

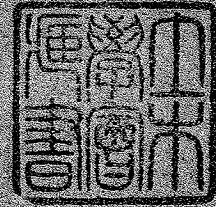
土 木 学 会 論 文 集

第 69 号・別冊 (3-1)

基礎の変形がアーチ ダムの応力におよぼす
影響について

— 堤体応力を中心とした一考察 —

正 員 林 正 夫



TRANSACTIONS
OF
THE JAPAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS
NO. 69, EXTRA PAPERS (3-1)

EFFECT OF DEFORMATION ON FOUNDATION
ON THE STRESS IN ARCH DAM

By Masao Hayashi, C.E. Member

Aug. 1960
TOKYO JAPAN

昭和 35 年 8 月

土 木 学 会

基礎の変形がアーチダムの応力におよぼす影響について

—堤体応力を中心とした一考察—

正 員 林 正 夫*

EFFECT OF DEFORMATION ON FOUNDATION ON THE STRESS IN ARCH DAM

By Masao Hayashi, C.E. Member

Synopsis : In the present paper the effect of the error in estimating E_C/E_R when an arch dam is designed, on the stress in and the deflection of the arch dam is analytically studied two dimensionally and three dimensionally. It is explained that the thinner the arch dam is and the larger its center angle is, the less effect of the foundation deformation and it has an excellent characteristic from the stand point of the stress in the dam body, and further it has been made clear that the difference in the condition of boundary deformation does not so much affect the horizontal arch stress, but greatly affects the vertical stress of the arch, and that if the E_C/E_R becomes larger, the vertical tensile strength at the upstream base which is generally problematical in relation to the allowable tensile stress, becomes smaller. The clever action of the dam stress adjustment derived from the statical indeterminability of high degree which is intrinsically held in the arch dam, is quantitatively discussed and a convenient numerical table is presented. The effect of consolidation grout on the dam body stress is also discussed to a certain extent.

要 旨 アーチ ダムの設計における E_C/E_R の推定誤差がアーチ ダムの応力、タワミへの影響を二次元および三次元的に、3つのタイプの異なるアーチ ダムについて解析的にしらべた。薄い、中心角の大きいアーチ ダムほど、基礎の変形の影響をうけず堤体応力の観点からはすぐれた性質を有することを説明し、また、境界変形条件の差異は水平アーチ応力よりむしろ鉛直応力に大きく影響し通常、許容引張り応力との関係で問題となる上流面基底部鉛直引張り応力は、 E_C/E_R が大きくなると、小さくなることを明らかにした。またアーチ ダムの自蔵する高次の不静定度由来するダム応力の巧妙な調整作用を定量的に論じ、便利な数表を提出した。コンソリデーション グラウトの堤体応力への効果にも若干の批判を加えてある。

目 次

- | | |
|---|---|
| <ol style="list-style-type: none"> 1. アーチ ダムの基礎岩盤についての概説 2. フイレットを有する三心アーチ (弾性固定) の解析 3. 等厚円弧対称なアーチに半径方向等分布荷重が作用した場合の、アバットメントの変形が応力および半径方向タワミにおよぼす影響について | <ol style="list-style-type: none"> 4. 基礎の変形が、アーチ ダムの応力およびタワミにおよぼす影響について (三次元的な考察) 5. 結 語 <ol style="list-style-type: none"> (1) 三次元的な考察 (2) 二次元的な考察と三次元的な考察の差異 (3) 設計者への寄与 (4) 今後の問題 |
|---|---|

1. アーチ ダムの基礎岩盤についての概説

アーチ ダムの基礎岩盤への工学的要求としては剛性が大きいこと (E_{rock} が大きいこと)、アーチ推力に抵抗するための耐圧強度が十分であること、地質学的に見てひびわれ、節理、被浸食質、多孔質、断層等は止水効果および安定上問題であり、また地形もアーチ推力に対する安定上大切であり、これらを総合したもので岩盤の良否を論じるのであるが、本論文で取りあげるのは E_R の問題だけであることをあらかじめお断りしておく。

変形量に影響する要素としてはダム本体への外力による基礎変形のほかに、貯水池周辺への貯水圧によるダムサイトの相対変位¹⁾²⁾も大切であるが、ここでは取りあげない。また気温、水温の変化による岩盤の膨張、収縮も実際に測定されている。

岩盤の弾性係数 (厳密には変形係数) を測定するには弾性理論に立脚し種々の方法を用いているが、現実の岩盤は多数のひびわれ、破砕帯あるいは断層を有し、かつ持続荷重試験によると粘弾性的な非可逆変形も相当の%

* 電力中央研究所 技術研究所

に達するのが普通である。アーチ ダムの設計で考える“岩盤の弾性係数”にはこの種の影響を加味した“変形係数”を採用するのが、さしあたり実用的な取り扱い方だと考える。この種の考え方はコンクリートに対して用いる有効弾性係数、割線弾性係数と同じ概念である。(1) 試掘横坑内でのジャッキ法は半無限体表面の変形の理論式

$$E_R = \frac{(1-\nu^2)P}{2rw} \quad (r: \text{載荷用の剛なる円板の半径, } P: \text{集中荷重, } \nu: \text{ポアソン比, } w: \text{載荷面の変位量})$$

によるが、横坑側壁に生ずる P 方向の引張り応力で変形 w が抱束される実状があり、横坑巾 B は $B > 6r \sim 10r$ は必要である^{2),4)}。この方法は簡便、経済的、持続荷重による変形量を求めるが載荷面が一般には小さいため付近の岩の局部的影響に左右されやすい。(2) 試掘横坑内での水圧法⁴⁾は

$$E_R = \frac{2(1-\nu)rp_0}{\delta} \quad (r: \text{横坑半径, } p_0: \text{作用させる内圧, } \delta: \text{直径の変化量})$$

