

アンボンド工法における PC 鋼より線の摩擦係数について

—PC 水タンクにおける測定結果例報告—

岩 崎 一 五*
 川 端 義 則**
 金 森 洋 一**

1. はじめに

アンボンド工法に用いられる PC 鋼より線は、シースト PC ストランドと呼ばれ、PC 鋼より線にグリースを塗布し、プラスチックのシースで被覆したものが一般的である。

シースト PC ストランドは、従来のグラウトされる金属製シースの場合と異なり、シース外径が小さく柔軟性があるため施工誤差の影響が大きく、直線配置における摩擦係数 μ は大きくなりがちである。またシースが軟かいため曲線配置における角変化に対する摩擦係数 μ も大きくなると考えられるが、グリースが潤滑剤として働くため、逆に小さい値となることも考えられる。

このシースト PC ストランドの摩擦係数については、筆者の測定結果¹⁾あるいは外国ではすでに規定^{2)~6)}などがある。しかし日本においては、設計に用いるための値としてある程度の標準値が定まるまでに、さらに実際の施工における測定データの集積が必要と思われる。

このたび滋賀県今津町において、円周方向のプレストレス導入にシースト PC ストランドを用いた大、小 2 基の PC 水タンクが建設され、摩擦係数を測定する機会が得られたので、その結果について報告し、今後の参考に供したい。

アンボンド工法のもっとも大きい利点は緊張材の防錆のためのグラウトが不要である点であり、タンクの円周方向に PC 鋼材が水平に配筋される場合にはグラウトの信頼性といった面からもアンボンド工法が適しているといえる。

また、タンクの配筋は比較的単純なので、施工時の配筋誤差は小さく、曲げ角度も 120° あるいは 180° と大きいため測定誤差は小さいであろうと予測され、摩擦係数の測定には適したものであると考え、今回の測定を実施した。

2. タンクの概要

測定を行った PC 水タンクは、昭和 50 年 9 月～10 月に滋賀県今津町において建設されたもので、その概要を写真-1 および 図-1 に示す。

小タンクの円周方向プレストレス導入には 7 本より

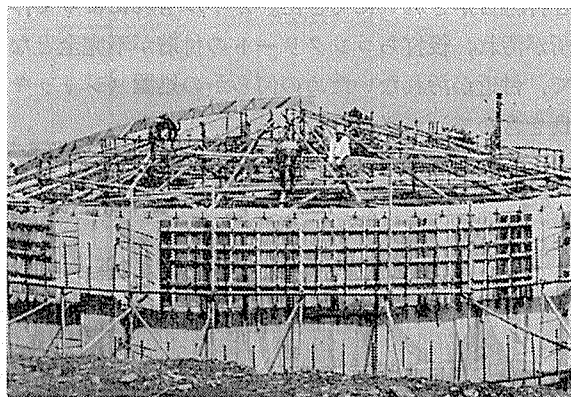
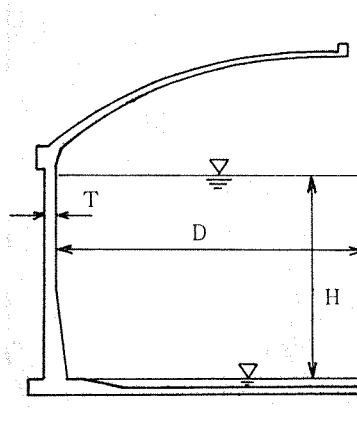


写真-1 タンク概観



	小タンク	大タンク
内 径 (D) (m)	7.0	20.4
有効水深 (H) (m)	8.0	8.0
容 積 (m ³)	300	2600
壁 厚 (T) (m)	0.20	0.20

図-1 タンク概要

* 日本建設工業 (株)

