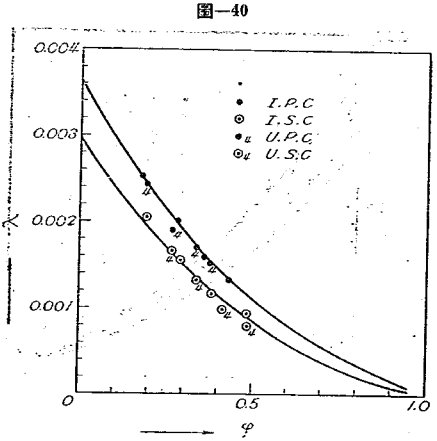
圖—38



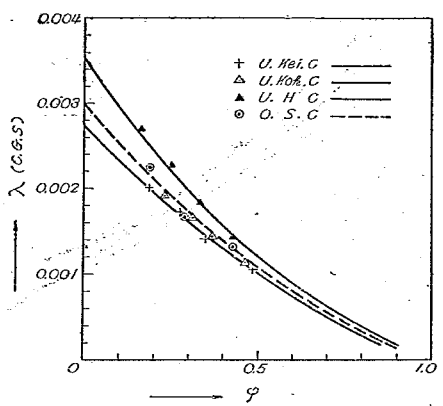
圖—39



圖—40



圖—41

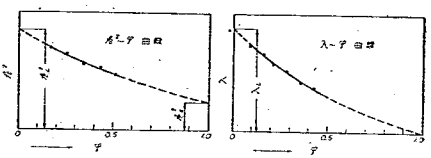


各圖を見るに實測値 k^2, λ は φ に關し可成り規則正しく一定の法則に從つて分布してゐる．一般に熱傳導度（λ）～φ の關係の方が整然と平滑な曲線上に分布し倚偏する事が少い．然るに溫度傳導率（k^2）～φ の場合には U. H.C.；O. S. C. の如く可成り倚偏するものがある．空隙率其の他の量の測定に曖昧なる點餘多存すれば此程度の誤差は止むを得ない．實驗結果の意義を明かにする爲めの簡單なる理論的考察は次節に試んとするも先づ各圖より形式的に k^2～φ, λ～φ の關係を示す實驗式を求む，又 $\varphi=0$ 卽ち空隙率零に對應する實質部の溫度傳導率熱傳導度 k^2_L, λ_L, をも求め得．

k^2～φ, λ～φ の關係圖は下記圖～42 に示す如き標準型に從ふ事を知る．

k^2_L, λ_L 竝に圖—42 の曲線の形式の數式による表現に關しては次節に簡單に論ず λ～φ 關係の各場合は既に明示せるも今一層めに圖示せんに測實點多く稍〻明快を缺くも各セメントペーストの熱傳導度を概括的に比較するに便なれば重複するも圖—43 に示す．可成りの廣範圍に分布せるものである．

圖—42　k^2～φ, λ～φ 標準圖



[2] 理論及び實驗關係式の誘導竝に實質部の溫度傳導率及び熱傳導度（k^2_L, λ_L 値）

前節に示せし如く溫度傳導率（k^2）竝に熱傳導度（λ）と空隙率（φ）の間には或る密接な關係の存在せる事が推測される．第Ⅰ報[13] VIII-[3]〝溫度擴散率竝に熱傳導度と骨材組成及び空隙率との關係〟に於ても其の二三の特性に就き論じた．蓋し從來の研究は主として熱傳導度（λ）と空隙率の關係に就き行れしものでコンクリートに關しては材齡 4 週後の資料に就き濱田氏[14] は $\lambda=0.005/0.5v$（但し v 空隙率を示す）の如き實驗式を得．木下，清水兩氏[15] は材齡約 5 週のものに就き λ とコンクリート密度との關係を求め又 1：3，W/C＝65％ のモルタルに就き數種のセメントの熱傳導度を比較してゐる．平野正雄氏[16] は特に傳導度のみの研究に非らざるも數種の配合のコンクリート壁に於ける溫度分布を測りコンクリートを比較した．コンクリート類似のものに熱傳導度（λ）と空隙率の關係を論及又は指示せる耐火材料の研究がある．例へば F. Schmidt, G. Gehlhoff[17] の窯業耐火物（空隙＝30～60％）の研究．更に A. Eucken[18] の實驗竝に理論的考察，田所氏[19] の本邦窯業耐火物竝に岩石に關する研究がある．同氏資料は主として市場品を基準とせる爲めか空隙率も 30%～45% 範圍のものが多い．上述せる諸論文を通覽するに主とし熱傳導度と空隙の關係に就き考察せるもので溫度傳導率と空隙の關係に論及せるもの無し．絕對乾燥狀態に於ける供試體の空隙中の空氣（半眞空？）の溫度傳導率を實際的に考察し狀態の影響を明かにする事は本實驗の方式にては困難である．本試料の空隙はセメント種別により異るも特別の大形の氣泡を除き普通セメントにては略〻直徑 0.05 mm 球狀のもの多く 0.2～0.3 mm 程度は比較的大なるものである．珪酸質混合セメントにては組織緻密にて直徑 0.01 mm～0.05 mm 程度の球狀のもの多し．熱の傳達は主として傳導により行はれ空氣の對流及び輻射によるものは度外視し得として簡單に取扱ふ元來空氣に就ては

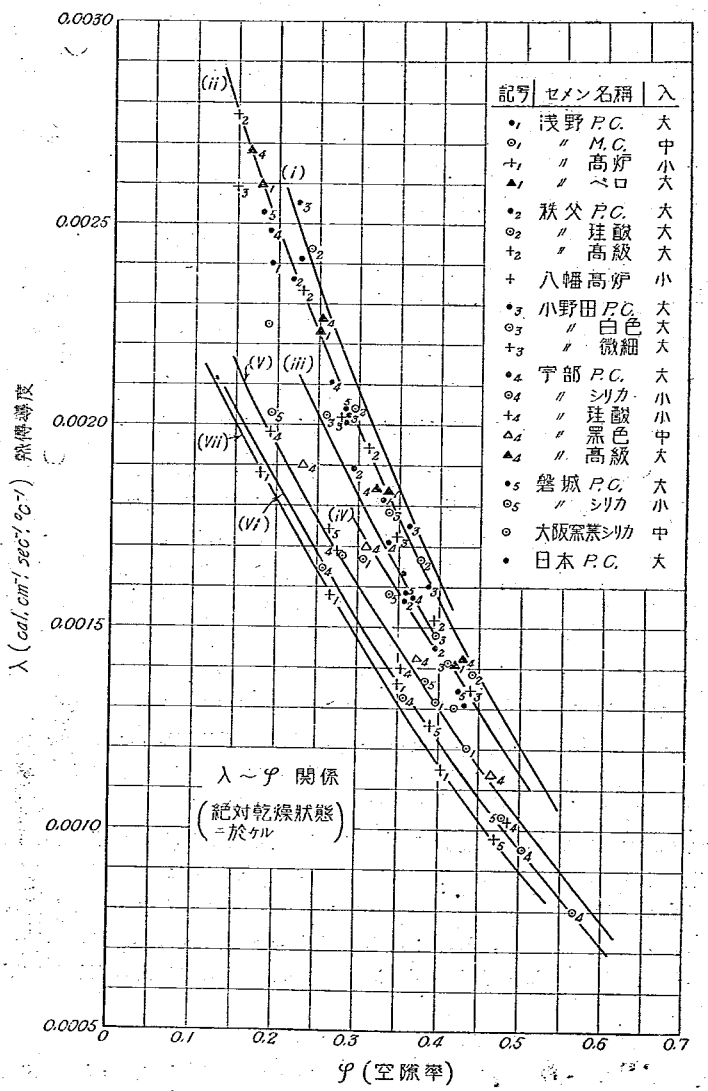
熱傳導度　$\lambda=0.566$（ 0°C）$\times10^{-4}$ (C.G.S)[20]

0.719 (100°C) $\times10^{-4}$ (C.G.S)

程度にて實質部の λ_L に比較し著しく小なるものにてセメントペーストは導體內に球狀を有する不良導體の分布

* 本文に於ては溫度傳導率の呼稱を使用す

圖—43 λ～φ 一覧圖


0.0030
0.0025
0.0020
0.0015
0.0010
0.0005
0
0.1
0.2
0.3
0.4
0.5
0.6
0.7
φ (空隙率)
λ (cal./cm⁻¹, sec⁻¹, °C⁻¹) 熱傳導度
(i)
(ii)
(iii)
(iv)
(v)
(vi)
(vii)
λ～φ 關係
(絶対乾燥狀態ニ於ケル)
記号 セメン名稱 入
•1 淺野 P.C. 大
⊙1 〃 M.C. 中
+1 〃 高炉 小
▲1 〃 ペロ 大
•2 秩父 P.C. 大
⊙2 〃 珪酸 大
+2 〃 高級 大
+ 八幡高炉 小
•3 小野田 P.C. 大
⊙3 〃 白色 大
+3 〃 微細 大
•4 宇部 P.C. 大
⊙4 〃 シリカ 小
+4 〃 珪酸 小
△4 〃 黒色 中
▲4 〃 高級 大
•5 磐城 P.C. 大
⊙5 〃 シリカ 小
⊙ 大阪窯業シリカ 中
• 日本 P.C. 大

せるものと見做し得.

先づ熱傳導度 (λ) と空隙の關係を考察し然る後温度傳導率 (k^2) 空隙の關係に及ぶ. $\lambda\sim\varphi$ 關係に關する實驗式の一つとして標に引用した濱田氏の公式に於て空隙率 v の代りに $1-v=v_s$……を代入すれば, $\lambda=C.\ \lambda_s\ v^s$ の如き形をとる. C. H. Lees[21] は一般分散系 (disperse system) の電氣傳導度の研究に斯の如き實驗式を用ひた. 著者は分散系の一なる瀝青乳劑[22] の電氣傳導度の研究に於て傳導度 λ と分散質の容積濃度 φ との關係を求め, 圖—43, $\lambda\sim\varphi$ 關係圖と全く類似のものを得た. (圖—44 參照) 所謂

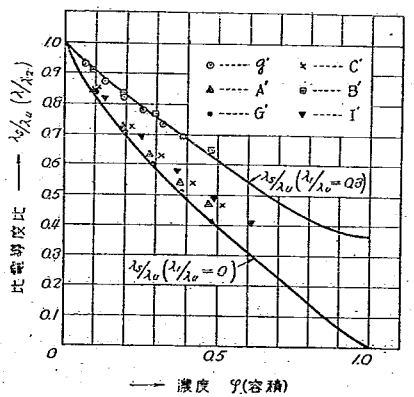
Maxwell の式より誘導されし結果に矛盾せざる結果を示してゐるが, ブラウンアン運動の爲め分散質の電導度も或値を有する樣測定されてゐる.

本實驗結果より誘導し得たる熱傳導度 $\lambda\sim$空隙 φ の關係 (圖—37~41は圖—44 に示せる瀝青乳劑の電氣傳導度の結果と全く同一傾向をとる. セメントペーストはセメントの樣な硬化物(uniform homogeneous medium.) に空氣 (眞空) 小泡の分散せる分散系で其の傳導度は分散媒に相當するセメント硬化物の比傳導度 λ_1, 分散質比傳導度 λ_2, 分散質の容積濃度 φ, 分散質の形狀, 並に此等の相互關係によるものである. 一般の場合は頗る複雜なれども概念的に等温面を假定し計算を行ふ場合は下式により, 熱流の强さ (I) と温度差 (V_1-V_2) の關係を示し得, 容易に抵抗値 W 又は 1/W 傳導値を定義し得.

$$I=(V_1-V_2)\times\frac{1}{W}$$
$$W=S\frac{1}{\Sigma\lambda}\quad(23)$$

茲に $\Sigma\lambda$ は各種の傳導値 λ を等温面に並列に加算する事を示し S は抵抗値 $1/\Sigma\lambda$ を有する要素を直列に加算し, 結局全體としての抵抗値 $S\frac{1}{\Sigma\lambda}$ を求める事になる. 實際に於て加算は積分的に行れるものである. V_1-V_2 は兩端子間の電位差, I は電流を示すもので熱傳導の場合は夫々温度差, 並に熱流となる. 分散として球狀體が互に影響を及ぼざる程度に分布せる場合等温面を假定せずとも旣に Maxwell,[24] Lord Rayleigh[25] の研究, 電媒常數間の關係に應用せるものに Clausius-Mosotti[26] の式がある. Burger[27] は更に分散質が楕圓體をなす場合に Maxwell の結果を擴張し, Lichtenecher[28] は分散質の正方形の場合に就き研究し, 此等の結果により分散質容積率 φ の小なる分散系の熱傳導に關する概括的傾向を明かにす.

圖—44 瀝青乳劑の電氣傳導度 (λ) と分散質 (アスファルト) 容積濃度 (λ) の關係 (土試報告 25 號 132 頁 圖 22 より引用)



本實驗結果は上記諸研究に類似する一面もあり $\lambda\sim\varphi$ 關係は比較的簡明に下記の (1) 式により示さる. 即ち

$$\lambda=\lambda_L\frac{1-\varphi}{1+C_\lambda\varphi}\quad\cdots\cdots(1)$$

但し, λ_L; 供試體實質部熱傳導度にて分散系に於ける φ; 空隙率, λ_1 に相當す. C_λ 係數, 0.5~2……程度に變化するものにて其の物理的意義は Maxwell-Burger の研究より推論し得.