によるが、この場合は岩盤が円周方向引張り応力に抵抗しうる場合のみに適合し、ひびわれが発生したり、その中に水圧が作用したりすると式の仮定とことなってくる。この方法は局部的影響がのぞかれやすく中庸値をえやすく持続荷重による変形量もともめるが費用がかさむ。(3) 弾性波の伝ばん速度による方法は

$$E_R = \rho v_l^2 \frac{(1+\nu)(1+2\nu)}{1-\nu} \quad (\rho: \text{密度, } v_l: \text{弾性縦波の速度})$$

による。人が近づきえない岩盤内部の異方性、非均質性をふくめ岩の良否判定尺度として実用的であるが、原理上持続変形量などはふくまれない。(1), (2) と (3) の差異の一例は増田氏により論じられている⁵⁾。(4) コアーによる方法は岩盤としての諸条件をふくめがたくこの場合は適当ではない。

アーチ ダムの基礎岩盤の剛性の堤体への影響は独立に E_R としてではなく、 E_C/E_R の比の形で考えることになる。 E_R と同様 E_C にもその値の決定と同じようなむずかしさがあり、結果としての E_C/E_R には相当の誤差はまぬがれない。

ここでは各国の設計に用いられている E_C/E_R について若干の資料を述べ、考えるべき E_C/E_R の値の範囲を明らかにしておく。

日本では多くのダム サイトについてジャッキ法³⁾や弾性波法⁵⁾で資料が得られているがその値についてはここではふれないことにし、すでに建設されたアーチ ダムについて設計に用いられた E_C/E_R の値を例示すると、上樵葉ダムは 3.0、殿山ダムは 1.0、鳴子ダムは 2.0、佐々並ダムは 2.0、最近は高さ方向に variable として考えるようになってきた。

ポルトガル⁶⁾では Castelo do Bode, Venda Nova, Salamonde, Cabril 等でしらべた結果、 E_C/E_R は 5~20 にとるべきであったとしており、コンソリデーション グラウトにより、カコウ岩の岩盤で E_R を 150~200% 程度まで増大させ得たと述べている。

スイスの Rossens ダムでは E_R は 15 000~80 000 kg/cm²、 E_C はクリープ完了後 400 000 kg/cm² であった。そして水平方向では $E_C/E_R=10$ 、鉛直方向では 15 として、異方性を考えに入れて設計計算が行われた。Mauvoisin ダムでは²⁾、 E_C 、 E_R とも塑性的変形を考慮した結果 $E_C/E_R=1\sim 2.5$ と推定している。

イタリアでは⁹⁾ Piave di Cadore では $E_R=50 000$ kg/cm²、Ambiesta では $E_R=125 000$ kg/cm²、Val Gallina では $E_R=40 000$ kg/cm² の結果を得ている。グラウト前後の値の変化についてはいろいろの実例^{1),5),6)}があるがここでは割愛する。動弾性係数よりの標準としてイタリアでは⁷⁾ 石灰岩に対しては中級 2.5×10^8 kg/cm²、良好 $2.5 \sim 5.0 \times 10^8$ kg/cm²、非常に良好 $5 \sim 7.5 \times 10^8$ kg/cm² の例がある。

以上に述べたように E_C/E_R の決定には E_C あるいは E_R の決定に測定原理、測定方法、載荷時間、塑性変形の取捨などむずかしい要素をふくみ、設計者の判断にまつ部分が多い。相当の個人差、各国での標準の差はまぬがれない。この比率 E_C/E_R のちがいがアーチ ダムの応力におよぼす影響について以下研究をすすめることにした。この結果 E_C/E_R の値の大きい、いわゆる弱い岩盤についてのアーチ ダムの応力について、興味ある結果を得た。その二次元的および三次元的考察を 3, 4 で述べることにする。

2. ファレットを有する三心アーチの解析

弱い基礎岩盤を有するダム サイト、あるいは局部的に弱い部分がある場合には、岩盤に伝達されるアーチ推力をすみやかに分散させるために、ファレットアーチが有効であり、岩盤に対する非均等な応力分布をできる

だけ避けるためには多心軸線のアーチが有効である。両者の長を兼ねそなえた一つのアーチ型式として題記のように、ファイレットを有する三心アーチの型式が考えられる。サドルを有するアーチが最近用いられるが、これも解析的な取り扱いと同様である。

筆者は中央部分は等厚円弧(厚さ T_C)、端部の厚さ T_B が、 $T_B = T_C \exp(a\phi_B)$ により増巾される場合の弾性固定アーチの解析をしたが本題と直接の関係がないので割愛した。その結果は参考文献 12) を参照されたい。

アバットメントの変形量は Boussinesq 式より出発し、Vogt, F.⁹⁾、アメリカ合衆国開拓局⁹⁾により発展された型式にしたがい、曲げモーメント、推力およびせん断力に対する半無限弾性体表面の変形を求める式を用いた。

図-1 アーチ解析における符号の規約

Fig. 1 Positive directions of Load, forces, moment and displacements.

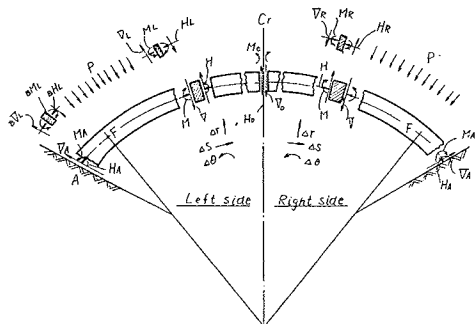


図-2 アーチの左半分の記号

Fig. 2 Left half of arch.