** 神鋼鋼線工業 (株)

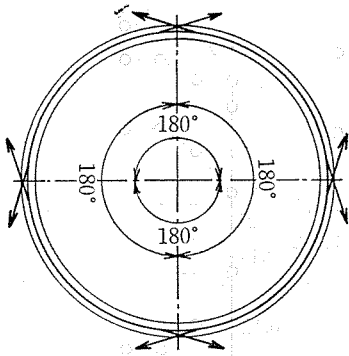


図-2 小タンク緊張配置図

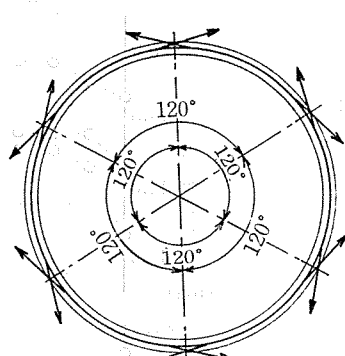


図-3 大タンク緊張配置図

表-1 PC鋼より線の機械的性質

	小タンク用	大タンク用
基本径 (mm)	15.2	17.8
断面積 (mm ²)	138.7	208.4
引張荷重 (kg)	27 600	41 600
降伏点荷重 (kg)	25 000	38 200
破断時伸び (%) (GL=600mm)	6.0	8.2
弾性係数 (kg/mm ²)	19 700	19 300

15.2 mm のシースト PC ストランドが用いられた。図-2 のように、1本の緊張材は 180° であり、90° ごとに順次ずらして配置されている。

大タンクの円周方向プレストレス導入には 19 本より 17.8 mm のシースト PC ストランドが用いられた。図-3 のように 1本の緊張材は 120° であり、60° ごとに順次ずらして配置されている。

実際の緊張はすべて両引きであるが、測定は片引きで行った。

3. シースト PC ストランド

使用されたシースト PC ストランドは、いずれもアスファルト系防錆グリースを塗布し、厚さ 1 mm のポリエチレンシースを被覆したものである。

PC鋼より線の機械的性質を表-1 に示す。

4. 測定方法

緊張に使用したジャッキは 15.2 mm, 17.8 mm ともに CCL 30 t ジャッキである。

緊張力の測定には、片引きであるが緊張側と固定側に同種のジャッキを用い、固定側のジャッキはある程度油圧ラムを出した状態で保持し、ジャッキ内に組み込まれたロードセルによって、緊張側、固定側の緊張力を読み取った。

伸びの測定は、緊張側、固定側のジャッキのラムの動きを読み、ジャッキ内グリップの移動量による補正を行



写真-2 緊張作業

い、緊張側、固定側のジャッキのラムの動きの差をとった。

緊張側と固定側の両方のジャッキ内のロードセルは、あらかじめキャリブレーションを行うとともに、測定時に適時 2 台のジャッキの突合せによるチェックを行い誤差が生じないように留意した。また緊張側と固定側を交互に取り換えて測定し、その結果、ロードセルによる差がないことを確認した。

5. 測定結果

測定したデータおよび摩擦係数 μ の計算結果を表-2, 3 および 図-4, 5 に示す。

(1) 緊張力による μ の計算

緊張側と固定側の緊張力の差による摩擦係数 μ の計算には、

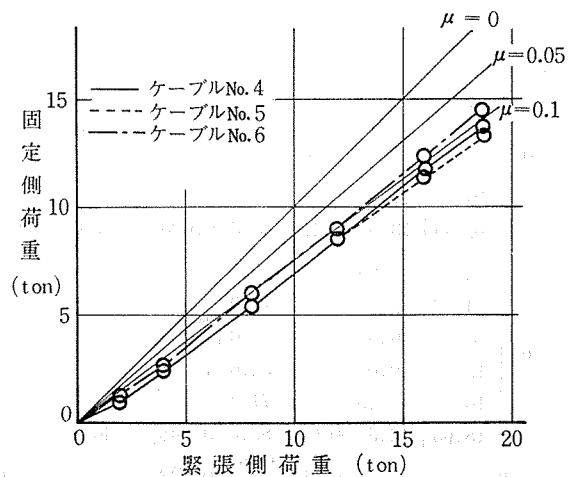


図-4 緊張側荷重と固定側荷重の関係 (小タンク)