Maxwell の場合に於て, λ, λ_1, λ_2, φ の間に (2) 式又は (2)' 式の關係がある.

$$\lambda=\lambda_1\frac{2\lambda_1+\lambda_2-2\varphi(\lambda_1-\lambda_2)}{2\lambda_1+\lambda_2+\varphi(\lambda_1-\lambda_2)} \quad \cdots\cdots(2)$$

$$=\lambda_1\frac{1-\left(1-\frac{\lambda_2}{\lambda_1}C'\right)\varphi}{1+(C'-1)\varphi} \quad \cdots\cdots(2)'$$

但し C' は分散質の形狀により異るものである．即ち

球狀形の場合 $C'_1=\frac{3\lambda_1}{2\lambda_1+\lambda_2}$ ，

回轉楕圓體にて長軸熱流方向に竝行なる場合 $C'_2\fallingdotseq\frac{5\lambda_1+\lambda_2}{3(\lambda_1+\lambda_2)}$ ，

回轉楕圓體にて短軸熱流方向に竝行なる場合 $C'_3=\frac{\lambda_1+2\lambda_2}{3\lambda_2}$

の如きものにて，$\lambda_2<\lambda_1$ なる場合 λ_2 の零に近くに從ひ C'_1, C'_2, C'_3 は夫々 1.5；1.667；∞ となる，∞ なる場合は λ は零に近づき熱流を遮斷する事を意味す．前二者の場合 (2)′ は (3) 式の如くなる．

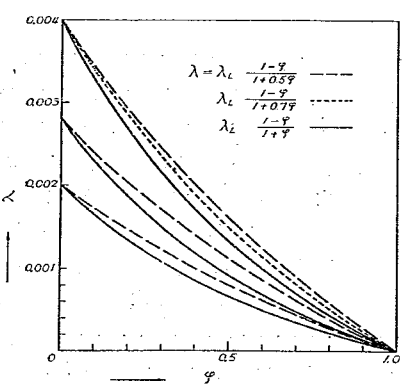
$$\left.\begin{aligned}\lambda&=\lambda_1\frac{1-\varphi}{1+\frac{1}{2}\varphi}\\&=\lambda_1\frac{1-\varphi}{1+\frac{2}{3}\varphi}\end{aligned}\right\}\quad\cdots\cdots(3)$$

(1) 式の係數 C_λ は夫々 0.5；0.666 となる，斯くの如くして實驗結果に對し二三の考察を爲し得．

セメントペーストの空隙は球狀小泡なれば φ の小なる範圍に於ては當然係數 C_λ は 0.5 となるべきなるも實際上 C_λ が大なる値をとり特に φ の增すに從ひ C の增大する事に對し少くとも二樣の考察を爲し得．即ち空隙小泡群が互に干涉し熱傳導度を減少する如く C 値が增加するものと推測さる．若しくは第Ⅰ報[27] (頁40) に推論記述せし如く實驗範圍の φ に於て常に $C_\lambda=0.5$ ……なる (1) 式が成立つも實質部の熱傳導度 λ_L が φ の値に對應し異るとする，換言すれば水硬物の W/C 此の小なるものゝが λ_L の大なる値をとるとす．後者に從ふ時 λ_L の變化範圍を定め置く必要がある．此場合に於ても小泡群の相互干涉影響を除く事は不可能である．其れ故に式 (1) を實驗式として取扱ひ λ_L を一定と假定し C_λ は小氣泡群の干涉影響を示すと見做し，C_λ に適當な値を定めセメントペーストの熱傳導度の特性を了解す方が實用的であると同時に合理的である．*

斯かる見地よりセメントペーストに於ては實驗結果より (1) 式に適合する λ_L, C_λ を求め，該供式體の特性を表す事とする．

圖—45 $\lambda=\lambda_L\frac{1-\varphi}{1+C_\lambda\varphi}$～$\varphi$ の關係を示す



* (第Ⅰ報の所說 (p. 40) 一部變更す)

圖~45 は

λ_L=0.002 ; 0.0028 ; 0.004 (C.G.S)

C_λ =0.5 : 0.7 ; 1.0

に對する λ~φ 關係を示すもので C_λ の變化する事による λ~φ 關係の傾向を窺ひ知り得.

圖 37~41 に示す λ~φ 關係に(1)式を適用し各供試體に就き λ_L, C_λ 値を求め表—12 に示す特に φ の變化に伴ひ C_λ の變化する場合は C_λ 欄に括弧を以て示した. λ_L により實質部熱傳導度の大小に空隙による變化傾向を知り得.(乾燥狀態)

次ぎに溫度傳導率 k^2~φ 關係を考察せん, 先づ實驗より得し結果より k^2~φ の實驗式を求む圖—32~圖—36 より形式的に下記 4 式により可成りよく一致せる結果を得.

$$k^2=k_L{}^2\frac{1-2C_k\,\varphi}{1+C_k\varphi} \qquad (4)$$

C_k は係數にて分散媒實質部(セメントペースト固體部)の溫度傳導率 $k_L{}^2$ 及び空隙率 φ=1 に相當する場合の k^2 値,(假りに $k_a{}^2$ の記號を使用す)の關係により定まる. 勿論 φ=1 に對する場合は單に式の形式上與ふるもので全く假想的のものである. 若し(2)式に於ける熱傳導度の代りに溫度傳導率を置き換へ得るとすれば C_k 係數は (5) 式にて示し得.

$$C_k=\frac{1-\left(\frac{k_a{}^2}{k_L{}^2}\right)}{2+\left(\frac{k_a{}^2}{k_L{}^2}\right)} \qquad (5)$$

表—12 セメントペーストの λ_L. C_λ 表

(但し, $\lambda=\lambda_L\frac{1-\varphi}{1+C_k.\,\varphi}$, φ; 空隙率)

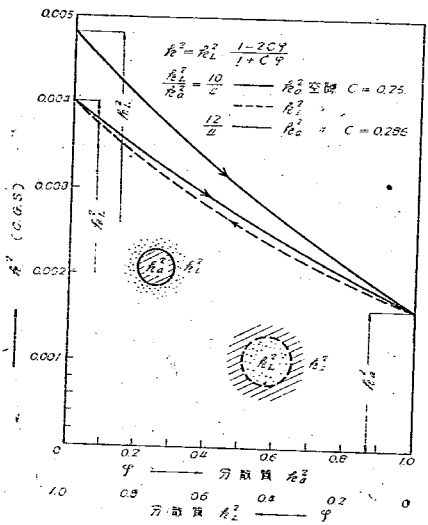
種 類	λ_L(C.G.S.)	C_k (φの增大に伴ひ)
A.•P. C.	0.00350	0.88
A. V. C.		
A. M. C.	0.00290	0.91
A. K. C.	0.00270	1.00
T. S. C.	0.00380	ca. 1.0 (0.84→1.12)
T. P. C.	0.00360	ca. 1.15 (1.03→1.28)
T. H. C.		
Y. K. C.	0.00280	1.00
O. P. C.	0.00395	ca. 1.1 (.95→1.24)
O. W. C.	0.00350	ca. 1.05 (.95→1.15)
O. H. C.		
N. P. C.	0.00318	ca. 0.98 (.93→1.2)
I. P. C.	0.00360	1.04
U. P. C.		
I. S. C.	0.00305	ca. 1.4 (1.34→1.58)
U. S. C.		
U. Kei. C.	0.00280	0.63
U. Kok. C.		
O. H. C.	0.00350	ca. 0.8 (0.65→0.95)
O. S. C.	0.00300	0.70

圖—46 は $k_L{}^2$=0.0048 ; 0.0040, $k_a{}^2$=0.0016 (C.G.S) 即ち C_k=0.25 ; 0.286 の場合に於ける k^2~φ 關係を示す同圖中矢記號は分散質の增加する方向を示すもので若し逆に $k_L{}^2$ を有するものが分散質となる時 k^2~φ 曲線は低位置に來る.

實驗結果に (4) 式を適用し, $k_L{}^2$, C_k ($k_a{}^2$) を求めセメントペーストの溫度傳導率に關する特性を比較し得. 表—13 に此等の値を記載す. セメントペーストの如き小氣泡の分散せる場合可成りよく k^2~φ 關係を (4) 式にて表し得る事實はコンクリート, モルタル等全般として類似の組織を有する物に擴張し得る場合頗る有效な考察原理を與ふものである.

(1) (4) 式は空隙 φ の小なる場合即ち本實驗の場合の如く φ=0.5 以下の場合に適用さるものであるが兩式に於ける λ_L, $k_L{}^2$, C_λ, C_k を定める事により乾燥狀態に於けるセメントペーストの熱傳導度, 溫度傳導率に關する特性を判別し得る.

図—46　$k^2=k^2_L\frac{1-2C_k\varphi}{1+C_k\varphi}$～$\varphi$ 關係を示す



表—13　セメントペーストの k^2_L,C_k 表

（但し，$k^2=k^2_L\frac{1-2C_k\varphi}{1+C_k\varphi}$，$\varphi$ 空隙率

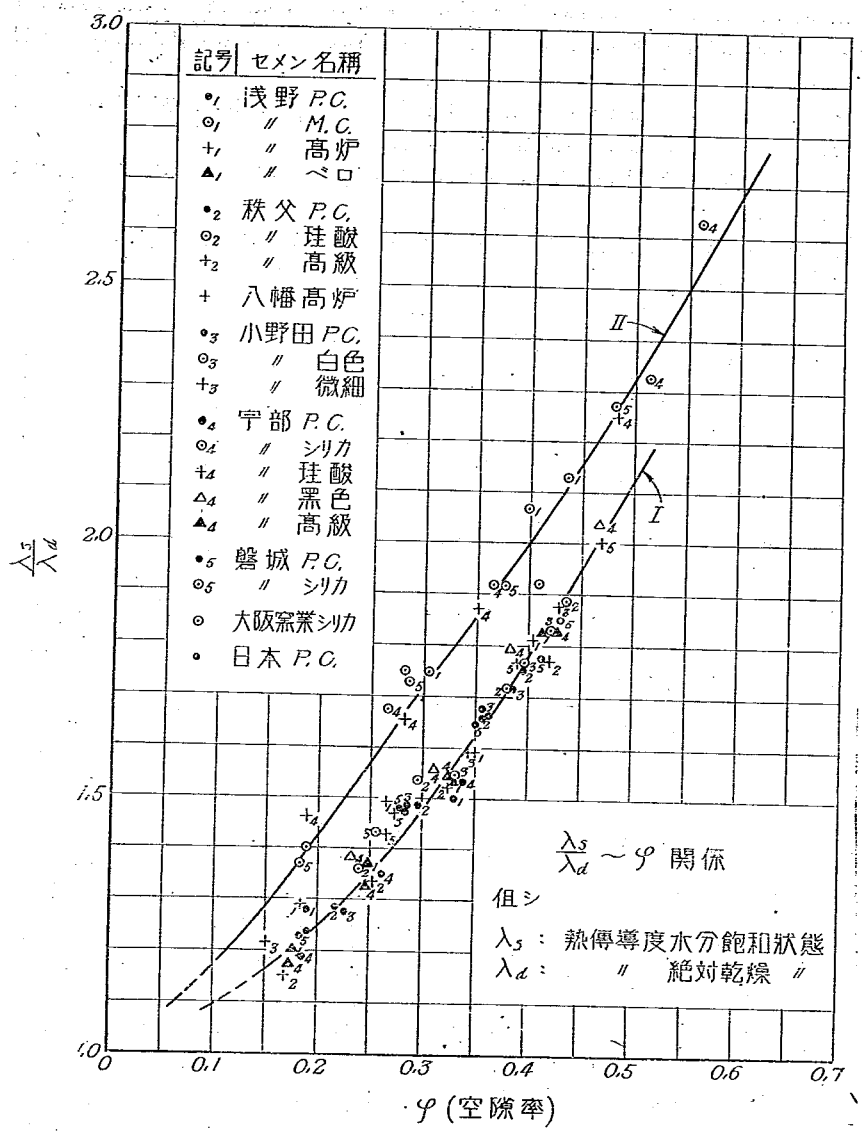
種　類	k^2_L,(C.G.S)	C.
A. P. C. A. M. C.	0.00440	0.29
A. K. C.	0.00365	0.246
A. V. C.	0.00475	0.285
T. P. C. T. H. C.	0.00500	0.380
T. S. C.	0.00590	0.374
Y. K. C.	0.00420	0.368
O. P. C. N. P. C.	0.00530	0.336
O. W. C.	0.00460	0.328
O. H. C.	0.00410	0.255
I. P. C. U. P. C.	0.00460	0.284
I. S. C. U. S. C.	0.00410	0.218
U.Kei.C.	0.00400	0.22
U.Kok.C.	0.00445	0.225
U. H. C.	0.00480	0.301
O. S. C.	0.00445	0.283

VI.　吸水の熱傳導度（λ）に及ぼす影響に關する考案

［1］實驗結果に就て

既に II-[3] 節に論ぜし如く浸水狀態に於てセメントペーストの溫度傳導率（k^2）は材齡 3 日～28 日間に 3 種の形式に從つて增大する．卽ち正規的（吸水型），變質的，極小型の三種形式を採ると推論した．熱傳導度（λ）も類似の形式に從ふとすれば本實驗の結果のみより吸水のみによる影響を摘出し論ずる事は不可能である．然れども溫度傳導率 k^2～材齡（吸水量）の關係の正規的のもの多く且實用上の立場より考察するに單に吸水のみの影響とし見做し實驗結果の示す意義を檢討する事は頗る有意義である．一方セメントペースト中に含有されてゐる水分は可成り複雜な狀態を占めてゐる．今 I 報にも記述せしが，吸水による含有量の增加には表面張力により吸着し空隙の形狀により楔狀をとるものと重力水なる滲透水との二種がある．且つ透水性の場合と異り本實驗の場合の如く浸水を繼續せる方式に於て，飽和狀態に達せし時には開方，閉鎖空隙共に含水せるものと見做す．且吸水分布に關しても一樣と見做し得る場合は特別の場合に限られるもので，A. Hummel(30) も斯かる性狀を指摘してゐる．然れども本試驗の場合は可成りの吸水狀態より，始め徐に吸水を增加せるもので常に一樣に分布せるも

図—47


記号 セメント名称
•1 浅野 P.C.
⊙1 〃 M.C.
+1 〃 高炉
▲1 〃 ベロ
•2 秩父 P.C.
⊙2 〃 珪酸
+2 〃 高級
+ 八幡高炉
•3 小野田 P.C.
⊙3 〃 白色
+3 〃 微細
•4 宇部 P.C.
⊙4 〃 シリカ
+4 〃 珪酸
△4 〃 黒色
▲4 〃 高級
•5 磐城 P.C.
⊙5 〃 シリカ
⊙ 大阪窯業シリカ
• 日本 P.C.
λs/λd
3.0
2.5
2.0
1.5
1.0
0
0.1
0.2
0.3
0.4
0.5
0.6
0.7
φ (空隙率)
II
I
λs/λd ～ φ 関係
但シ
λs : 熱傳導度水分飽和状態
λd : 〃 絶対乾燥 〃

のとして論ず.