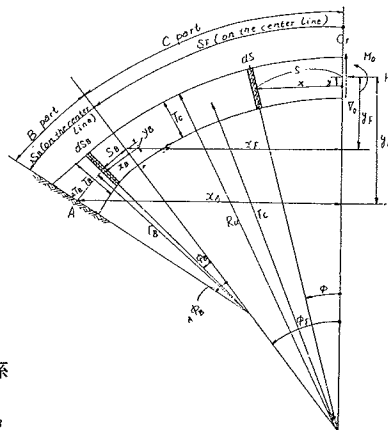


図-3 $A\phi_B$ と $\frac{AT_B}{T_C}$ の関係

Fig. 3 $\frac{AT_B}{T_C}$ versus $A\phi_B$
(a =parameter)

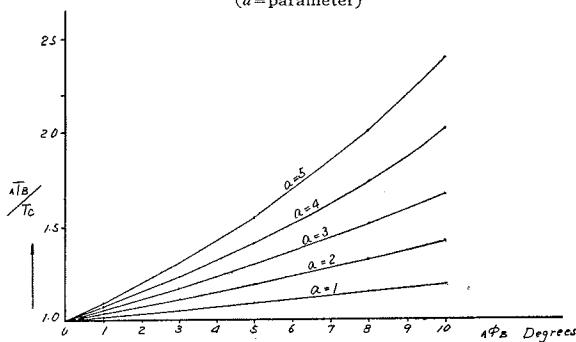


表-1 $A\phi_B$ と $\frac{AT_B}{T_C}$ の関係 $\frac{AT_B}{T_C}$ versus $A\phi_B$
(a =parameter)

$\frac{AT_B}{T_C} (= e^{aA\phi_B})$							
$A\phi_B^\circ$	$A\phi_B$ rad	$a=0$	$a=1$	$a=2$	$a=3$	$a=4$	$a=5$
0	0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
1	0.0175	1.0	1.017	1.0305	1.054	1.072	1.092
2	0.0349	1.0	1.035	1.072	1.110	1.150	1.191
3	0.0524	1.0	1.054	1.110	1.172	1.233	1.300
4	0.0698	1.0	1.072	1.149	1.233	1.322	1.418
5	0.0873	1.0	1.091	1.191	1.299	1.418	1.547
6	0.1047	1.0	1.110	1.233	1.369	1.520	1.688
7	0.1222	1.0	1.130	1.276	1.443	1.630	1.842
8	0.1396	1.0	1.149	1.322	1.520	1.748	2.010
9	0.1571	1.0	1.170	1.369	1.602	1.874	2.193
10	0.1745	1.0	1.190	1.418	1.688	2.009	2.393
15	0.2618	1.0	1.299	1.688	2.193	2.850	3.703
20	0.3491	1.0	1.417	2.010	2.850	4.042	5.730
25	0.4363	1.0	1.547	2.393	3.703	5.727	8.860
30	0.5236	1.0	1.688	2.849	4.810	8.111	1.300

3. 等厚円弧対称なアーチに半径方向等分布荷重が作用した場合の、アバットメントの変形が応力および半径方向タワミにおよぼす影響について

2. の方程式の一つの応用として等厚円弧アーチに等分布荷重が作用した場合の解を 表-2 のすべての組合わせについて求めた。

表-2 Combination of variables used to the calculation.

T/r_c	0.025, 0.050, 0.075, 0.100, 0.125, 0.150, 0.175, 0.2, 0.25, 0.3, 0.35, 0.4
ϕ_A	30°, 40°, 50°, 60°, 70°, 80°, 90°
$E_C/E_R (= \omega)$	1, 2, 3, 4, 5, 8, 10

基礎の変形常数については便宜上 Lieurance と仮定を合わせ、 $\alpha=5.075/E_R T^2$, $\beta=1.556/E_R$, $\gamma=1.785/E_R$ を用いた(この係数についてはやはり別途研究を要する)。この結果はアーチダム設計に基礎の変形をより厳密にとり入れるために便利に利用できる。この種の研究は断片的にはスイスの Stucky 教授²⁾, イタリアの Oberti 教授³⁾および Pavsetti氏¹¹⁾ によって論ぜられているが、系統的にタワミまで論じ三次元的考察にまで拡張して論じているのは本文がはじめてのようである。

(1) 上流面クラウンの応力(図-5,6)

基礎の剛性が小さくなると($E_C/E_R = \omega \rightarrow$ 大)上流面クラウンの応力は増大する。設計に必要な数表は 表-3 に示す。 $\omega=1$ の場合に対する $\omega=2, 3, 4, 5, 8, 10$ の場合の応力の%を 図-5 に示す。この図より同じ中心角の場合でも slender なほど ω の影響をうけず、逆にごく厚い $T/r_c=0.4$ の場合の(Thick Arch の場合には上述の解析法は近似度がおちるが) $\omega=10$ の場合には 157% にまで σ_{ce} は増大する。アーチは薄いほど境界変形条件の影響をうけないことがあきらかでありその定量的な程度を明らかにした。

次は中心角の影響をしらべる。 $T/r_c=0.200$ を例にとり説明すると(図-6)前述した薄くすることだけでなく、中心角のわずかな増大により、アバットメントの剛性が小さい場合のアーチ応力の増大を抑えうることを示しており、このことより、弱い岩盤ではアーチを太くしなければならないという旧来の考え方は、岩盤との取り付け部をごく局部的に拡巾し、岩盤に作用する応力を分布させる意味に限られるべきで、アーチダム本体にとってはむしろ旧来と反対な考え方に立って設計をすべきであると筆者は考える。

図-5 上流面クラウンのアーチ応力と E_C/E_R の関係

Fig. 5 Relation between crown extrados stress σ_{ce} and ratio of rigidity E_C/E_R .

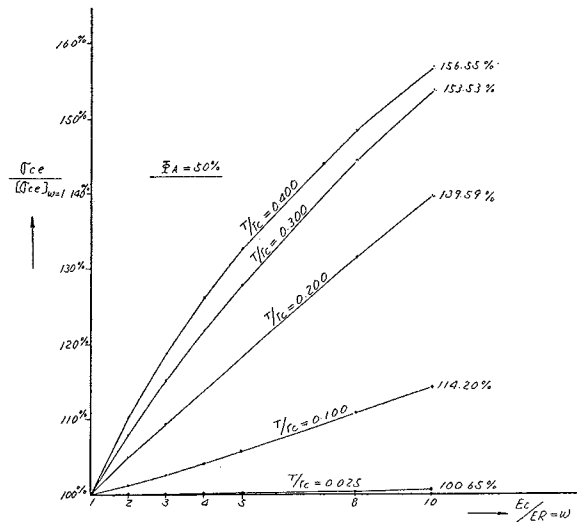


図-4 円弧アーチの記号

Fig. 4 Notation of the circular arch.