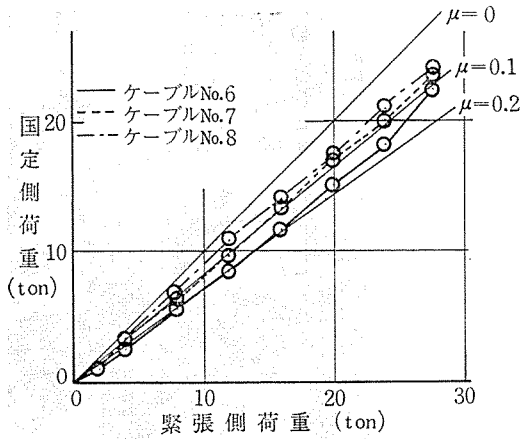


図-5 緊張側荷重と固定側荷重の関係 (大タンク)

$$P_0 = P_x \cdot e^{-(\alpha_x \cdot \mu + l_x \lambda)}$$

を用いた^{9),10),11)} (摩擦係数 λ は不明であるので0と仮定した)。

ここで

P_0 : 緊張側荷重 (kg)

P_x : 固定側荷重 (kg)

表-2 小タンクの測定結果および μ 計算値

No.	緊張側荷重 P_0 (t)	固定側荷重 P_x (t)	μ_p	伸び Δl (mm)	μ_i	伸び Δl (8~18.65t) (mm)	μ_i'
1	2	1	0.096	9.1	0.036		
	18.65	14.25		84.9			
2	2	1	0.079	9.3	0.018		
	18.65	14.95		86.5			
3	2	1	0.093	9.2	0.024		
	18.65	14.38		86.0			
4	2	1	0.109	9.8	0.011	49.7	0.012
	4	2.4		19.9			
	8	5.4		37.5			
	12	8.5		57.3			
	16	11.8		81.2			
	18.65	13.75		87.2			
5	2	1	0.112	8.7	0.028	47.4	0.055
	4	2.4		20.3			
	8	5.4		38.2			
	12	8.5		54.9			
	16	11.6		73.0			
	18.65	13.6		85.6			
6	2	1.25	0.090	8.4	0.048	46.8	0.069
	4	2.6		17.9			
	8	6.0		37.0			
	12	9.0		54.6			
	16	12.25		71.4			
	18.65	14.5		83.8			
平均			0.097		0.028		0.054

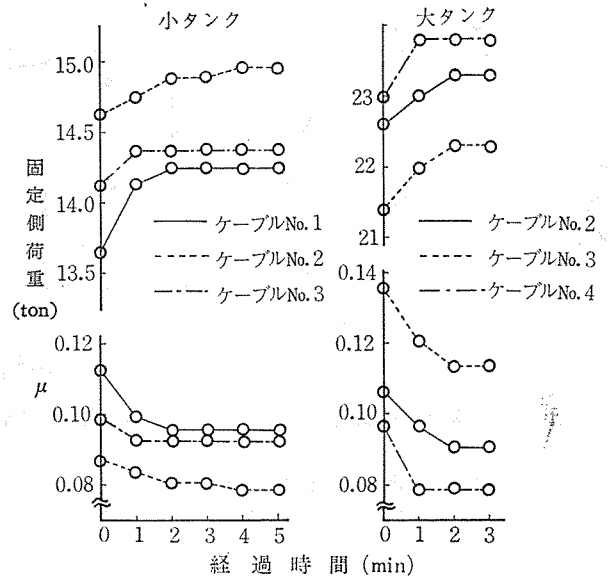


図-6 緊張側荷重を一定に保持した場合の固定側荷重および μ の変化 (小タンク) (大タンク)