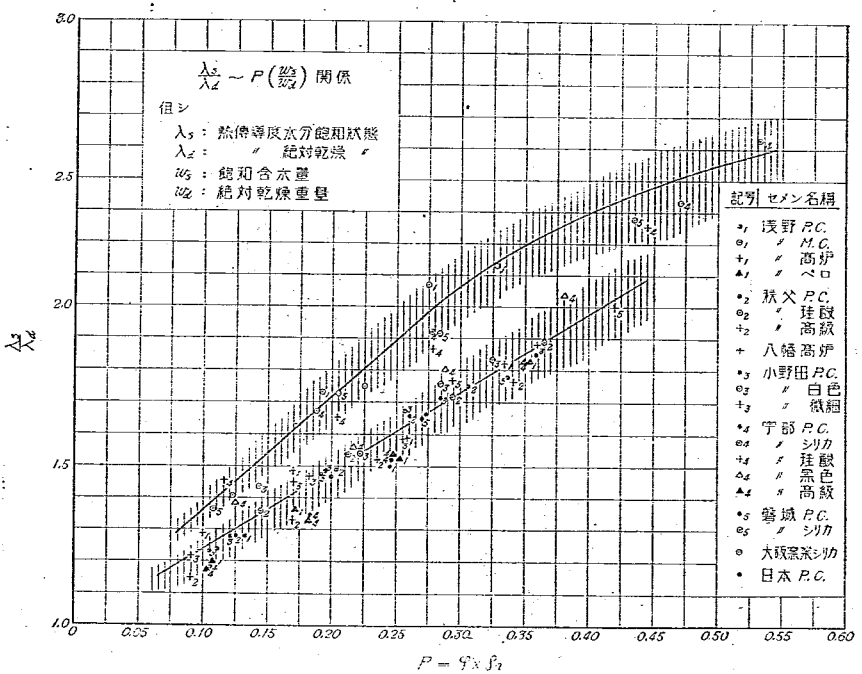
各供試體に就て約3日乃至28日前後に於ける吸水量は總て試驗毎に測定し重量變化圖として記載す省略せるものもある. 溫度傳導率 k^2〜變化も上述の如く單純ならざれば飽和に達せし狀態を特に考慮し含水による影響を明かにせんとす.

含水飽和狀態に於ける熱傳導度 λ_s 其の他各供試體の含水量比率 $P=\frac{w}{W_d}$, 並に λ_s の乾燥狀態に於ける λ_d に對する比率 λ_s/λ_d は既に一括し III-[1] 節 表—9 に記載す.

最も實用上重要なる特性は λ_s/λ_d の範圍にて本實驗の供試體の空隙 0.15〜0.55 に於て 1.2 倍乃至 2.6 倍に及ぶものである.

今表—9 より λ_s/λ_d〜空隙 (φ) 關係, 及び λ_s/λ_d〜$P\,(w/W_d)$ 關係を圖示するに, 圖—47, 圖—48 の如きものを得.

圖—48



空隙 φ は含有せる水の比重を 1 と見做し得る場合には, 含水量(重量 g)/當容積. $(=wg/V)$ と考へ得. 一方 w/W_d も空隙÷見掛比重 $(\varphi/\rho_a)^*$ と見做し得.

---

* $\left(\therefore\ \rho_a=\frac{W_d}{\frac{W_d}{\rho_t}+w(\text{c.c})}\right.$ の關係より $\left.\frac{w(\text{c.c})}{W_d}=\frac{1}{\rho_a}-\frac{1}{\rho_t}\right.$ 更に上式を得, 但. w (c.c) 含水量容積$\Big)$

圖—47～圖—48より含水飽和狀態に於けるセメントペーストの熱傳導度 λ_s に關し著しき二三の特性を誘導し得.

1) $\frac{\lambda_s}{\lambda_d}\sim\varphi$ 曲線は (0.1) の原點を通り φ の增加に伴ひ急激に增加せる φ 軸に對して下方に凸に向く.

2) $\frac{\lambda_s}{\lambda_d}\sim\varphi$ 關係は實驗の誤差程度の精度にて二種の群に分る. 上下に位するものを夫々 II 群 I 群とすれば

II群 : A. M. C., U. S. C., U. Kei. C., I. S. C., O. S. C.,

I群 : 普通セメント, 早强セメント, 其の他. T. S. C. (表—10 參照)

卽ち II 群にはシリカセメント類マスコンが屬すも T. S. C. のみは完全に I 群に屬してゐる. 表—12 のセメントペースト實質部の熱傳導度 λ_L を見るも T. S. C. は普通セメント級以上の値を有するもので其の他のシリカセメントの λ_L 値は著しく少い, 此點に關しても類似の傾向をとる. 斯かる I. II 群の差異はセメントペースト實質部の熱傳導度 λ_L (表—12) と空隙內に充滿せる液體部の熱傳導度 λ_f との關係によるもので II 群に於て λ_L/λ_f は I 群に於けるものより少い. 各群に屬するものの λ_L の平均値下記の如し.

I群平均 λ_L ; 0.00362 (10 種). N. P. C. ; 0.00318. 高壚セメント 0.0028.

II群平均 λ_L ; 0.00294 (5 種).

後述 $\lambda_s/\lambda_d\sim\varphi$ の傾向に就き簡單な考察を行ふ.

3) $\lambda_s/\lambda_d\sim P\,(=w/W_d)$ の實測點は原點を通る直線上に分布せる如くなれども, P の測定が空隙 φ の場合に比し不精確の爲めか, 測點は可成り多く一直線上より傾傾してゐる. II 群の測點は全部を一直線上に分布せるものと見做すは困難にて分布範圍を示すに止む, 且つ P の增加に伴ひ λ_s/λ_d の增加は緩慢になる. $\lambda_s/\lambda_d\sim\varphi$ 曲線より橫座標 φ を φ/ρ_a と轉ずる事により $\frac{\lambda_s}{\lambda_d}\sim P$ 關係を得る, 兩群に於て換算による P 値は實測値ものより稍少い.

4) 含水飽和狀態に至る各段程に於ける λ_s/λ_d と含水量 (w/W_d) との關係も概略直線をなすもので各資料の浸水中の重量變化より容易に求め得, 詳細は省略するも其の理論的考察を後に爲す. 第 I 報[31] 圖—26 にコンクリート, モルタル, セメントペーストの三種のものに就き $\lambda_{II}/\lambda_{III}\sim$含水量 P 100 %の關係を示せる結果を見るもコンクリート, モルタル, セメントペースト各々別個の直線である. (訂正; 同圖 $N_H(\circ)$ の測定點は誤記にて $N_H(\bullet)$ 直線上に來る. 且つ同圖內の點線曲線は全く意味無きものなれば抹殺す.)

[2] 理論的考察

前節の如く λ_s/λ_d の空隙 (φ) 又は含水量 $(P=w/W_d)$ に對する關係は可成り整然たるものなれば實質部熱傳導度 λ_L 及び空隙を充滿せる液體部熱傳導度 λ_f の $\lambda_s/\lambda_d\sim\varphi$. $\lambda_s/\lambda_d\sim P$ 關係に及す影響を考察するは本實驗結果を實用上應用するに際し頗る肝要な事項である. 砂の如き粒體, 小泡空隙を有する物質の (吸水) 含水にする熱傳導度の變化に關する考察として棚澤泰氏[32] が等溫面を假定し [III]—[2] 節に引用せし抵抗値 $W=1/S\frac{1}{\Sigma W}=S\frac{1}{\Sigma\lambda}=\int\frac{dx}{\int\lambda dx}$, を簡單に適用し有要なる結果を得. 其の他河上益夫, 山本盛太郎兩氏[33], 長岡氏[34] の研究あり本實驗結果とは趣を異にするも比較するに頗る興味深し.

一般に水及び水溶液の熱傳度は同程度のもの多く板山四郎, 吉澤兩氏[35] によるに水, $\lambda_f\fallingdotseq 0.00141$ (20°C) 海水, $\lambda_f\fallingdotseq$ 0.00137 (20°C) cal. cm/rec°C 程度にてセメントペーストの實質部熱傳導 λ_L の 1/2～1/3 程度である.

先づ含水飽和狀態に於ける λ_s を Maxwell の式より誘導せんとす. 蓋し III—[2] 節 (4) 式の如く, 本實驗結果の乾燥狀態に於ける $\lambda\sim\varphi$ 關係は定性的に可成りよく $\frac{1-\varphi}{1+C_1\varphi}\lambda_L$ に一致せるものなればセメントペーストの場合は概ね斯かる理論が成立つものと見做し得. 卽ち

今，實質部熱傳導度；λ_L．空隙內液體熱傳導度；λ_f．空隙；φ．

とすれば λ_d，λ_s は夫々 (1) (2) 式に於いて，$\lambda_1=\lambda_L$，$\lambda_2=\lambda_f$ と代入すればよい．即ち (6) (7) 式を得．

$$\lambda_d=\lambda_L\frac{1-\varphi}{1+C_\lambda\varphi}\quad\cdots\cdots(6)\cdots\cdots(1)\text{と同じ，}$$

$$\lambda_s=\lambda_L\frac{2\lambda_L+\lambda_f-2\varphi(\lambda_L-\lambda_f)}{2\lambda_L+\lambda_f+\varphi(\lambda_L-\lambda_f)}\quad\cdots\cdots(7)$$

$\frac{\lambda_f}{\lambda_L}=g$ と置き λ_s/λ_d を求む，

$$\frac{\lambda_s}{\lambda_d}=\frac{2+g-2\varphi(1-g)}{2+g+\varphi(1-g)}\times\frac{1+C_\lambda\varphi}{1-\varphi}\quad\cdots\cdots(8)$$

g は空隙充滿液が單純に水なれば 1/2～1/3 程度の値にて C_λ は表—12 によれば I 群のもの平均 1，II 群のもの 1.4～0.6 程度である．今 (8) 式を圖—47 に得し結果と比較し，(8) 式の係數 g，C_λ の値を推定す．

I 群；　$C_\lambda\fallingdotseq1.0$，$g\fallingdotseq0.47$

II 群；　$C_\lambda\fallingdotseq0.60\rightarrow0.55$（$\varphi$ の減少に伴ひ）又は $g=0.82\rightarrow0.7$（φ の減少に伴ひ）

今，I 群 II 群の平均 λ_L は前章 [2] で述べしが，λ_f は下記の如くなる．

	普通セメント	N. P. C.	高爐セメント
I 群；	$\lambda_f=0.00171$	0.00150	0.00132
II 群；	$\lambda_f=0.00177$ →	0.00210 (C.G.S)	

斯くの如くして得たる λ_f の値は略々水の熱傳導度の程度のものであるが，II 群の內には可成り大なるものがある．且つセメントの種別により可成りの範圍ある事は重要な意義を有し殊に II 群に屬するもの>値の大なるは可溶性珪酸ゾルを形成する爲めと見做し得．λ_f の大なる液體を空隙に滿し λ_L の小なる實質部を殘留せしめ I 群普通セメントの場合 λ_f は同程度なるも液體の性質を異にするものと推論し得，混合セメント中 T. S. C. のみ I 群に屬す．石灰液出量試驗(36) の結果に比較するに外見上並行せる結果を示さず．

更に λ_s/λ_d～P の關係を吟味せんに $P=\varphi/\rho_a$ の關係を使用し圖—47 の結果の空隙を表—5 の與ふ ρ_a にて割り P を求め橫座標にとれば圖—48 に示す如く I 群に於ては直線的關係を得るも II 群の場合には $\varphi=0.30$ 以上に於て φ の增加に伴ひ直線關係より稍々減少する傾向を示す．(8) 式よりも斯かる傾向を窺ひ知り得．

即ち，$\frac{1}{\rho_a}=\frac{1}{\rho_t(1-\varphi)}$　　$\therefore\ \varphi=P\rho_t(1-\varphi)$ を (8) 式に代入すれば，下記 (9) 式を得．

$$\frac{\lambda_s}{\lambda_d}=\left(\frac{2+g+3P\rho_t g}{2+g+3P\rho_t}\right)\{1+P\rho_t(1+C_\lambda)\}=\Phi(g,P)\{1+P\rho_t(1+C_\lambda)\}\quad\cdots\cdots(9)$$

但し，$g=\lambda_f/\lambda_L$，$P=w/W_d$．ρ_t=眞比重．C_λ=係數，を示す．$\Phi(g,P)$ は g,P の函數なれども $P=0.5$ 以下なれば $g=0.5$ 程度に於て約 0.74；0.75；0.766；0.82；0.89（$P=0.5$；0.4；0.3；0.2；0.1 に對し）程度にて，g の大なる程 1 に近づく，且つ玆に得たる係數 C_λ は表—12 と，λ_s/λ_d～φ 關係に於けるものと類似の意義を有するものなれば同程度の互に矛盾せざるものなるを要す．ρ_t は各試料に就き略々同一値をとる．

C_λ 値；I 群；約 1，II 群；約 1.3 である．且つ P（即ち φ）の增加に伴ひ增加するものなれば (9) 式は兩者の影響により略直線關係を與へ圖—48 の如き結果を與へる．殊に φ の小なる場合 λ_s/λ_d～P 關係は實用上全く直線と解し得．

斯くの如く含水飽和狀態に於ける熱傳導度 λ_s の特性を知り得．

次ぎに一定の空隙に對し乾燥狀態より飽和狀態に至る中間に於て含水量と熱傳導度 $\varphi\lambda\varphi'$, との關係を考察するに全く類似の論法により之を知り得. 卽ち (7)式の λ_f の代りに空隙(半徑 a_2 球)內に液體 (λ_2) と氣體 (半徑 a_1 球體, 導傳度 λ_1) の滿てる系を考へ, a_2 球內全體一樣なる液體と見做す場合の相當傳導度 λ'_f は下式 (10) により表さる. 但し φ, φ' は(11)式により表さると假定す. 卽ち單位正立方體內に小泡1個づゝ存在するものと見做す.

$$\lambda_f'=\frac{(2\lambda_2+\lambda_1)a_2^3-2(\lambda_2-\lambda_1)a_1^3}{(2\lambda_2+\lambda_1)a_2^3+(\lambda_2-\lambda_1)a_1^3}\lambda_2 \quad\cdots\cdots(10)$$

$$\varphi=\pi\frac{4}{3}a^3,\quad \varphi'=\pi\frac{4}{3}(a_2^3-a_1^3) \quad\cdots\cdots(11)$$

今一般の記號によれば $\lambda_2=\lambda_f$, 且 $\lambda_1=0$ と置けば (10) 式より

$$\lambda_f'=\frac{2\varphi'}{3\varphi-2\varphi'}\lambda_f=\phi\lambda_f \quad\cdots\cdots(10)'$$

(10)′ 式を得. 更に (8) 式の　λ_f に λ_f' を代入すれば (8)′ 式を得.

$$\frac{\varphi\lambda\varphi'}{\lambda_d}=\frac{2+g\phi-2\varphi(1-g\phi)}{2+g\phi+\varphi(1-g\phi)}\times\frac{1+C_\lambda\varphi}{1-\varphi}=F(\phi)\frac{1+C_\lambda\varphi}{1-\varphi} \quad\cdots\cdots(8)'$$

(8)′ 式は空隙 φ のもの>內 φ' を液體にて充滿せる場合の熱傳導度 $\varphi\lambda\varphi'$ と乾燥狀態に於ける λ_d との比率を示すもので φ' の 0 より φ に至る時の ϕ を $F(\phi)$ に代入するに, 實際に起り得る $g(\lambda_f/\lambda_L)$, φ(0.6 以下) に對し, $F(\phi)$ は $\varphi'\to\varphi$ の變數範圍に於て略々直線的に變る. φ' は又充滿水量の重量とも見做し得. 卽ち飽和狀態に至る階程に於ては熱傳導度は含水量に直線的に增加す. 第Ⅰ報のコンクリート, モルタル, セメントペーストの實驗結果[37] とも一致し各傾向は上記 (8)′ 式にて了解し得る.