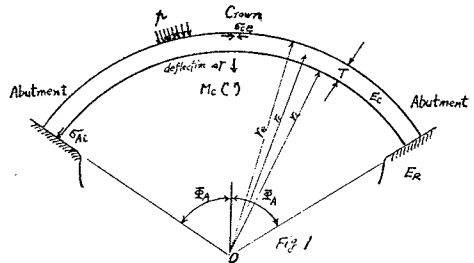


表-3 $\sigma_{cc} = \sigma_{cc}' p/1000$

Ratios	ϕ_A Degrees	Values of T/r_c											
		.025	.050	.075	.100	.125	.150	.175	.200	.250	.300	.350	.400
		Values of σ_{cc}' (Ton/m ² or Pound/ft ²)											
1	30	52 546	30 695	22 092	17 004	13 538	11 038	9 171	7 747	5 763	4 486	3 619	3 004
	40	47 556	27 074	19 846	15 913	13 314	11 412	9 934	8 746	6 955	5 683	4 748	4 043
	50	45 010	24 842	17 976	14 422	12 185	10 610	9 416	8 464	7 020	5 959	5 145	4 502
	60	43 572	23 497	16 743	13 312	11 208	9 764	8 698	7 866	6 635	5 745	5 061	4 513
	70	42 688	22 645	15 932	12 548	10 492	9 102	8 088	7 313	6 186	5 391	4 792	4 316
	80	42 103	22 076	15 380	12 015	9 981	8 613	7 624	6 872	5 795	5 049	4 496	4 063
	90	41 701	21 680	14 991	11 634	9 610	8 252	7 273	6 534	5 482	4 759	4 235	3 820
2	30	52 750	31 255	22 921	17 995	14 587	12 072	10 153	8 705	6 528	5 213	4 151	3 452
	40	47 616	27 251	20 155	16 353	13 859	12 031	10 599	9 441	7 640	6 325	5 332	4 578
	50	45 023	24 891	18 076	14 588	12 415	10 898	9 755	8 876	7 458	6 422	5 610	4 953
	60	43 557	23 496	16 758	13 356	11 282	9 868	8 835	8 033	6 854	6 002	5 344	4 810
	70	42 669	22 624	15 908	12 534	10 490	9 112	8 113	7 367	6 257	5 491	4 915	4 459
	80	42 081	22 046	15 340	11 975	9 941	8 574	7 588	6 842	5 778	5 045	4 507	4 086
	90	46 687	21 646	14 943	11 581	9 550	8 187	7 205	6 459	5 411	4 690	4 175	3 761
3	30	53 034	31 873	23 784	18 971	15 573	13 008	11 012	9 429	7 137	5 604	4 534	3 763
	40	47 687	27 466	20 511	16 828	14 423	12 651	11 245	10 084	8 249	6 868	5 805	4 987
	50	45 037	24 961	18 212	14 787	12 677	11 213	10 115	9 237	7 885	6 852	6 023	5 340
	60	43 558	23 507	16 798	13 425	11 383	10 003	8 998	8 225	7 088	6 262	5 618	5 086
	70	42 661	22 609	15 905	12 540	10 509	9 147	8 164	7 420	6 352	5 608	5 051	4 606
	80	42 072	22 024	15 316	11 948	9 917	8 556	7 576	6 832	5 786	5 065	4 538	4 126
	90	41 668	21 618	14 908	11 538	9 504	8 139	7 157	6 410	5 364	4 645	4 138	3 721
4	30	53 358	32 517	24 656	19 921	16 502	13 862	11 767	10 091	7 636	5 981	4 826	3 993
	40	47 782	27 700	20 885	17 319	14 991	13 287	11 865	10 693	8 798	7 339	6 199	5 315
	50	45 056	25 041	18 363	15 006	12 956	11 541	10 478	9 628	8 295	7 251	6 396	5 676
	60	43 559	23 528	16 849	13 510	11 502	10 153	9 177	8 427	7 326	6 519	5 879	5 343
	70	42 652	22 604	15 909	12 558	10 537	9 196	8 229	7 501	6 458	5 735	5 189	4 752
	80	43 063	22 004	15 295	11 932	9 906	8 550	7 577	6 840	5 806	5 096	4 579	4 174
	90	41 649	21 590	14 876	11 503	9 468	8 102	7 120	6 374	5 330	4 613	4 113	3 694
5	30	53 625	33 083	25 526	20 843	17 378	14 645	12 442	10 669	8 053	6 287	5 055	4 170
	40	47 882	27 949	21 281	17 818	15 557	13 856	12 460	11 265	9 294	7 749	6 532	5 586
	50	45 089	25 135	18 530	15 237	13 244	11 875	10 845	10 012	8 688	7 623	6 731	5 973
	60	43 561	23 556	16 911	13 606	11 631	10 312	9 363	8 635	7 564	6 769	6 128	5 580
	70	42 643	22 604	15 920	12 644	10 586	9 256	8 304	7 590	6 570	5 862	5 327	4 892
	80	42 044	22 023	15 282	11 922	9 902	8 553	7 586	6 856	5 834	5 134	4 624	4 224
	90	41 630	21 595	14 849	11 474	9 438	8 073	7 091	6 346	5 304	4 589	4 094	3 672
8	30	54 656	35 225	27 958	23 438	19 729	16 653	14 108	12 035	9 878	6 933	5 522	4 518
	40	48 197	29 047	22 501	19 325	17 215	15 548	14 099	12 793	10 539	8 723	7 286	6 173
	50	45 198	25 460	19 070	15 971	14 134	12 876	11 920	11 120	9 768	8 597	7 572	6 682
	60	43 582	23 672	17 133	13 932	12 054	10 819	9 938	9 267	8 258	7 472	6 801	6 199
	70	42 625	22 620	15 983	12 698	10 749	9 467	8 557	7 881	6 921	6 246	5 726	5 286
	80	42 016	21 955	15 263	11 921	9 921	8 593	7 645	6 933	5 942	5 264	4 770	4 378
	90	41 592	21 509	14 785	11 409	9 374	7 984	7 031	6 291	5 253	4 539	4 059	3 626
10	30	55 366	36 605	29 734	25 033	21 100	17 766	14 990	12 729	9 418	7 225	5 725	4 666
	40	48 475	29 337	23 333	20 320	18 278	16 597	15 054	13 676	11 213	9 219	7 652	6 446
	50	45 304	25 901	19 453	16 476	14 733	13 539	12 611	11 815	10 411	9 149	8 025	7 048
	60	43 613	23 767	17 298	14 168	12 350	11 167	10 327	9 684	8 699	7 901	7 195	6 548
	70	42 626	22 643	16 040	12 790	10 874	9 622	8 736	8 084	7 155	6 495	5 974	5 524
	80	41 988	21 942	15 263	11 935	9 949	8 634	7 697	6 996	6 023	5 356	4 869	4 478
	90	41 574	21 479	14 753	11 379	9 345	7 985	7 004	6 267	5 231	4 516	4 045	3 605