α_x : 全角度変化 (rad) 2.79 1.89

l_x : 全鋼材長 (mm) 12 177.8 22 530.8

λ : シースの波打ちに対する摩擦係数 (1/m)

である。

この結果、いずれのタンクの場合も μ は約0.1の値を示している。

(2) 伸びによる μ の計算

緊張側の緊張力とPC鋼より線の伸びとの関係からも μ の値を求めることができるので、緊張力による結果のチェックの意味で計算を行ってみた。計算は次式による (λ は無視した)。

$$\Delta l = \frac{P_0 l_1 (1 - e^{-\alpha_x \mu})}{E \cdot A \alpha_x \mu} + \frac{P_0 l_2}{EA}$$

ここで (小タンク)(大タンク)

Δl : 伸び (mm)

l_1 : 鋼材曲線部長 (mm)

10 099.8 19 504.8

l_2 : 鋼材直線部長 (mm)

2 821.6 3 800.4

E : 鋼材弾性係数 (kg/mm²)

19 700.0 19 300.0

A : 鋼材断面積 (mm²)

である。

この結果、いずれのタンクも緊張力による計算結果と比べて小さい値を示している。

(3) 時間経過による μ の変化

グリースを塗布したシーストPCストランドでは、グリースの粘性のために応力の伝達に時間がかかると考えられる。

図-6 は緊張側緊張力を一定に保持し、固定側の力の変化を測定したものである。この結果、固定側の力は2~3分 で安定し、 μ の値に換算して10~15% 程度の低下がみられる。

また図-4,5 でわかるように、緊張力が小さい場合 μ は大きく、緊張力が大きくなると μ は小さくなっていくが、これも緊張力の伝達に要する時間の影響が現われているものと思われる。

6. 考 察

PC水タンクに用いられたシーストPCストランド 15.2mm および 17.8mm について摩擦係数の測定を行った結果、 $\mu \approx 0.1$ であった。ただしこの値は $\lambda=0$ として計算した場合であり、 λ の値を入れると μ の値はさらに小さくなる。たとえば $\lambda=0.004$ と仮定すれば小タンクにおける μ は 0.1 から 0.086 になり、大タンクにおいては μ は 0.1 から 0.059 になる。すなわち、本測定結果による限り、シーストPCストランドの摩擦係数 μ は 0.1 あるいはそれより若干小さい値であると推定される。

摩擦係数 λ の値は、グリースの粘性以外に施工誤差による影響が大きく、一律に定められないが一般的にはたとえば英国規格⁷⁾ のように直線配筋における施工誤差による曲がり を 0.02 rad/m として μ を求める方法が妥当であると考えられる。

外国における摩擦係数の規定例を参考として表-4 に示す。1970 年以前の規定においては、アンボンドでも金属製シースとほぼ同じ値が採用されているが、その後の新しい規定ではかなり小さい値となってきている。すなわち、金属製シースの場合、一般に μ は 0.25~0.3 であるが、アンボンドの場合、最近の規定においては 0.1~0.2 と小さい値となっているようであり、本測定結果からみても μ は 0.08~0.15 の値で、十分であると考えられる。 λ の値は施工誤差の影響が大であるから、設計時に用いる値としては、大きめの 0.003~0.004 程度を採用したほうがよいものと考えられる。

伸びによる μ の計算では、 μ の値が 0.03 前後であり、緊張力による計算値よりも小さい値となっている。緊張時にアンカプレートが緊張力の増加に伴い壁面に密着するために生じる移動量、曲線配筋であるために緊張力によって生じるストランドのシース内での偏心による移動量等がジャッキのラムの移動量に加わり、伸びとして現われ μ の値が小さくなったと思われる。小タンクでは 8~18.65 t、大タンクでは 12~27.65 t までの伸