斯くの如く理論的考察竝に實驗結果よりして, セメントペーストの熱傳導度が一樣なる含水狀態に於て乾燥狀態の場合に比較し如何なる値をとるや其の主要なる要素を明かにす. 殊に球狀小泡の空隙の分散せるセメントペースト類似の構成構造を有する物質の同樣特性に關する考察原理を一應吟味し得, コンクリート, モルタル試驗結果にも適應し得る事をも明かにす.

V. 結　　論

コンクリートを構成せる各種セメントペースト (普通セメント, 中庸熱セメント, 早强セメント, 珪酸質混合セメント, 高爐セメント) 溫度傳導率竝に熱傳導度が空隙含水量材齡等により如何なる程度の影響を蒙るものなるやを理論竝に實驗的に明かにし, 且つセメントの種別による熱傳差異竝に其の他必要なる熱的性質の二三をも測定す. 其の詳細は各節に記載せるも其の要旨を下記に列擧す. 本報告の意義は更に進んでコンクリートの如き空隙構造を有する材料の熱傳導度竝に溫度傳導率と此等を支配する主要要素 (例へば空隙率含水量材齡等) との關係に論究せる事である.

要旨下記の如し.

1. 供試セメントの眞比重を測定し, セメントに依り異るも W/C 比 =0.25~0.7 (0.8) の範圍に於てセメントペーストを作成し, 型外し直後に於ける正味 W/C 比竝に分離水量と製作 W/C 比との關係をも明かにす.
2. 溫度傳導率測定は過渡法により材齡3日前後より 28 日前後までは浸水狀態, 更に約3ケ月室內乾燥後絕對乾燥に於ける實驗を爲す.
3. 材齡3日乃至 28 日前後間に於ける吸水による重量變化を測る.

4. セメントペースト見掛比重は計算及び試驗より求む兩者略々一致せる結果を得．眞比重は兩法に依るもの異り一般に計算値は大なる値を示す．半固着水の取扱如何に依ると思はるも的確なる事は此後の研究に俟つべきものとす．

5. セメントの平均比熱（約 25°C 乃至 90°C）を測定し，セメントペーストの絕對乾燥及び飽和含水兩狀態に於ける熱容量（$[W]_d$, $[W]_s$）を算出し，各セメントペーストに就き熱容量～空隙率の關係を明かにす．絕對乾燥狀態に於ける $[W]_d$ は大さ略々三級に分類し得即ち

普通セメント，早强セメント……最も大きく
高爐セメント，珪酸質セメント……中位
U. Kok. C.……特に少し

6. 各セメントペーストの浸水狀態に於ける溫度傳導率を飽和狀態に至るまで測定し，材質の材齡による變化に基く影響と含水による影響とを明かにす．恒溫槽溫度は $\theta_a=35°C$, $\theta_i=18C$, とするも斯かる程度の溫度範圍に於ては溫度に無關係に略々一定である．

7. 製作後約 28 日前後にて吸水により略一定重量になる，各試料に就き重量～浸水日數の關係を明かにす．

8. 浸水狀態に於けるセメントペーストの溫度傳導率 k^2 と吸水量をも含む水セメント比（W/C）との關係を求め，k^2～W/C 關係圖として示す．一般 W/C の大なるものは空隙率の大なるものにて k^2 率は減少す．

9. 浸水中材齡の增加に伴ひ溫度傳導率（k^2）は吸水增加の爲め增加するも一方硬化現象の爲めか k^2 率の變化は一樣ならず大略 3 種に分類す．

I.；正規約　普通セメント，早强セメント，A. M. C.：O. W. C. 等．
II. 變質的，　珪酸質混合セメント
III. 極小型，　高爐セメント

且つ k^2 の浸水中時日の增加に伴ふ增加割合を示す爲め材齡 3 日，14 日，28 日に於ける差 $_{28}\triangle_{14}$, $_{14}\triangle_{3}$, $_{28}\triangle_{3}$ を表示す．例へば $_{28}\triangle_{3}$ に就き引用するに．A. P. C の 0.00047 (C.G.S) の如きものより實用上零に近きものがある．

10. 浸水狀態に於ける k^2 率を直接比較する場合には含水量の影響を思慮する必要あるも，材齡 28 日 W/C≒0.25 に對し分類するも．

k_2≒0.0040 (C.G.S) 級より……0.00310 (C.G.S) の範圍の値をとる，

11. 絕對乾燥狀態に於ける溫度傳導率（k^2）を測定す．

k^2 は實驗範圍內（約 18°C～35°C）に於て溫度に無關係に略々一定である．

12. 乾燥狀態に於ける溫度傳導率（k_d^2）と空隙率（φ）の關係を理論的に考察し下記の實驗式を確認し，該式中の常數（C_k）竝に實質部の溫度傳導率を示す値（k_L^2）を定む．

$$k_d^2=k_L^2\frac{1-2C_k\varphi}{1+C_k\varphi}$$

13. 上項の k_L^2, C_k の範圍下記の如し．

k_L^2=0.00590 (C.G.S)……0.00365 (C.G.S) にて一般に高爐セメントは小なる値を示すも其の他セメント種類市場名の差異による區分は明瞭でない．

C_k 範圍；0.38～0.22……の如し．

14. 乾燥狀態に於ける熱傳導度（λ_d）と空隙率（φ）の關係を理論的に考察し下記實驗式を確認し，該式中の常數

(C_λ) 益に實質部の熱傳導度 λ_L を示す値 λ_L を定む;

$$\lambda_d=\lambda_L\frac{1-\varphi}{1+C_\lambda\varphi},$$

15. 上項の λ_L, C_λ の範圍下記の如し.

λ_L=0.00380 (C.G.S)……0.00270 (C.G.S) にて一般に高爐セメントは小なる値をとり, 普通セメント早强セメントは大なる値をとる, T. S. C. は混合セメントなるも例外的に最高値をとる.

C_λ 範圍: 1.4~0.63

にて一供試體に就き實驗の空隙 (φ) 範圍内にて C_λ は略々常數なるも數種のものに於て φ の增加に伴ひ 20 %前後增加す.

16. 熱傳導度 (λ) と吸水の關係を一樣に含水部の分布せるものとの假定の下に明かにす.

飽和狀態に至る各階程に於て含水量 $\left(P=\frac{w}{Wd}\right)$ との關係の實用上直線的なる事を理論的考察に基き實驗結果より確認す, 同關係は空隙 (φ) の中, φ' 部分充水せるもの熱傳導度 $\varphi\lambda\varphi'$ と絕對乾燥時の値 λ_d の比率とし下式により與へた.

$$\frac{\varphi\lambda\varphi'}{\lambda_d}=F(\phi)\frac{1+C_\lambda\varphi}{1-\varphi}$$

但し, $F(\phi)=\frac{2+g\phi-2\varphi(1-g\phi)}{2+g\phi+\varphi(1-g\phi)}$,

$$\phi=\frac{2\varphi'}{3\varphi-2\varphi'},\quad g=\lambda_f/\lambda_L,$$

λ_L=實質部熱傳導度, λ_f=空隙充滿水熱傳導度 を示す.

17. 吸水飽和狀態に於ける熱傳導度 λ_s と乾燥狀態に於ける値 λ_d との比率は φ=0.30 前後までは略々直線的なるも以後 φ 增加するも漸次傾偏し一定値に近く傾向をとる, 直線部を考察するに,

$\frac{\lambda_s}{\lambda_d}$≒1.2~2.6 の二群に分る.

II 群 (2.6) A. M. C., U. S. C., U. Kei. C., I. S. C., O. S. C.

I 群 (1.2) 普通セメント, 早强セメント, T. S. C. 其の他

且つ λ_L を各群に屬するに就き記載せん,

II 群平均 λ_L=0.00294 (5 種)

I 群平均 λ_L=0.00362 (10 種), N. P. C.; 0.00318. 高爐セメント; 0.0028.

更に λ_f の値を求む. 卽ち 16 項に記載せし式に於て ϕ=1 と置き $\lambda_f/\lambda_d=g$ と λ_s/λ_d の關係より g 値從つて λ_f を得.

g 値; I 群略々一定にて 0.47

II 群 C_λ により異り一定ならざるも下記の範圍あり

C_λ ≒ 1.3 に對し g=0.6 ~0.55
0.8 ~ 0.82~0.7

含水せる溶液の λ_f は II 群のもの大にて 2 群の差異を明かに示す.

	普通セメント	N. P. C.	高爐セメント
I 群	λ_f=0.00171	0.00150	0.00132

II 群 λ_f=0.00177~0.00210 (C.G.S)

18. 前項までの理論的考察は適當なる假定の下に於てコンクリートにも適用し得るもので I 報の結果とも比較し其の適應性を確む.

上記に列擧せる如くセメントペーストの熱的特性を明かにし適當なる假定の下に類似の組織を有すると見做し得るものに擴張し得る事を論ず.

附記；試驗に關しては元所員土屋直君の努力に俟つ事頗る多し，錄して深く感謝の意を表す.

引用文獻

1) 島田八郎；コンクリートの熱的性質に關する研究（第 I 報）內務省土木試驗所報告第 37 號（昭和 12 年）

2) C. S. Rippon & L. J. Snyder : Thermal properties of Mass Concrete, J. Amer. Concrete Inst., Vol. 5, No. 1, sept-oct., 1933.

3) Thermi. Widerst. Koefft. gegen plötzlischen Temp. Wechsel (Winkelmann-Schott) für Gläser.

H. M. Westergaard : Analysis of stresses in concrete roads by variations of temp., Public Road, May, 1927.

J. Thomlinson ; Temp. variations & consequent stvesses produced by daily & seasonal temp. cycles in concrete slabs, Concrete & Constructional Engineering, June 1940, Vol. 35, No. 6.

4) 田所芳秋 ; Yoshiaki Tadokoro ; On the determination of the thermal Conductivity, specific heat, dencity & thermal expansion of different rocks & refractory materials, Sci. Rep Tohoku Imp. Uni., Vol. 10. 1921. 339. p.

田所芳秋 ; On the effect of Porosity upon thermal Conductivity, Diffusibility, of Heat Capacity at high temp, Sci. Rep. Tohoku Imp. Uni., Vol. 15, 1926, 567.

5) 理科年表；D. 41，岩石ノ熱傳導度.

6) 藤井光藏；大堰堤築造用特種セメントの研究に就て，セメント工業 昭和 10 年，2 月，5 月.

村部庚次，堤信次；セメントペーストの溫度上昇狀況，セメント工業 昭 10，3 月 4，月.

石井鎭一郎：堰堤用特種セメントに關する文獻（1930—1933），エンジニヤー誌．13 卷，7 號．昭 9，7 月．永井彰一郎；堰堤工事用の低熱セメントに就て，同上，其の他．本邦，海外論文多數あるも省略する.

7) 川畑健華，齋藤仲男；普通，早强，中庸熱，珪酸質混合セメント及高爐セメントに關する比較試驗（第 I 報），土木試驗所報告第 41 號，昭和 13 年 5 月.

8) 吉田德次郎；セメント糊の研究 II，九州帝國大學工學部彙報．13 卷，1 號，1938.

山內俊吉；水和セメント中の水分と其の影響！大日本窯業協會誌．昭和 13 年，7，8 月；東京道路研究會誌．昭和 14 年 1 月.

篠原謹爾；セメント糊中の水分と壓縮强度！土木學會誌．25 卷，1 號．1939，1 月.

Combined water content in hardened portland cement pastes. 九州帝國大學工學部彙報．13 卷．3 號、4 號．(1938)

〃 セメント糊の研究．I，II．水和の程度に就て．九州帝國大學工學部彙報．14 卷 (1939) 4 號．15 卷 (1940) 4 號.

9) 碎石見掛比重測定法；土木材料標準試驗法．p. 117，(土木試驗所報告，昭和 7 年)

10) 島川；前揭 1. p.30. 11) 〃 ； 〃 1. p. 5.

12) 〃 ； 〃 1. p. 8. 13) 〃 ； 〃 1. p. 36.

14) 濱田 稔 ；The thermal Constants & the Strength of light aggregat concrete.；東京帝國大學工學部紀要, Vol. XVII, No. 11. oct. 1928.