【注】 本文中の数表の使い方

この数表の値は、単位等分布圧力 (t/m² あるいは lb/ft²) の 1000 倍に対する値である。

例題 $\phi_A=100^\circ, \phi_A=50^\circ, \gamma_c=100m, T=5m,$
 $A=5m \times 1m=5m^2, T/\gamma_c=0.05,$
 $E_c/E_R(=\omega)=5$ の場合

表-8 より

$$M_{crown} = m \gamma_c^2 = 2.047 \times 100^2 = 20470 \text{ tm/m}$$

表-9 より

$$H_{crown} = h \gamma_c = 1011 \times 100 = 101100 \text{ t/m}$$

$$\therefore \sigma_{ce} = -\frac{6M_c}{T^2} + \frac{H_c}{T}$$

$$= -\frac{6 \times 20470}{25} + \frac{101100}{5} = 25135 \text{ t/m}^2$$

単位外圧力に対しては $\sigma_{ce} = 25135 \text{ t/m}^2$
 この結果は 表-3より直接に求めることもできる。

(2) 下流面アバットメントの応力

(図-7,8)

基礎の剛性が小さくなると、下流面アバットメントの圧縮応力は減少する(表-4も参照)。アーチが薄くなるほど中心角が大きいほど σ_{Ai} は ω の変化に対し鈍感である。逆にアバットメントの変形に対し敏感な厚い中心角の小さいアーチでも E_R の小さい弱い岩盤であれば、強い場合に比し岩盤に作用する最大応力はより減少するのでありその定量的関係が明らかにされている。

(3) 下流面クラウンの応力, 上流面アバットメントの応力

ω が大きいほど σ_{ci} は引張り応力が增大する悪影響があるがこの傾向も、アーチが薄く、中心角が大きいほど小さく有利なことは明らかであり(表-5), σ_{Ae} についても同様なことがいえる(表-6)。

(4) クラウンの半径方向タワミ Δr (図-9,10)

アバットメントの変形条件により大巾に Δr は変化する。三次元的なアーチダムの特徴を論ずる時にこの二次元的なアーチ剛性の差異が大きく浮び上がってくるのであるが、ここでは薄い、中心角の大きいアーチほど、 ω の変化による Δr の変化、すなわち剛性の変化が小さいことを指摘するのとどめたい。

(5) 曲げモーメント推力 (図-11,12,13,14, 表-8 参照)

曲げモーメントが ω の変化によりいちじるしく変化するのに比し、アーチ推力はあまり変化しない特長がみとめられる。

(6) アバットメントのせん断力(図-15)

ω の増大とともに、うすいあるいは中心角の大きいアーチほどアバットメントのせん断力は減少するが、厚い、中心角の小さいアーチでは逆に増大するという結果があらわれている(図-15)。

図-6 上流面クラウンのアーチ応力と E_c/E_R の関係

Fig. 6 Relation between crown extrados stress σ_{ce} and ratio of rigidity E_c/E_R .

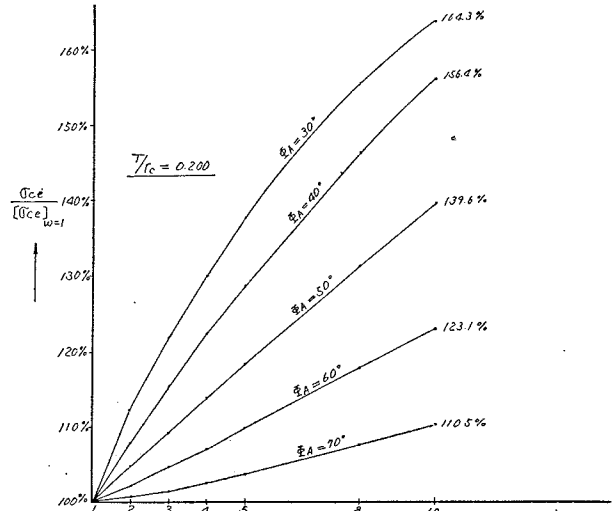


図-7 E_c/E_R と σ_{Ai} の関係

Fig. 7 Relation between abutment intrados stress σ_{Ai} and ratio of rigidity E_c/E_R