表-3 大タンクの測定結果および μ 計算値

No.	緊張側 重荷 P_0 (t)	固定側 重荷 P_x (t)	μ_p	伸び Δl (mm)	μ_i	伸 び $\Delta l'$ (12~27.65t) (mm)	μ_i'
1	2 27.65	1 21.2	0.143				
2	2 27.65	1 23.3	0.091				
3	2 27.65	1 22.3	0.114	11.5 158.3	0.016		
4	2 27.65	1 23.4	0.088	12.2 168.8	—		
5	2 27.65	1 23.8	0.079	12.1 167.2	—		
6	2	1		10.7			
	4	2.6		24.9			
	8	5.6		46.2			
	12	8.5		66.6		0	
	16	11.7		87.3			
	20	15.1		112.5			
	24	18.2		137.1			
27.65	22.5	0.109	157.6	0.021	91.0	—	
7	2	1		8.1			
	4	3.3		25.6			
	8	6.3		45.1			
	12	9.7		68.6		0	
	16	13.4		91.4			
	20	17.0		113.1			
	24	20.0		133.1			
27.65	23.5	0.086	157.0	0.026	88.4	0.032	
8	2	1		10.7			
	4	3.3		20.4			
	8	6.9		44.6			
	12	10.9		68.6		0	
	16	13.9		88.5			
	20	17.1		110.3			
	24	21.0		133.0			
27.65	23.8	0.079	151.9	0.068	83.3	0.110	
平均			0.099		0.033		0.071

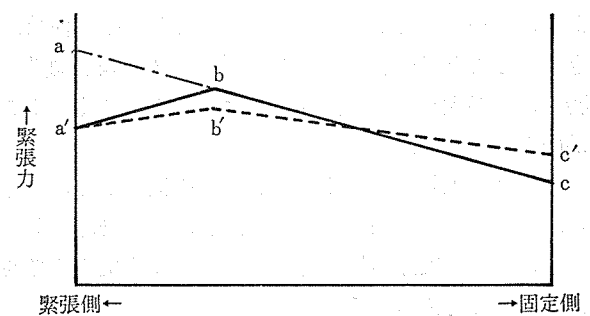


図-7 緊張力の分布モデル

表-4 摩擦係数 μ, λ の規定例一覧表

規 定	規定 年度	μ (1/rad)						λ (1/m)					
		金 属 シ ー ス			ア ン ボ ンド			金 属 シ ー ス			ア ン ボ ンド		
		鋼線束	鋼 棒	より線	鋼線束	鋼棒	より線	鋼線束	鋼 棒	より線	鋼線束	鋼 棒	より線
土木学会指針 ²⁾	1961	0.3	0.25	0.25				0.004	0.003	0.004			
ACI-ASCE ³⁾	1958	0.30* ¹ 0.25* ²	0.20* ¹ 0.15* ²	0.25* ¹ 0.20* ² (めっきス トランド)	0.30			0.0066* ¹ 0.0049* ²	0.00098* ¹ 0.00066* ²	0.0049* ¹ 0.0033* ² (めっきス トランド)	0.0066		
ACI-318 ⁴⁾	1963	0.25	0.20	0.25 (めっきス トランド)	0.30			0.0049	0.00098	0.0049 (めっきス トランド)	0.0066		
AS CA 35 ⁵⁾	1963	0.30* ³ 0.45* ⁴ (0.55)* ⁵	0.25* ³ 0.20* ⁴ (0.55)* ⁵	0.25* ³ 0.20* ⁴ (0.55)* ⁵	0.30	0.10		0.0066* ³ 0.0049* ⁴ (0.0049)* ⁵	0.0016* ³ 0.0013* ⁴ (0.0033)* ⁵	0.0049* ³ 0.0033* ⁴ (0.0049)* ⁵	0.0066	0.0066	
PCI ⁶⁾	1975	0.15 0.25	0.08 0.30	0.15 0.25 0.15* ⁶ 0.25	0.05 0.15		0.05 0.15	0.0033 0.0049	0.00033 0.0020	0.0016 0.0066 0.00066* ⁶	0.00098 0.0066		0.00098 0.0066
Concrete Society ⁷⁾	1974						0.12						0.0025
CCL ⁸⁾	1973			0.20 0.30			0.2			0.0017 0.0033			0.0033