15) 木下正雄, 清水定吉；各種建築構造物の熱傳播に關する研究(第6報). コンクリート, モルタル, 抗火石板試作壁體の熱傳導率；東京工業大學學報. 6卷10號. 昭和12年10月.

16) 平野正雄；Effects of temperature & Humidity on the Properties of cement & mixtures, 京都帝國大學工學部紀要. 第4卷, 第5號, 昭和2年2月. (1927)

17) F. Schmidt, G. Gehlhoff；Wärmeleitfähigketmessungen an feuerfesten Baustoffen, Ber. d. D. G. G., VIII Jg. H. 4, juli, 1930.

18) A. Eucken. Wärmeleitfähigkeit keramischer Feuerfeststoffe, V. D. I. Forschungsheft 353, 1932.

19) 田所芳秋；前揭 3.

20) 理科年表；D. 41. 氣體の熱傳導度.

21) C. H. Lees；On the conductivities of certain heterogeneous Media of a steady flow having a potential, Phil. Mag., Vol. 13 No. 88, 1932.

22) 島川八郎；瀝青乳劑の性狀に關する基本的研究(第4報). 土木試驗所報告第35號. 昭和11(1936) 8.

23) Max. Planck；Einführung in die Theorie der Elecktrizität & des Magnetismus. s .109.

24) C. Maxwell；Electricity & Magnetism, Vol. I., p. 440.

25) Lord Rayleigh；on the influence of obstacles arranged in rectanguler order upon the properties of a medium, Phil. Mag., **34**, 1892, p. 481.

26) Clausius-Mosotti；P. Debye, Polare Molekeln, 1929, Leipzig.

27) H. C. Burger；Das Leitvermögen verdünnter mischkristallfreier Legieruugen,
Physik. Z. **20**, (1919) No. 4.
〃 〃 **22**, (1921) No. 1.

28) K. Lichtenecker；Über eine Analogie im Verhalten leitender and nichtleitender Mischkörper,
Physik. Z. **25**, 1924, No. 24.

29) 島川八郎；前揭 1. p.40.

30) A. Hummel；Von der Prüfung der Wärmedurchlässigkeit der Baustoffe und Bauelemente, Zement, 29 J. 1940, H 32. s. 406. H. 33, s. 419.

31) 島川八郎；前揭 1. p.41.

32) 棚澤泰；鑛物質粒體の熱常數に及ぼす水分の影響. 機械學會論文集. 39卷, 232號, 昭和11年8月. p. 352.

33) 河上益夫, 山本盛太郎；流體の透過物に關する研究 (第2報) 東京工業大學學報. 第5卷, 7號. 1936. 7月.

34) 長岡順吉, 渡邊八城；The heat conductivity of frozen moist insulator, Sci. Reports of I. P. C. Research, oct.1938. Vol. 34.

35) 技山四郎，吉澤幸雄；水及び二三の水溶液の傳熱率，機械學會誌 37 卷，206 號．昭和 9 年 6 月．p.347.

36) 藤井光藏；塚原堰堤用中庸熱マスコン．セメント；試驗報告 (II) セメント工業．昭 14 年 7 月．III.

37) 島田八郎，前揭．1．p.41.

那珂川河口の漂砂に就ての實驗

嘱託　本間　仁

目　次

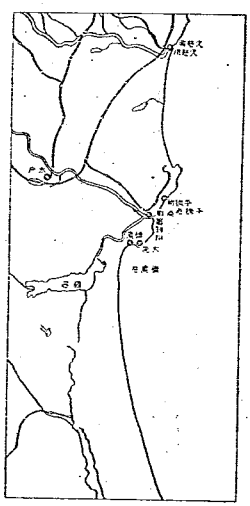
I. 緒　言……（1）
II. 風及び其他の記錄……（1）
III. 實驗裝置及び方法……（3）
IV. 實驗結果……（3）
V. 結　言……（8）

I. 緒　言

筆者は報告第 46 號に於て幾何學的形狀の模型を用ひた場合の河口附近の漂砂に關する實驗的研究の報告を行つたが，玆にはその問題の實際上の一例として茨城縣那珂川河口の漂砂と河口に築造せらるべき導流堤の影響等を知る爲の模型試驗の結果を報告する．

那珂川河口附近の地勢は圖—1 に示す樣に海岸線はほゞ南北に走り，北方及び南方には砂濱が延びて，河口附近のみ岩礁の多い地帶をなしてゐる．從つて河口附近の砂濱は河口那珂湊の漂砂に直接大きな影響を與へるものとは見えず，那珂川よりの流出土砂及び南北兩方面の砂濱の中何れかゝら移動し來る土砂がこの地方の漂砂問題の對象となるものと思はれる．

圖—1　那珂川河口附近一般圖



殊に磯濱港の前例から見れば南方から移動する漂砂の著しいものである事は明かであつて，之が大洗の岬を越えて何の程度に那珂湊附近に達するかゞ問題である．然しこの種の模型試驗では量的の問題まで解決する事は困難であるから，この試驗では導流堤の在る場合と無い場合に就て試驗を行つたが，その結果は漂砂堆積狀態の傾向を知る爲の資料と考へて，數量的な問題には利用しない積りである．

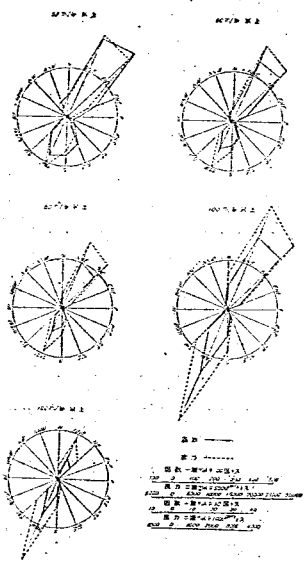
II. 風及びその他の記錄

圖—2～5 には水戸測候所湊出張所にて觀測した風の記錄によつて作製した當地方の風圖を示す．觀測期間は大正 10 年より昭和 5 年まで 10 箇年間であつて，之等の圖にはその平均値を表してゐる．

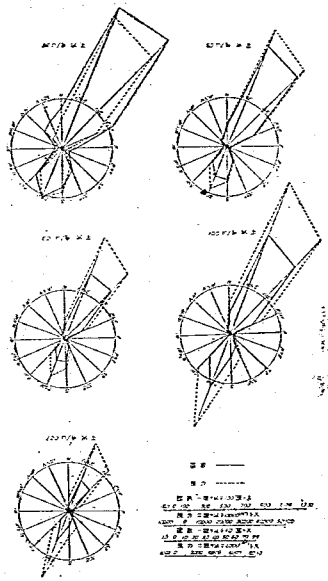
圖—3, 4 及び 5 は夫々春季，秋季，及び冬季の觀測値のみを平均したものであつて，夏季の風は他の季節に比して著しくなく，漂砂に影響する所が少いから省略した．

之等の圖から見れば，この地方の卓越風は *NNE* 乃至 *NE* の風と *SSW* の風であつて，秋季から冬季にかけては殆ど *NNE* 又は *NE* である．

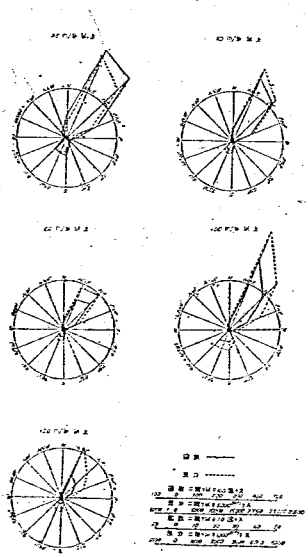
圖—2 10年間平均風圖（10m/秒以上は下段の縮尺による）



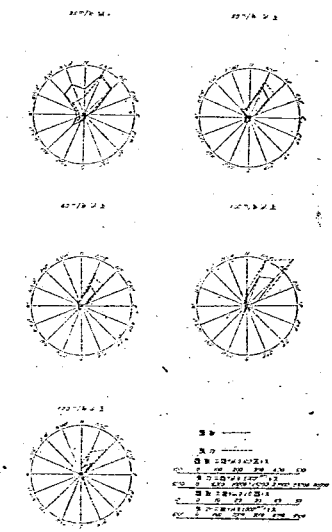
圖—3 春季平均風圖



圖—4 秋季平均風圖



圖—5 冬季平均風圖



那珂川の流量は當地の漂砂に重大な影響を持つものであるが，過去の實測によれば洪水量は河口に於て最大約 4,000 m^3/sec，平水量は水戸市にて 60 m^3/sec 程度であり，之より下流では潮汐の影響が相當にある.[1] 又水戸市より下流で支川涸沼川が合流してゐるが，その平水量は 3 m^3/sec 程度に過ぎない.

この地方近海の潮流は沿岸潮流としては河川からの流出水によるもの以外は殆ど認められない程度である．海流は顯著であるが，之は漂砂に影響するものとは考へられないから，結局この附近の漂砂は他の多くの河口に於けると同じく，風浪と河水とによつて動かされてゐるものと思はれる.

III. 實驗裝置及び方法

實驗裝置は前回と全く同じであつて，[2] 模型縮尺は水平 1/2,000，鉛直 1/400 とした．試驗水槽内の模型の配置は前回報告中圖—1 の下方又は左方に波起し裝置を設ける．模型は砂地以外の陸地，岩礁等はモルタルで作り，砂濱及び海底には砂を用ひて昭和 3 年實測の淺深圖に從つて仕上げた．用ひた砂の粒度も前回の實驗に用ひたものと同じである.[3]

各實驗を行ふに當つては，その度毎に砂濱及び海底を現狀（昭和 3 年實測）に模して作り，等深線を入れて寫眞を撮つて記錄に殘した．之に 3 時間づゝ波を送つて後，更に變形後の等深線を入れて寫眞を撮つて實驗記錄とした.

波は波長 1 m 前後，週期 1 秒，波高 2～3 cm 程度であつて，方向は東及び南の 2 種である．波起し裝置のアームの長さを 20 cm と 17.5 cm の 2 種としたので，波の大さも 2 種ある.

IV. 實 驗 結 果

前節の方法によつて 3 時間連續して實驗を行ひ，大體安定狀態に達したものとして[4] その時の海底の形の變化を調べた．實驗は東風及び南風に就て別々に行つた．前回の實驗報告でも述べた樣に風の方向が多少違つてゐても海岸に來る波の方向は殆ど同じになつてしまふ．從つて S と SSE の風では其等による波には殆ど變化がない樣である.

[1]. 東風に就ての實驗

實驗の種類は

i. 防波堤なし，河川からの流量 $Q=0$, 波起し裝置アーム長 $R=20$ cm

ii. 左岸突堤あり，$Q=0$, $R=20$ cm

iii. 左岸突堤あり，$Q=0.5$ l/sec, $R=20$ cm

iv. 上の場合に波をやゝ小さくす，波起し裝置のアーム $R=17.5$ cm

v. 兩岸の突堤あり，$Q=0$, $R=17.5$ cm

1) 那珂川河口附近で合流する支川涸沼川に及ぼす潮汐の影響に關しては，土木學會誌第 17 卷第 3 號楠宗道 "感潮水路の水流に就て"

2) 土木試驗所報告第 46 號

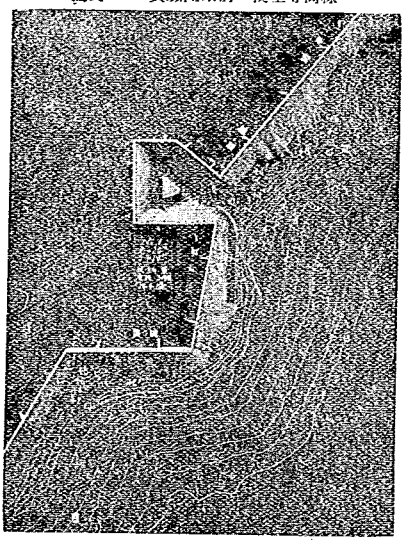
3) 2) と同じ

4) 大體 3 時間で安定に達する事は前の實驗で調べた

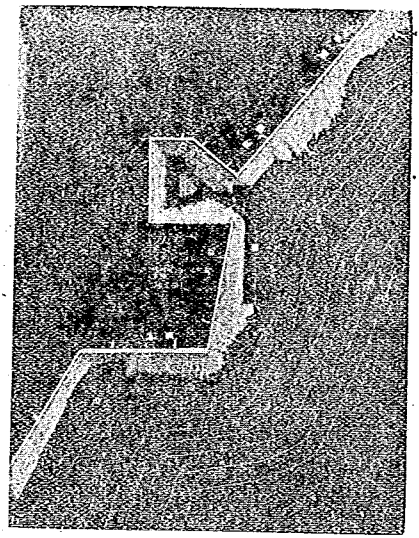
vi. 両岸の突堤あり，$Q=0.5$ *l*/sec，$R=17.5$ cm

vii. 両岸の突堤あり，$Q=0$，$R=20$ cm

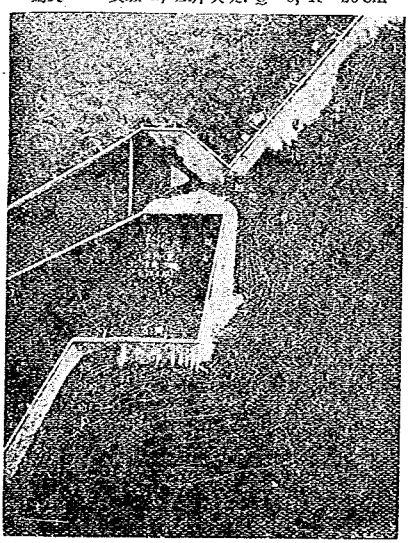
寫眞—1 實驗開始前の模型等高線



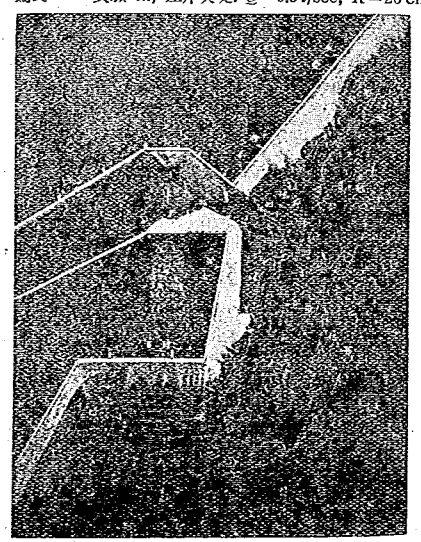
寫眞—2 實驗 i，突堤なし．$Q=0$，$R=20$ cm



寫眞—3 實驗 ii，左岸突堤．$Q=0$，$R=20$ cm



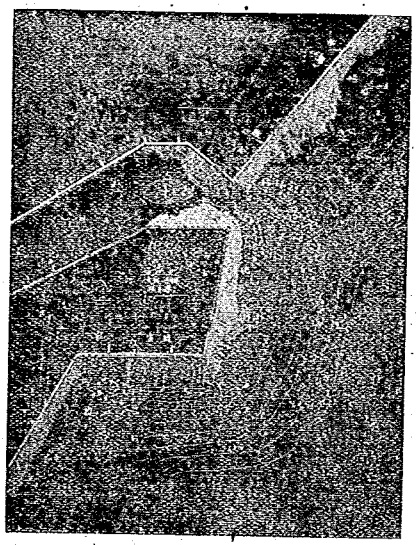
寫眞—4 實驗 iii，左岸突堤．$Q=0.5$ *l*/sec，$R=20$ cm