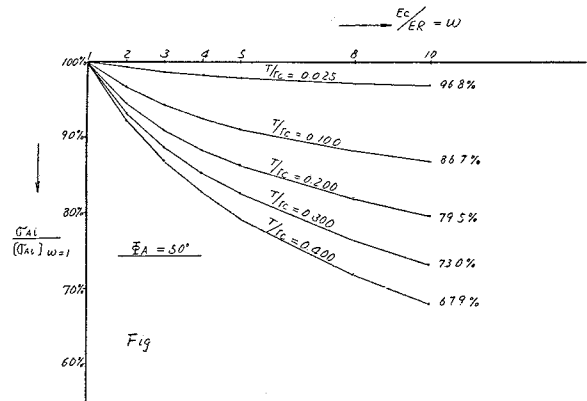


図-8 E_c/E_R と σ_{Ai} の関係

Fig. 8 Relation between abutment intrados stress σ_{Ai} and ratio of rigidity E_c/E_R

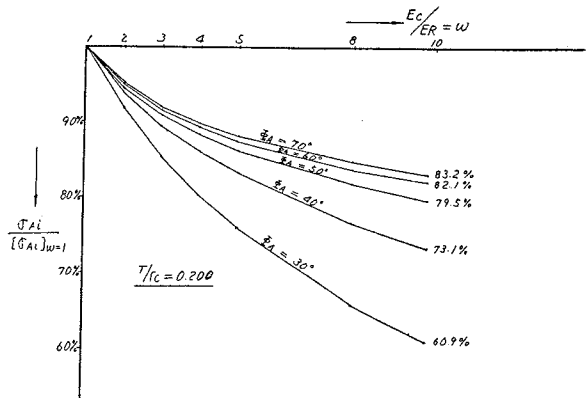


表-4 $\sigma_{Ai} = \sigma_{Ai}' / p / 1000$

ω	ϕ_A	Values of T/r_c											
		Ratios	Degrees	0.25	0.50	0.75	.100	.125	.150	.175	.200	.250	.300
		Values of σ_{Ai}' (Ton/m ² or Pound/ft ²)											
1	30	64 072	40 346	29 846	23 079	18 254	14 687	11 997	9 944	7 109	5 320	4 136	3 316
	40	54 110	33 019	25 153	20 579	17 376	14 919	12 945	11 324	8 839	7 061	5 762	4 791
	50	49 067	28 649	21 519	17 690	15 185	13 348	11 903	10 714	8 851	7 440	6 343	5 468
	60	46 240	26 039	19 155	15 591	13 352	11 777	10 581	9 623	8 154	7 052	6 184	5 472
	70	44 509	24 392	17 607	14 149	12 020	10 556	9 472	8 624	7 361	6 440	5 727	5 144
	80	43 369	23 299	16 557	13 144	11 069	9 657	8 625	7 830	6 672	5 847	5 225	4 721
	90	42 590	22 540	15 819	12 434	10 382	8 994	7 990	7 223	6 089	5 343	4 774	4 314
2	30	63 147	39 128	28 605	21 919	17 190	13 712	11 101	9 116	6 407	4 721	3 622	2 874
	40	53 617	32 305	24 331	19 738	16 552	14 130	12 205	10 612	8 204	6 488	5 243	4 313
	50	48 764	28 205	20 971	17 089	14 563	12 723	11 296	10 119	8 302	6 936	5 879	5 038
	60	46 070	25 738	18 770	15 147	12 876	11 282	10 078	9 124	7 674	6 599	5 762	5 078
	70	44 384	24 178	17 322	13 812	11 648	10 159	9 051	8 203	6 938	6 027	5 333	4 769
	80	43 280	23 135	16 324	12 873	10 771	9 332	8 283	7 472	6 299	5 472	4 858	4 363
	90	42 190	22 413	15 646	12 222	10 137	8 724	7 707	6 906	5 786	5 002	4 433	3 972
3	30	62 374	38 190	27 702	21 080	16 406	12 979	10 412	8 490	5 876	4 279	3 255	2 566
	40	53 322	31 756	23 739	19 152	15 989	13 591	11 686	10 122	7 748	6 070	4 864	3 972
	50	48 411	27 845	20 558	16 660	14 135	12 307	10 885	9 734	7 943	6 599	5 563	4 742
	60	45 907	25 357	18 470	14 823	12 541	10 947	9 751	8 803	7 372	6 316	5 497	4 829
	70	44 269	23 994	17 096	13 557	11 377	9 881	8 782	7 925	6 670	5 775	5 105	4 546
	80	43 194	22 996	16 144	12 667	10 548	9 098	8 039	7 225	6 058	5 239	4 636	4 152
	90	42 199	22 300	15 499	12 051	9 948	8 523	7 490	6 691	5 568	4 785	4 222	3 768
4	30	61 572	37 466	27 005	20 420	15 775	12 381	9 859	7 975	5 452	3 935	2 977	2 340
	40	52 800	31 306	23 286	18 713	15 566	13 183	11 288	9 735	7 385	5 737	4 565	3 707
	50	48 392	27 546	20 239	16 338	13 822	12 005	10 596	9 452	7 675	6 344	5 321	4 514
	60	45 765	25 357	18 230	14 574	12 292	10 702	9 512	8 575	7 159	6 116	5 308	4 650
	70	44 174	23 838	16 905	13 297	11 178	9 677	8 577	7 727	6 485	5 601	4 935	4 394
	80	43 117	22 871	15 995	12 502	10 374	8 921	7 862	7 049	5 890	5 080	4 487	4 013
	90	42 218	22 202	15 374	11 911	9 799	8 368	7 327	6 534	5 412	4 634	4 080	3 631
5	30	61 051	37 078	26 439	19 870	15 239	11 870	9 387	7 540	5 103	3 659	2 759	2 166
	40	52 477	30 942	22 923	18 366	15 230	12 852	10 959	9 413	7 080	5 459	4 319	3 493
	50	48 020	27 299	19 978	16 086	13 580	11 771	10 368	9 231	7 461	6 136	5 123	4 327
	60	45 631	25 100	18 034	14 377	12 099	10 516	9 334	8 401	6 997	5 962	5 160	4 507
	70	44 078	23 700	16 750	13 135	11 010	9 518	8 422	7 580	6 348	5 473	4 815	4 281
	80	43 041	22 816	15 866	12 366	10 235	8 783	7 727	6 917	5 766	4 963	4 380	3 913
	90	42 238	22 151	15 267	11 794	9 677	8 245	7 205	6 413	5 295	4 524	3 977	3 535
8	30	59 902	35 612	25 258	18 588	13 967	10 658	8 275	6 547	4 339	3 081	2 317	1 824
	40	51 725	30 489	22 169	17 633	14 497	12 110	10 207	8 667	6 377	4 833	3 780	3 037
	50	47 581	26 750	19 438	15 570	13 086	11 290	9 898	8 756	6 986	5 669	4 677	3 914
	60	45 602	24 687	17 612	13 970	11 711	10 146	8 980	8 059	6 668	5 640	4 846	4 203
	70	43 819	23 428	16 406	12 795	10 681	9 203	8 120	7 293	6 084	5 226	4 581	4 057
	80	42 858	22 500	15 578	12 073	9 947	8 503	7 458	6 661	5 531	4 747	4 181	3 726
	90	42 276	21 894	15 024	11 537	9 418	8 019	6 957	6 175	5 072	4 319	3 790	3 361
10	30	59 192	35 005	24 549	17 913	13 291	10 025	7 706	6 056	3 981	2 820	2 125	1 679
	40	51 446	29 788	21 822	17 283	14 133	11 729	9 883	8 278	6 019	4 526	3 525	2 828
	50	47 476	26 720	19 191	15 340	12 862	11 067	9 670	8 523	6 746	5 433	4 456	3 713
	60	44 970	24 487	17 422	13 789	11 542	9 985	8 822	7 905	6 516	5 487	4 694	4 054
	70	43 696	23 263	16 246	12 642	10 538	9 069	7 995	7 173	5 972	5 119	4 478	3 956
	80	42 743	22 364	15 439	11 938	9 819	8 383	7 342	6 553	5 434	4 659	4 099	3 650
	90	42 305	21 777	14 898	11 415	9 300	7 879	6 852	6 074	4 982	4 236	3 716	3 294