*1 裸シース *3 裸および亜鉛めっきシース *5 Preformed hole
*2 めっきシース *4 鉛めっきシース *6 Rigidなシース

びによる μ の計算値を表-2,3 に示した。また緊張力による μ の値よりはかなり小さいが、表-6 の PCI 規定⁹⁾にはほぼ含まれる値を示しているといえる。

時間経過にともなう緊張力の伝達は 2~3 分で安定するようであるが、これは緊張力の大きさによっても変化するものと考えられる。くさび定着において PC 鋼材の緊張力分布は、定着前には 図-7 の a-b-c のようになり、定着後は実線部 a'-b-c となり、時間経過にともない緊張力の伝達が完了すると、点線部 a'-b'-c' のようになるものと考えられる。すなわち、緊張側と固定側の緊張力の差は比較的小さくなると考えられ、摩擦損失が非常に問題となる場合にはこれらの状況をよく把握することによって経済的な設計ができるものと考えられる。

7. おわりに

アンボンド工法におけるシースト PC ストランドの摩擦係数について PC 水タンクにおいて測定した結果、金属製シースの場合に比ベシース外径が小さく、柔軟性があり、シース材質が軟いといったことから摩擦係数は大きくなることが懸念されたが、グリースの潤滑効果の影響のほうが大きく、摩擦係数 μ はむしろ小さくなるものが明らかになった。

今回は施工誤差による λ の影響が比較的小さいと考えられるタンクを対象として選んだが、 λ の決定にあたっては、さらに実際の施工時のデータを多く集める必要があるものと考えられる。

グリースの粘性による緊張力の時間経過にともなう伝達については今回少しの測定を行ったが、緊張速度、グリースの粘性、気温、あるいは振動の影響といったものが十分考えられ、今後経済的設計を行うためには検討されるべき事項であると考えられる。

参 考 文 献

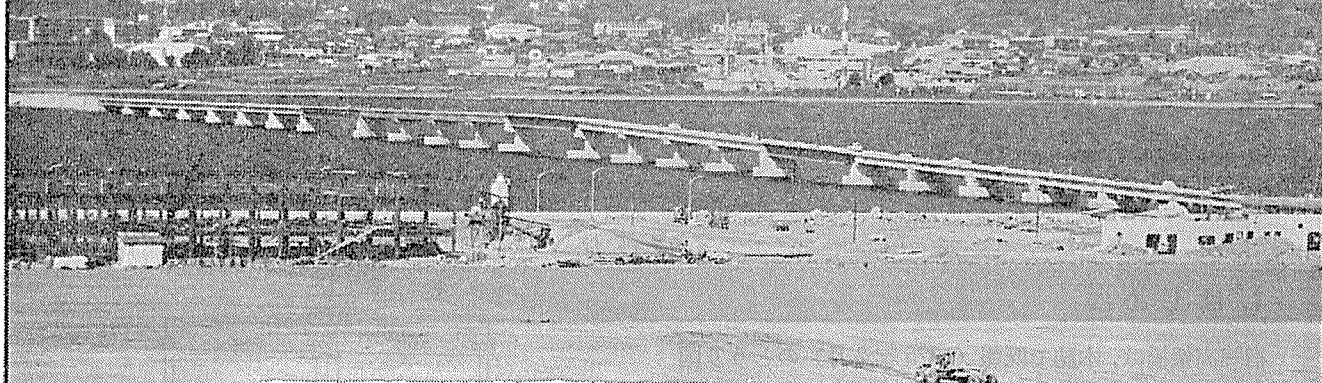
- 1) 川端義則：アンボンド工法用 PC 鋼材について、プレストレスト コンクリート Vol. 17, No. 2, 昭和 50 年 4 月, pp. 42~47.
- 2) 土木学会：プレストレスト コンクリート設計施工指針, 昭和 36 年
- 3) ACI-ASCE Joint Committee 323 : Tentative Recommendations for Prestressed Concrete, 1958.
- 4) ACI : Building Code Requirements for Reinforced Concrete, 1963.
- 5) AS, CA 35 : Australian Standards, 1963.
- 6) PCI Committee on Prestress Losses : Recommendations for Estimating Prestress Losses, PCI Journal Vol. 20, No. 4, July/Sept. 1975.
- 7) The Concrete Society : The Design of Post-Tensioned Concrete Flat Slabs in Building, 1974.
- 8) CCL Systems Limited : Prestressed Concrete; Design Information, 1973.
- 9) W. Swida : Der Bauingenieur, 27 Jg. H. 5, May 1952.
- 10) E.H. Cooley : Friction in Post-Tensioned Prestressing Systems, Cement & Concrete Association, Research Report I, Oct., 1953.
- 11) E.H. Cooley : Estimation of Friction in Prestressed Concrete, Cement & Concrete Association, April, 1954.