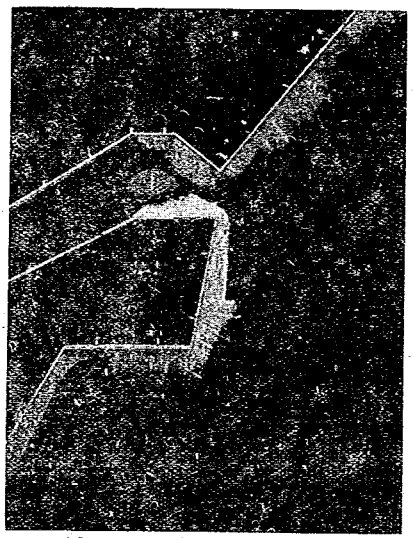
viii. 兩岸の突堤あり，$Q=0.5\,l$/sec, $R=20$ cm

寫眞 1 は實驗を初める前の模型に於ける海底の等高線を示す．之は實驗 i に對するものであるが，各實驗毎

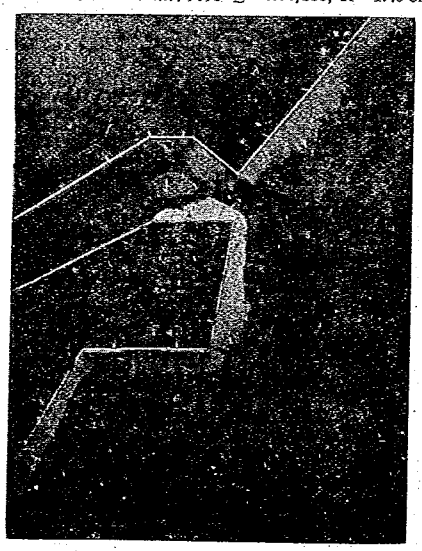
寫眞—5 實驗 iv，左岸突堤．$Q=0.5\,l$/sec, $R=17.5$ cm



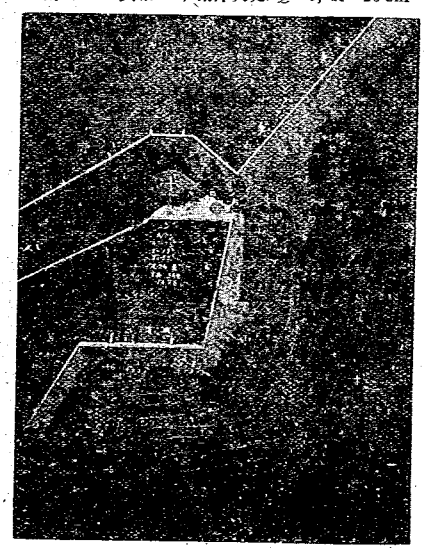
寫眞—6 實驗 v，兩岸突堤．$Q=0$, $R=17.5$ cm



寫眞—7 實驗 vi，兩岸突堤．$Q=0.5\,l$/sec, $R=17.5$ cm



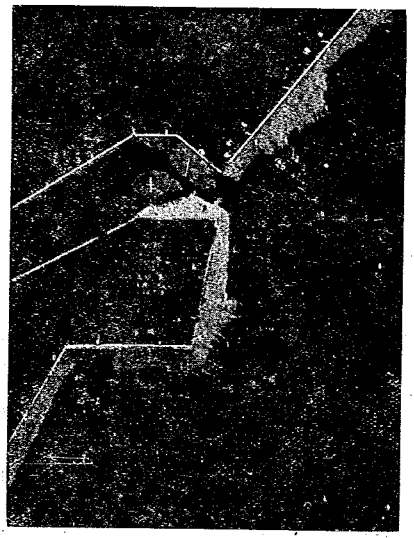
寫眞—8 實驗 vii，兩岸突堤．$Q=0$, $R=20$ cm



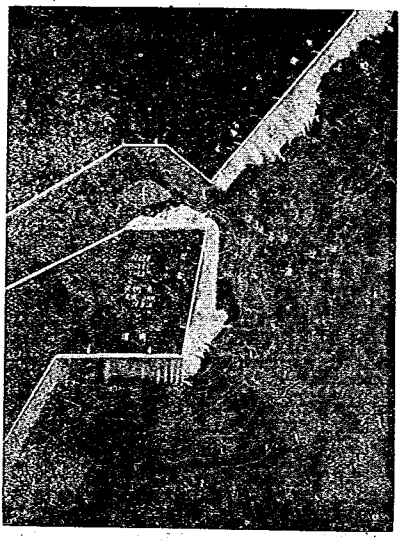
に之と同じ寫眞を殘した．等高線の形は殆ど等しくなつてゐるから此處には他の場合のものは總て省略する．

尙突堤の形狀は茨城縣窪土木課の計畫案によつた．

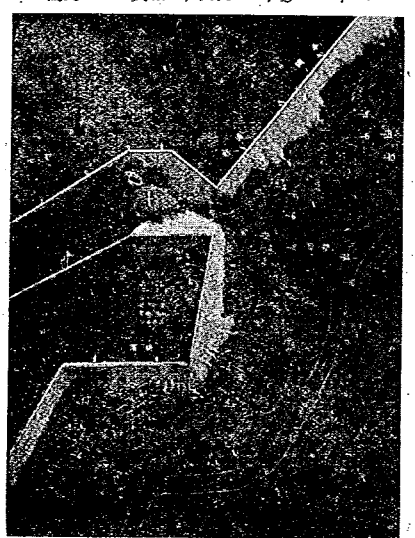
寫眞—9 實驗 viii, 兩岸突堤．$Q=0.5\,l/\mathrm{sec}$, $R=20\,\mathrm{cm}$



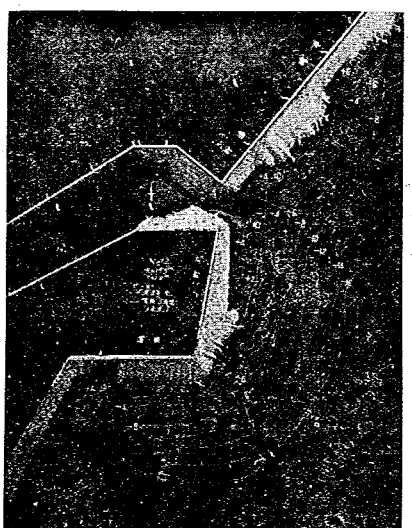
寫眞—10 實驗 ix, 突堤なし, $Q=0$



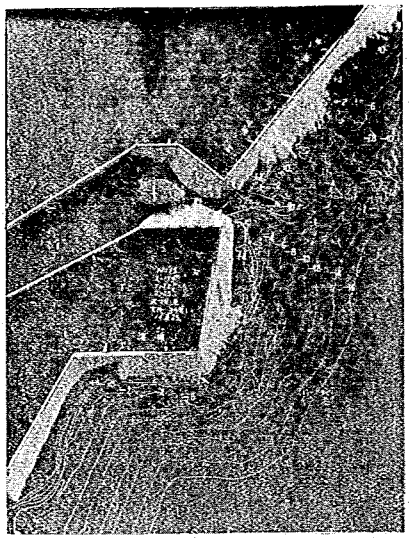
寫眞—11 實驗 x, 突堤なし, $Q=0.5\,l/\mathrm{sec}$



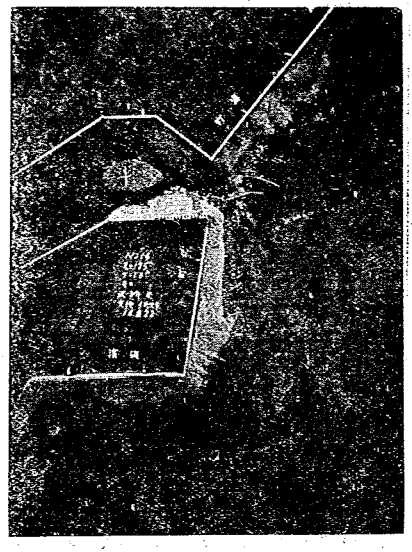
寫眞—12 實驗 xi, 左岸突堤, $Q=0$



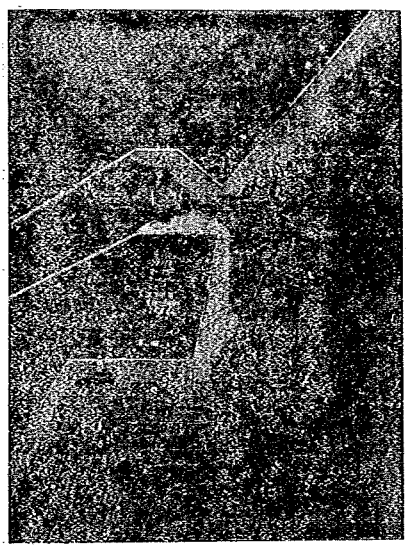
寫眞—13 實驗 xii, 突堤左岸, $Q=0.5$ *l*/sec



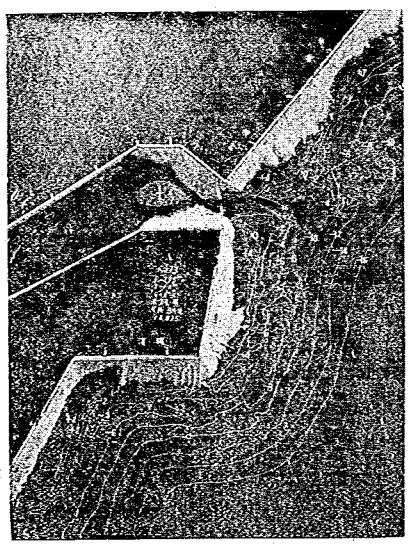
寫眞—14 實驗 xiii, 兩岸突堤, $Q=0$



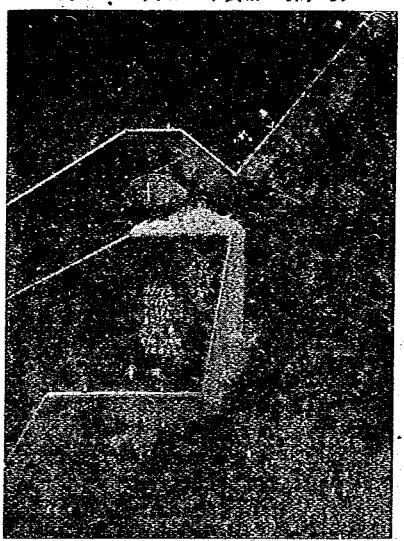
寫眞—15 實驗 xiii, 實驗 1 時間半の波



寫眞—16 實驗 xiv, 兩岸突堤, $Q=0.5$ *l*/sec



寫眞—17 實驗 xiv, 實驗 1時間の波



[2] 南風に就ての實驗

南風に對する漂砂の實驗も方法は東風の場合と全く同じである. 實驗の種類は

ix 突堤なし, 河川流量 $Q=0$, 波起し裝置アーム長 $R=17.5$ cm

x. 突堤なし, $Q=0.5$ l/sec, $R=17.5$ cm

xi. 左岸突堤あり, $Q=0$, $R=17.5$ cm

xii. 左岸突堤あり, $Q=0.5$ l/sec, $R=17.5$ cm

xiii. 兩岸突堤あり, $Q=0$. $R=17.5$ cm

xiv. 兩岸突堤あり, $Q=0.5$ l/sec $R=17.5$ cm

之等の實驗結果は寫眞—10 以下に示す. 但し實驗前の等高線の寫眞は總て省略した.

V. 結 言

先づ河川からの流量を無いものと假定した場合を考へて, 寫眞—2, 3, 6, 8 (以上東風) 及び寫眞—10, 12, 14 (以上南風) を比較して見る. 之等から見れば河川からの流量がなければ, 導流堤又は防砂堤の存在は漂砂の堆積に殆ど影響を與へて居らず, 特に突堤で圍まれた港内の堆積は開放されてゐる場合よりも寧ろ著しい. 之は突堤の先端が充分の水深のある處まで出てゐない爲であると思はれる. 尙砂の堆積狀態は東風による試驗よりも南風による試驗の方が自然の狀態に近いものになつた.

河川からの流量 $Q=0.5$ l/秒を流した試驗の結果を實際と對照する時には, 何の程度の流量に相當するかを推定するのは極めて困難である.

$$Q=bh\,C\sqrt{hi}$$

の關係があるものとして b, h 等の縮尺比から計算すれば, この流量は毎秒數千立方米の流量に相當する事になる. 然しこの流水の掃流力と釣合ふべき波もその大さに於て地形の縮尺程には縮少されて居らず, 實際よりも遙かに大きい波が襲來してゐる事になつてゐる. 之は模型の砂を動かすだけの力を起す爲には已むを得ぬ事である. 大體波力, 砂粒の大さの兩方面との關係を考へて, この $Q=0.5$ l/秒の流量は毎秒平均數十立方米程度の流量に相當する樣に思ふ.