表-5 $\sigma_{ci} = \sigma_{ci}' P/1000$

Ratios	ϕ_A Degrees	Values of T/r_c											
		.025	.050	.075	.100	.125	.150	.175	.200	.250	.300	.350	.400
Values of σ_{ci}' (Tons/m ² or Pounds/ft ²)													
1	30	26 102	6 078	92.7	-2 187	-3 019	-3 227	-3 151	-2 962	-2 502	-2 080	-1 736	-1 462
	40	32 684	12 474	5 776	2 563	793	-238	-847	-1 199	-1 485	-1 503	-1 416	-1 294
	50	35 678	15 552	8 881	5 455	3 477	2 202	1 336	734	-3	-377	-562	-639
	60	37 280	17 211	10 495	7 133	5 120	3 791	2 855	2 172	1 263	715	373	159
	70	38 233	18 199	11 505	8 154	6 143	4 806	3 857	3 150	2 185	1 575	1 157	873
	80	38 851	18 834	12 154	8 813	6 809	5 474	4 524	3 815	2 833	2 197	1 755	1 441
	90	39 271	19 266	12 596	9 262	7 263	5 933	4 985	4 276	3 295	2 651	2 195	1 875
2	30	25 946	5 609	-651	-3 124	-4 061	-4 297	-4 198	-4 002	-3 362	-2 808	-2 350	-1 982
	40	32 640	12 338	5 521	2 187	307	-815	-1 488	-1 887	-2 196	-2 192	-2 058	-1 895
	50	35 673	15 522	8 738	5 333	3 298	1 965	1 047	368	-409	-824	-1 026	-1 102
	60	37 298	17 223	10 495	7 117	5 082	3 727	2 765	2 055	1 094	503	129	-106
	70	38 253	18 227	11 534	8 185	6 170	4 825	3 868	3 138	2 162	1 523	1 087	785
	80	38 875	18 869	12 196	8 866	6 867	5 534	4 586	3 877	2 892	2 249	1 799	1 477
	90	39 287	19 303	12 644	9 324	7 336	6 013	5 074	4 380	3 398	2 763	2 304	1 993
3	30	25 694	5 036	-1 499	-4 144	-5 136	-5 349	-5 181	-4 854	-4 086	-3 385	-2 811	-2 355
	40	32 577	12 149	5 198	1 731	-257	-1 456	-2 175	-2 589	-2 885	-2 822	-2 614	-2 380
	50	35 667	15 466	8 629	5 157	3 057	1 666	697	6	-855	-1 288	-1 483	-1 537
	60	37 299	17 219	10 473	7 067	5 001	3 614	2 622	1 883	823	248	-148	-391
	70	38 264	18 246	11 553	8 193	6 168	4 809	3 839	3 108	2 091	1 428	972	655
	80	38 885	18 894	12 233	8 902	6 902	5 568	4 618	3 910	2 910	2 257	1 797	1 467
	90	39 306	19 333	12 688	9 374	7 392	6 073	5 138	4 445	3 468	2 835	2 372	2 066
4	30	25 402	4 404	-2 412	-5 188	-6 195	-6 349	-6 034	-5 654	-4 695	-3 847	-3 167	-2 634
	40	32 498	11 932	4 834	1 231	-856	-2 145	-2 866	-3 282	-3 530	-3 386	-3 092	-2 781
	50	35 648	15 397	8 491	4 948	2 783	1 337	318	-408	-1 307	-1 741	-1 914	-1 931
	60	37 300	17 202	10 432	6 993	4 894	3 474	2 451	1 684	630	-23	-430	-671
	70	38 274	18 256	11 556	8 185	6 152	4 773	3 786	3 040	1 996	1 311	838	512
	80	38 895	18 917	12 259	8 926	6 924	5 585	4 630	3 916	2 905	2 243	1 773	1 437
	90	39 326	19 363	12 724	9 415	7 436	6 120	5 187	4 494	3 519	2 886	2 418	2 117
5	30	25 151	3 813	-3 351	-6 231	-7 220	-7 288	-6 908	-6 365	-5 213	-4 226	-3 449	-2 850
	40	32 406	11 691	4 434	707	-1 471	-2 784	-3 547	-3 951	-4 126	-3 887	-3 504	-3 116
	50	35 623	15 310	8 331	4 720	2 489	985	-73	-829	-1 751	-2 172	-2 310	-2 285
	60	37 301	17 182	10 377	6 904	4 771	3 318	2 264	1 471	377	-295	-707	-942
	70	38 284	18 260	11 551	8 105	6 110	4 721	3 719	2 957	1 887	1 183	697	364
	80	38 915	18 898	12 277	8 942	6 935	5 590	4 630	3 909	2 887	2 216	1 738	1 396
	90	39 345	19 359	12 755	9 449	7 472	6 157	5 225	4 532	3 557	2 925	2 452	2 155
8	30	24 128	1 577	-6 064	-9 251	-10 044	-9 751	-8 979	-8 078	-6 378	-5 035	-4 029	-3 280
	40	32 107	10 543	3 158	-925	-3 324	-4 725	-5 468	-5 775	-5 653	-5 100	-4 450	-3 855
	50	35 522	14 996	7 791	3 964	1 548	-102	-1 262	-2 077	-3 005	-3 330	-3 328	-3 156
	60	37 285	17 077	10 165	6 584	4 345	2 796	1 660	796	-387	-1 087	-1 482	-1 666
	70	38 305	18 252	11 499	8 064	5 958	4 518	3 471	2 665	1 525	776	267	-70
	80	38 944	18 974	12 306	8 955	6 930	5 505	4 587	3 848	2 793	2 097	1 599	1 248
	90	39 384	19 450	12 826	9 525	7 550	6 263	5 303	4 608	3 632	3 002	2 514	2 930
10	30	23 418	86.8	-8 081	-11 143	-11 719	-11 139	-10 092	-8 960	-6 938	-5 405	-4 284	-3 463
	40	31 829	10 286	2 270	-2 026	-4 534	-5 951	-6 626	-6 847	-6 490	-5 726	-4 914	-4 202
	50	35 416	14 535	7 398	3 431	901	-832	-2 041	-2 874	-3 765	-3 997	-3 885	-3 611
	60	37 257	16 985	10 002	6 344	4 037	2 427	1 241	340	-884	-1 582	-1 945	-2 082
	70	38 306	18 232	11 447	7 975	5 835	4 262	3 286	2 453	1 274	503	-12	-340
	80	38 974	18 990	12 309	8 946	6 907	5 530	4 539	3 788	2 713	2 004	1 498	1 143
	90	39 404	19 483	12 862	9 561	7 585	6 269	5 337	4 641	3 664	3 035	2 540	2 269