1976.1.9・受付



富士ピー・エス・コンクリート株式会社

(旧社名 九州鋼弦コンクリート株式会社)



取締役社長 山崎 鋼 秋

本 社 福岡市中央区天神二丁目12番1号天神ビル(〒810)
 電話 福岡(092)721-3471~3・721-3468~9
 福岡支店 福岡市中央区天神二丁目14番2号福岡証券ビル(〒810)
 電話 福岡(092)721-3475~6・721-3481~3
 建築事業部 福岡市中央区天神二丁目14番2号福岡証券ビル(〒810)
 電話 福岡(092)721-3485~7
 大阪支店 大阪市北区芝田町97新梅田ビル(〒530)
 電話 大阪(06)372-0382~0334
 東京支店 東京都港区新橋四丁目24番8号第二東洋海事ビル(〒105)
 電話 東京(03)432-6877~6878
 営業所 大分営業所・宮崎営業所・広島営業所
 工場 山家工場・大東工場・関東工場・下淵作業所・筑豊工場・甘木工場・夜須分工場・大村分工場

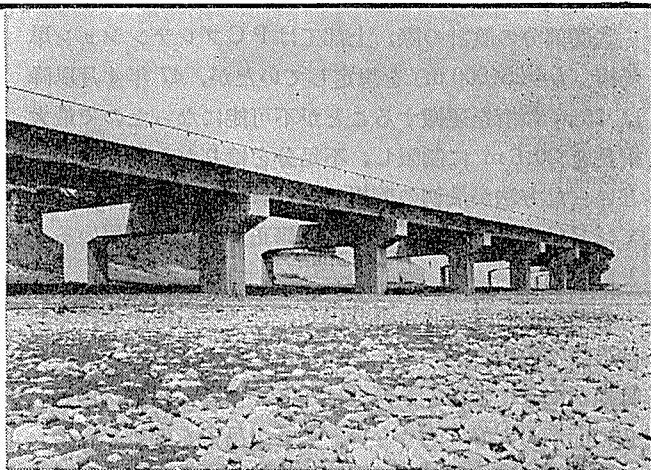
大村空港大橋
(ℓ=970m)

プレストレスト

コンクリート

建設工事—設計施工

製 品—製造販売



建設省 西湘バイパス道路



日本鋼弦コンクリート株式会社

取締役社長 仙波 隆

本 社 東京都新宿区西新宿1丁目21番1号 電話 (343) 5281 (代表)
 営業所 東京 Tel 03(343)5271 工場 多摩工場 Tel 0423(64)2681~3
 大阪 Tel 06(371)7804~5 滋賀工場 Tel 07487(2)1212
 中部 Tel 07487(2)1212 相模原工場 Tel 0427(78)1351
 仙台 Tel 0222(23)3842