先づ導流堤, 防砂堤等のない場合の流量の影響に就ては寫眞—10 と 11 を比較すれば, Q のある爲に生ずる砂洲の變化は多少異洲の出來る樣な傾向になつてゐる. 之は前回の實驗報告に於て河川の流量の相當大きい河口に生ずる形としたものである.

左岸突堤のみが存在してゐる時には河川流量さへ相當にあれば, 風の方向に拘らず航路水深は比較的よく維持される樣である. 寫眞—4, 5 及び 13 を比較して見れば, この結果は流量 Q が相當に大きい爲とも考へられる. 流量が少くなれば南風に對して航路維持には有利になるものと想像される.[3] 而てこの場合にも堆砂狀態は

3) 土木試驗所報告第 46 號

南風に就ての實驗の方が自然狀態に近い樣である.

次に突堤が兩岸から出てゐる場合に就ては, 寫眞—7, 9 及び 16 を左岸からの突堤のみの場合に比較して見ると, 航路の洗堀狀態及び砂洲の形は兩者の間に大差はない. 即ちこの實驗では右岸からの防砂堤の効用はあまり明かにならなかつた. 然し之がなければ河口右岸より北東に延びる砂洲を生ずる事は明かであつて, この砂洲を安定させる爲には防砂堤が必要であり, 又河川からの流量が少くなれば, 航路水深の維持上もこの防砂堤は有効になつて來る事と思ふ.

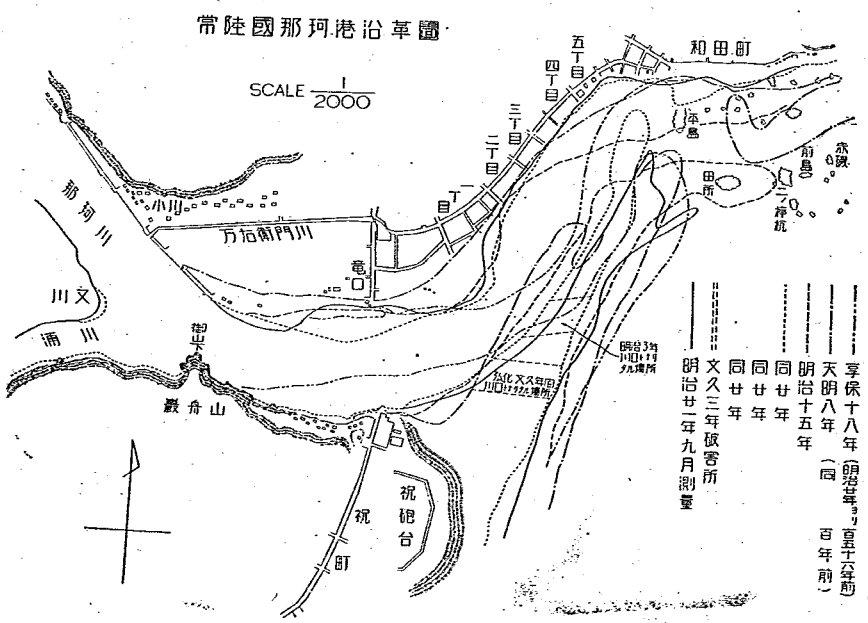
要するに漂砂に對して最も有効な作用を持つてゐるのは右岸の導流堤であつて, 之を更に延長すれば航路水深の維持上有効であると思はれる. 右岸の防砂堤は特に河川流量の少い時に航路及び砂洲の安定上必要である.

導流堤及び防砂堤の形及び位置の多少の違ひは實驗上には殆ど差はない. 又その影響を詳かにするにはこの實驗の模型では大さその他の點で不完全である. 然しこの樣な不確實な數量的問題を模型實驗に期待するのは模型を多少大きくするとしても危險である事が多い.

尙最後に附けた圖—6 は過去に於ける那珂川河口の變遷の狀態を參考までに示したものである. 最近數年間の移動に就ては, その特性等に關して稿を改めて述べる積である.

本實驗の實施に當つては內務技手細山角三氏, 及び澤田一夫氏, 中山義人氏等を煩はした.

圖—6 變　遷　圖



軸應力を考慮せる撓角撓度公式

內務技師　佐　藤　清　一

要　旨

所謂撓角撓度公式は之が撓角及び撓度を問題としてゐるにも拘はらず部材の軸應力を考慮に入れてゐない．故に之の影響を加味したモーメントの算式を撓角撓度公式の形にて求めたものである．

其の結果部材に中間荷重のない場合には簡單化した式

$$M_{ab}=\left(2EK_{ab}+\frac{H_{ab}\,l_{ab}}{3}\right)(2\theta_a+\theta_b-3R_{ab})$$

$$M_{ba}=\left(2EK_{ab}+\frac{H_{ab}\,l_{ab}}{3}\right)(2\theta_b+\theta_a-3R_{ab})$$

を得，中間荷重のある場合に對しては

$$M_{ab}=\kappa_{ab}[T_{ab}\theta_a-B_{ab}\theta_b-(T_{ab}-B_{ab})R]-C_{ab}$$

$$M_{ba}=\kappa_{ab}[A_{ab}\theta_b-S_{ab}\theta_a-(A_{ab}-S_{ab})R]-C_{ba}$$

を得た．

目　次

I. 緒　　言……（1）

II. 公式の誘導……（2）

［1］ 部材に中間荷重なき場合……（2）

［2］ 部材に中間荷重ある場合……（5）

III. 結　　語……（9）

I. 緒　　言

一般に部材を切斷せる時は其の斷面に於ては必ず部材の軸に平行なる所謂軸應力と，之に垂直なる剪應力と，モーメントとの3種の力が働く筈である．

而して普通用ひられてゐる撓角撓度公式

$$M_{ab}=2EK(2\theta_a+\theta_b-3R)+C_{ab}$$

$$M_{ba}=2EK(2\theta_b+\theta_a-3R)+C_{ba}$$

を導く場合には，上記の3力の中剪力とモーメントの影響しか考慮に入れてゐない．

然るに撓角撓度式公は其の名の示す如くに部材の撓角竝びに撓度を問題とする式なのである．そして之等2者と應力との關係を考へる時，モーメントと剪力とは大きな影響をもつ事は明らかである．所が軸應力の方は部材の變形の小なる間は其の影響を無視しておいて差支へないが，部材の變形が相當大となるに從ひ之の影響を考へに入れなければならない．而も此の式が部材變形の撓角と撓度とを問題とするものであつてみれば尙ほ更之を考

慮する必要が起るものと考へる.

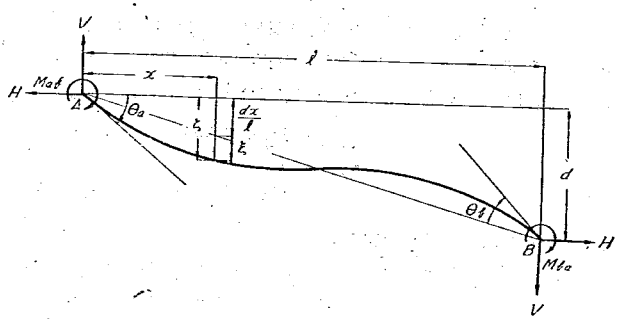
そこで筆者は軸應力の影響を考慮に入れた場合のモーメントの式を，部材の中間に荷重のない場合とある場合とに就て，撓角撓度公式の型式で求めてみた.

II. 公 式 の 誘 導

[1] 部材の中間に荷重のない場合

荷重に依り變形せる一部材 AB を取り出して考へれば圖—1 の如くである.

圖—1



M_{ab}=端 A に於ける抗力として起るモーメント（時針方向を正）

M_{ba}=端 B に於ける抗力として起るモーメント（時針方向を正）

H=水平應力(張力を正)

V=垂直應力（部材を時針方向に廻轉せしめる如き向きを正）

l=部材 AB の長さ

x=端 A よりの水平距離

d=端 B の端 A に對する相對撓度（d なる撓みにより部材 AB が A を中心として時針方向に廻轉する如き撓みを正）

ζ=部材任意點の，A より引いた水平線よりの撓み

$$\xi=\zeta-\frac{dx}{l}$$

θ_{ab}=端 A に於ける部材の廻轉角（時針方向を正）

θ_{ba}=端 B に於ける部材の廻轉角（時針方向を正）

此の様に切取つて出された部材の力の釣合を考へれば

$$M_{ab}+M_{ba}+Vl-Hd=0 \quad \cdots\cdots(1)$$

$$\therefore\ V=\frac{Hd}{l}-\frac{M_{ab}+M_{ba}}{l} \quad \cdots\cdots(2)$$

部材の任意の點のモーメント M は軸應力の影響をも考へれば

$$M=M_{ab}+Vx-H\zeta$$

にて表はされる．之に (2) を適用すれば

$$M=M_{ab}-\frac{M_{ab}+M_{ba}}{l}x-H\left(\zeta-\frac{dx}{l}\right)$$

となるが，更に

$$\xi=\zeta-\frac{dx}{l}$$

とおけば任意點のモーメントは

$$M=M_{ab}-\frac{M_{ab}+M_{ba}}{l}x-H\xi \quad\cdots\cdots(3)$$

となる．

之を撓み曲線の式

$$EI\frac{d^2\xi}{dx^2}=-M$$

に代入すれば

$$\frac{d^2\xi}{dx^2}-\frac{H}{EI}\xi=-\frac{M_{ab}+M_{ba}}{lEI}x-\frac{M_{ab}}{EI} \quad\cdots\cdots(4)$$

を得る．之を

$$\left.\begin{aligned} m&=\sqrt{\frac{H}{EI}}\\ a&=\frac{M_{ab}+M_{ba}}{lEI}\\ b&=-\frac{M_{ab}}{EI}\end{aligned}\right\} \quad\cdots\cdots(5)$$

とおいて書き直せば

$$\xi''-m^2\xi=ax+b \quad\cdots\cdots(6)$$

此の簡單な微分方程式に於て余函數は

$$\xi=C_1e^{mx}+C_2e^{-mx} \quad\cdots\cdots(7)$$

であり，特解は

$$\xi=-\frac{a}{m^2}x-\frac{b}{m^2} \quad\cdots\cdots(8)$$

であるから一般解は

$$\xi=C_1e^{mx}+C_2e^{-mx}-\frac{a}{m^2}x-\frac{b}{m^2} \quad\cdots\cdots(9)$$

となる．茲で

$$(\xi)_{x=0}=0,\quad (\xi)_{x=l}=0$$

なる境界條件により積分常數 C_1, C_2 を求めば

$$\left.\begin{aligned} C_1&=-\frac{b(e^{-ml}-1)-al}{m^2(e^{ml}-e^{-ml})}\\ C_2&=\frac{b(e^{ml}-1)-al}{m^2(e^{ml}-e^{-ml})}\end{aligned}\right\} \quad\cdots\cdots(10)$$

となる．之に於ける a, b を (5) に依つて直し (9) に代入すれば

$$\xi=\frac{M_{ab}e^{-ml}+M_{ba}}{H(e^{ml}-e^{-ml})}e^{mx}-\frac{M_{ab}e^{ml}+M_{ba}}{H(e^{ml}-e^{-ml})}e^{mx}-\frac{M_{ab}+M_{ba}}{lH}x+\frac{M_{ab}}{H} \quad\cdots\cdots(11)$$

を得る．

然るに $\zeta=\frac{dx}{l}+\xi$ であるから之をxにて微分し $\frac{d\zeta}{dx}$ を求めば

$$\frac{d\zeta}{dx}=\frac{d}{l}+\frac{d\xi}{dx}$$

$$=\frac{d}{l}+\frac{M_{ab}e^{-ml}+M_{ba}}{H(e^{ml}-e^{-ml})}me^{mx}+\frac{M_{ab}e^{ml}+M_{ba}}{H(e^{ml}-e^{-ml})}me^{-mx}-\frac{M_{ab}+M_{ba}}{lH}$$

而して $\left(\frac{d\zeta}{dx}\right)_{x=0}\fallingdotseq\theta_a$ とせば

$$R=\frac{d}{l}\qquad\cdots\cdots(12)$$

とおいて

$$\theta_a=R+\frac{M_{ab}e^{-ml}+M_{ba}}{H(e^{ml}-e^{-ml})}m+\frac{M_{ab}e^{ml}+M_{ba}}{H(e^{ml}-e^{-ml})}m-\frac{M_{ab}+M_{ba}}{lH}$$

$$=R+\frac{m[M_{ab}(e^{ml}+e^{-ml})+2M_{ba}]}{H(e^{ml}-e^{-ml})}-\frac{M_{ab}+M_{ba}}{lH}$$

を得る.

玆に於て例へば

$$E=210{,}000\ \mathrm{kg/cm^2}$$

$$l=3.5\ \mathrm{m}$$

$$I=0.018\ m^4$$

$$H=17.5\ t$$

として考へれば m は,

$$m=\sqrt{\frac{H}{EI}}=\sqrt{\frac{17500}{210\,000\times1800\,000}}=0.000\,215$$

の order となり

$$e^{\pm ml}=1\pm ml+\frac{(ml)^2}{2}\pm\frac{(ml)^3}{6}+\frac{(ml)^4}{24}\pm\cdots\cdots$$

$$=1\pm0.075\,250+0.002\,831\pm0.000\,071+0.000\,001\pm\cdots\cdots$$

の如くであるから$\frac{(ml)^4}{24}$以下を無視して

$$e^{ml}+e^{-ml}\fallingdotseq2+(ml)^2$$

$$e^{ml}-e^{-ml}\fallingdotseq2ml+\frac{(ml)^3}{3}$$

とすれば θ_a は

$$\theta_a=R+\frac{m[M_{ab}(2+m^2l^2)+2M_{ba}]}{H\left(2ml+\frac{m^3l^3}{3}\right)}-\frac{M_{ab}+M_{ba}}{lH}=R+\frac{2M_{ab}-M_{ba}}{6E\frac{I}{l}+Hl}\qquad\cdots\cdots(13)$$

となる.

そこで何時もの様に

$$\frac{I}{l}=K\qquad\cdots\cdots(14)$$

とおけば

$$\left.\begin{aligned}(\theta_a-R)(6EK+Hl)&=2M_{ab}-M_{ba}\\(\theta_b-R)(6EK+Hl)&=2M_{ba}-M_{ab}\end{aligned}\right\}\cdots\cdots(15)$$

となる．之より M_{ab}, M_{ba} を求むれば

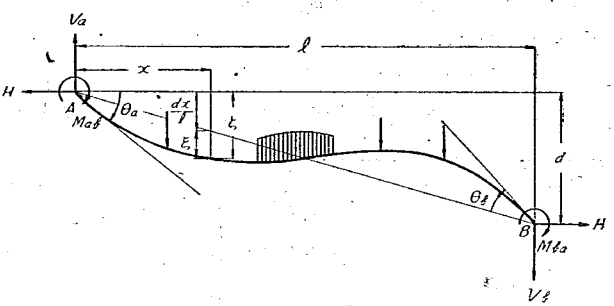
$$\left.\begin{aligned}M_{ab}&=\left(2EK+\frac{Hl}{3}\right)(2\theta_a+\theta_b-3R)\\M_{ba}&=\left(2EK+\frac{Hl}{3}\right)(2\theta_b+\theta_a-3R)\end{aligned}\right\}\cdots\cdots(16)$$

を得る (2599. 8. 21).

［2］ 部材の中間に荷重のある場合．

圖—2 にも示す如く記號は［1］に於て規定した通りとする．

前節と同樣の經過を辿る事になるのであるが，一應順序に誘導してみれば次の如くである．



圖—2

先づ B にてモーメントを取れば

$$M_{ab}+M_{ba}+V_al$$
$$-Hd+\mathfrak{M}_b=0\cdots\cdots(1)$$

但し $\mathfrak{M}_b$ = B にてとりたる外力のモーメント

(時針方向を正とす)

$$\therefore\quad V_a=\frac{Hd}{l}-\frac{M_{ab}+M_{ba}}{l}-\frac{\mathfrak{M}_b}{l}\cdots\cdots(2)$$

而して部材の任意點に於けるモーメント M は

$$M=M_{ab}+V_ax-H\zeta+\mathfrak{M}_l$$

但し $\mathfrak{M}_l=x$ なる點にてとりたる外力のモーメント (時針方向を正とす)．

之に (2) を代入し前節と同樣に

$$\xi=\zeta-\frac{dx}{l}$$

とおけば

$$M=M_{ab}-\frac{(M_{ab}+M_{ba})x}{l}-H\xi+\mathfrak{M}_l\cdots\cdots(3)$$

となる．

然るに

$$EI\frac{d^2\xi}{dx^2}=-M$$

であるから ξ は

$$\frac{d^2\xi}{dx^2}-\frac{H}{EI}\xi=\left[\frac{M_{ab}+M_{ba}}{lEI}x-\frac{M_{ab}}{EI}\right]-\frac{\mathfrak{M}}{EI}\quad\cdots\cdots(4)$$

より求める事となる.

$\mathfrak{M}$ は x の既知函數であるから此の一般解は次の如くになる.

即ち

$$\frac{d^2\xi}{dx^2}-\frac{H}{EI}\xi=0$$

の特解は

$$\xi_1=e^{mx},\qquad \xi_2=e^{-mx}$$

の2つであり又

$$\xi_1\frac{d\xi_2}{dx}-\xi_2\frac{d\xi_1}{dx}=-2m$$

であるから一般解は

$$\xi=A_1e^{mx}+A_2e^{-mx}$$
$$+\frac{e^{mx}}{2m}\int e^{-mx}\left(ax+b-\frac{\mathfrak{M}}{EI}\right)dx-\frac{e^{-mx}}{2m}\int e^{mx}\left(ax+b-\frac{\mathfrak{M}}{EI}\right)dx\quad\cdots\cdots(5)$$

となる. 但し m, a, b は前節と同様

$$\left.\begin{aligned} m&=\sqrt{\frac{H}{EI}}\\ a&=-\frac{M_{ab}+M_{ba}}{lEI}\\ b&=-\frac{M_{ab}}{EI}\end{aligned}\right\}\quad\cdots\cdots(6)$$

である.

此の a, b を (5) に代入すれば ξ は

$$\xi=A_1e^{mx}+A_2e^{-mx}-\frac{a}{m^2}x-\frac{b}{m^2}+\frac{1}{2mEI}\left[e^{-mx}\int\mathfrak{M}e^{mx}dx-e^{mx}\int\mathfrak{M}e^{-mx}dx\right]\quad\cdots\cdots(7)$$

となる.

そこで條件として $(\xi)_{x=0}=0$ とすれば,

$$0=A_1+A_2-\frac{b}{m^2}+\frac{1}{2mEI}\left\{\left[\int\mathfrak{M}e^{mx}dx-\int\mathfrak{M}e^{-mx}dx\right]\right\}_{x=0}$$

茲で右邊最後の項を計算してみるに

$$\left[\int\mathfrak{M}e^{mx}dx-\int\mathfrak{M}e^{-mx}dx\right]_{x=0}$$
$$=2\left[\int\mathfrak{M}\sinh mx\,dx\right]_{x=0}$$
$$=-\frac{2}{m}\left[\int\cosh mx\cdot Q\cdot dx\right]_{x=0}$$

但し Q=部材 AB を單桁として考へた場合の外力の剪力

となるから

$$D_0=\left[\int \cosh mx\cdot Q\cdot dx\right]_{x=0} \quad \cdots\cdots(8)$$

とおいて

$$A_2=-A_1+\frac{b}{m^2}+\frac{D_0}{H} \quad \cdots\cdots(9)$$

を得る.

次に $(\xi)_{x=l}=0$ により

$$0=A_1\left(e^{ml}-e^{-ml}\right)+e^{-ml}\left(\frac{b}{m^2}+\frac{D_0}{H}\right)-\frac{(al+b)}{m^2}+\frac{1}{2mEI}\left[\int \mathfrak{M}(e^{mx-ml}-e^{-mx+ml})dx\right]_{x=l}$$

を得るが, 前と同様の計算により

$$\left[\int \mathfrak{M}(e^{m(x-l)}-e^{-m(x-l)})dx\right]_{x=l}$$

$$=2\left[\int \mathfrak{M}\sinh m(x-l)\cdot dx\right]_{x=l}$$

$$=-\frac{2}{m}\left[\int \cosh m(x-l)\cdot Q\cdot dx\right]_{x=l}$$

となるから

$$D_l=\left[\int \cosh m(x-l)\cdot Q\cdot dx\right]_{x=l} \quad \cdots\cdots(10)$$

とおいて, 之等より

$$A_1=\frac{\{al+b(1-e^{-ml})\}H+m^2(D_l-D_0)}{Hm^2(e^{ml}-e^{-ml})} \quad \cdots\cdots(11)$$

$$A_2=-\frac{-\{al+b(1-e^{ml})\}H+m^2\{D_0(e^{ml}-e^{-ml})-(D_l-D_0)\}}{Hm^2(e^{ml}-e^{-ml})} \quad \cdots\cdots(12)$$

を得る.

今 $\frac{d\xi}{dx}$ を作れば

$$\frac{d\xi}{dx}=mA_1e^{mx}-mA_2e^{-mx}-\frac{a}{m^2}-\frac{1}{2EI}\left\{e^{-mx}\int \mathfrak{M}e^{mx}dx+e^{mx}\int \mathfrak{M}e^{-mx}dx\right\}$$

であり,

$$\left\{\int \mathfrak{M}e^{mx}dx+\int \mathfrak{M}e^{-mx}dx\right\}_{x=0}$$

$$=2\left[\int \mathfrak{M}\cosh mxdx\right]_{x=0}$$

$$=-\frac{2}{m}\left[\int \sinh mx\cdot Q\cdot dx\right]_{x=0}$$

であるから $\left(\frac{d\xi}{dx}\right)_{x=0}$ は $\left(\frac{d\xi}{dx}\right)_{x=0}=m(A_1-A_2)-\frac{a}{m^2}+\frac{N_0}{mEI}$

となる, 但し $N_0=\left[\int \sinh mx\cdot Q\cdot dx\right]_{x=0}$ ……(13)

$ml=\alpha$ とおいて A_1-A_2 を計算してみるに

$$A_1-A_2=\frac{\{al+b(1-e^{-\alpha})\}H+m^2(D_l-D_0)+\{al+b(1-e^{\alpha})\}H-m^2\{D_0(e^{\alpha}-e^{-\alpha})-(D_l-D_0)\}}{Hm^2(e^{\alpha}-e^{-\alpha})}$$

$$=\frac{[M_{ab}+M_{ba}-2M_{ab}(1-\cosh\alpha)]+2[(D_l-D_0)-D_0\sinh\alpha]}{2H\sinh\alpha}$$

であるから

$$\left(\frac{d\xi}{dx}\right)_{x=0}=\frac{M_{ab}[\alpha-2\sinh\alpha-2\alpha(1-\cosh\alpha)]+M_{ba}]\alpha-2\sinh\alpha]}{2Hl\sinh\alpha}$$

$$+\frac{\alpha[(D_l-D_0)-\sinh\alpha(D_0-N_0)]}{Hl\sinh\alpha}$$

と表はされる，

そこで

$$\theta_a\fallingdotseq\left(\frac{d\zeta}{dx}\right)_{x=0}=R+\left(\frac{d\xi}{dx}\right)_{x=0}$$

とすれば

$$(\theta_a-R)=AM_{ab}+BM_{ba}+\gamma \quad\cdots\cdots(14)$$

となる．

$$\left.\begin{aligned}&\text{但し}\quad A=\frac{\alpha-2\sinh\alpha-2\alpha(1-\cosh\alpha)}{2Hl\sinh\alpha}\\&B=\frac{\alpha-2\sinh\alpha}{2Hl\sinh\alpha}\\&\gamma=\frac{\alpha[(D_l-D_0)-\sinh\alpha\cdot(D_0-N_0)]}{Hl\sinh\alpha}\end{aligned}\right\}\quad\cdots\cdots(15)$$

次に θ_b を求めんに

$$\theta_b\fallingdotseq\left(\frac{d\zeta}{dx}\right)_{x=l}=R+\left(\frac{d\xi}{dx}\right)_{x=l}$$

となしうるから (θ_b-R)，即ち $\left(\frac{d\xi}{dx}\right)_{x=l}$ を計算するに，

$$\left\{e^{-ml}\int\mathfrak{M}\,e^{mx}dx+e^{ml}\int\mathfrak{M}e^{-mx}dx\right\}_{x=l}$$

$$=2\left[\int\mathfrak{M}\cosh m(x-l)dx\right]_{x=l}$$

$$=-\frac{2}{m}\left[\int\sinh m(x-l)\cdot Q\cdot dx\right]_{x=l}$$

$$N_l=\left[\int\sinh m(x-l)\cdot Q\cdot dx\right]_{x=l} \quad\cdots\cdots(16)$$

とおき，

$$A_1e^{ml}-A_2e^{-ml}=\{al+b(1-e^{-ml})\}He^{ml}+m^2e^{ml}(D_l-D_0)$$

$$+\frac{\{al+b(1-e^{ml})\}He^{-ml}-m^2e^{-ml}\{D_0(e^{ml}-e^{-ml})-(D_l-D_0)\}}{Hm^2(e^{ml}-e^{-ml})}$$

$$=\frac{M_{ab}(2-\cosh\alpha)+M_{ba}\cosh\alpha+[(D_l-D_0)\cosh\alpha-D_0\sinh\alpha(\cosh\alpha-\sinh\alpha)]}{H\sinh\alpha}$$

となるから

$$\left(\frac{d\xi}{dx}\right)_{x=l}=mA_1e^{ml}-mA_2e^{-ml}-\frac{a}{m^2}$$

$$-\frac{1}{2EI}\left\{e^{-mx}\int \mathfrak{M}\, e^{mx}dx+e^{mx}\int \mathfrak{M}e^{-mx}dx\right\}_{x=l}$$

$$=\frac{M_{ab}[\alpha(2-\cosh\alpha)-\sinh\alpha]+M_{ba}[\alpha\cosh\alpha-\sinh\alpha]}{Hl\sinh\alpha}$$

$$+\frac{\alpha[D_l\cosh\alpha-D_0\{\cosh\alpha+\sinh\alpha(\cosh\alpha-\sinh\alpha)\}+N_l\sinh\alpha]}{Hl\sinh\alpha}$$

となる．故に

$$(\theta_b-R)=SM_{ab}+TM_{ba}+\nu \qquad (17)$$

但し

$$\left.\begin{aligned} S&=\frac{\alpha(2-\cosh\alpha)-\sinh\alpha}{Hl\sinh\alpha}\\ T&=\frac{\alpha\cosh\alpha-\sinh\alpha}{Hl\sinh\alpha}\\ \nu&=\frac{\alpha[D_l\cosh\alpha+N_l\sinh\alpha-D_0\{\cosh\alpha+\sinh\alpha(\cosh\alpha-\sinh\alpha)\}]}{Hl\sinh\alpha}\end{aligned}\right\} \qquad (18)$$

を得る．そこで (14) と (17) より M_{ab} 及び M_{ba} を求めば

$$\left.\begin{aligned} M_{ab}&=\kappa[T\theta_a-B\theta_b-(T-B)R]-C_{ab}\\ M_{ba}&=\kappa[A\theta_b-S\theta_a-(A-S)R]-C_{ba}\end{aligned}\right\} \qquad (19)$$

を得る．但し

$$\left.\begin{aligned} \kappa&=\frac{1}{AT-BS}\\ C_{ab}&=\frac{\gamma T-\nu B}{AT-BS}\\ C_{ba}&=\frac{\nu A-\gamma S}{AT-BS}\end{aligned}\right\} \qquad (20)$$

III. 結　　語

II$_{\text{x}}^{\text{v}}$[1] の (16) は比較的簡単な式ではあるが，此の中に軸應力に相當して H が入つてゐるので實際の計算は相當に面倒となる事と思ふ．それで始めは普通の撓角撓度式にて計算し，その後その値を此等の式に代入して適合値に至るまで修正するのがよいと思ふ．

又中間荷重の存する場合の (19) 式は，中間荷重のある丈に複雜なものとなつてゐるが，之も今の場合と同じく繰返し修正に用ひればよい(2600, 12, 25.).