表-6 $\sigma_{Ac} = \sigma_{Ac}' p/1000$

Ratios	ϕ_A Degrees	Values of T/r_c											
		.025	.050	.075	.100	.125	.150	.175	.200	.250	.300	.350	.400
Values of σ_{Ac}' (Ton/m ² or Pound/ft ²)													
1	30	14 890	-3 007	-6 927	-7 433	-6 867	-6 001	-5 118	-4 327	-3 079	-2 209	-1 605	-1 177
	40	26 308	6 869	946	-1 513	-2 592	-3 006	-3 076	-2 969	-2 543	-2 065	-1 638	-1 281
	50	31 733	11 962	5 582	2 588	955	-7	-553	-873	-1 125	-1 113	-999	-842
	60	34 684	14 815	8 297	5 132	3 312	2 168	1 410	897	295	10	-110	137
	70	36 464	16 555	9 981	6 749	4 855	3 632	2 792	2 193	1 424	985	725	578
	80	37 623	17 686	11 087	7 826	5 894	4 634	3 755	3 116	2 264	1 746	1 408	1 193
	90	38 410	18 460	11 847	8 565	6 618	5 340	4 439	3 778	3 911	2 323	1 940	1 686
2	30	15 858	-1 710	-5 608	-6 226	-5 797	-5 057	-4 279	-3 568	-2 459	-1 689	-1 163	-796
	40	26 813	7 614	1 815	-6 22	-1 723	-2 185	-2 318	-2 252	-1 929	-1 529	-1 164	-854
	50	32 041	12 418	6 151	3 217	1 610	655	86	248	-556	-599	-534	-419
	60	34 858	15 121	8 692	5 590	3 806	2 682	1 935	1 420	800	487	332	-275
	70	36 589	16 771	10 270	7 092	5 236	4 039	3 224	2 628	1 864	1 416	1 137	972
	80	37 712	17 850	11 294	8 079	6 196	4 962	4 101	3 479	2 644	2 130	1 785	1 561
	90	38 810	18 587	12 020	8 778	6 863	5 608	4 721	4 095	3 214	2 664	2 282	2 028
3	30	16 659	-733	-4 696	-5 426	-5 090	-4 426	-3 698	-3 054	-2 028	-1 330	-862	-543
	40	27 114	8 183	2 428	-22	-1 160	-1 662	-1 830	-1 807	-1 533	-1 177	-849	-570
	50	32 399	12 787	6 578	3 661	2 051	1 091	503	136	-209	-284	-247	-154
	60	35 021	15 507	8 998	5 923	4 151	3 028	2 273	1 751	1 109	772	594	519
	70	36 704	16 957	10 499	7 351	5 512	4 323	3 501	2 913	2 139	1 676	1 390	1 201
	80	37 799	17 990	11 475	8 287	6 421	5 198	4 348	3 731	2 889	2 367	2 012	1 778
	90	38 801	18 700	12 167	8 949	7 052	5 809	4 938	4 309	3 433	2 881	2 492	2 233
4	30	17 488	1.8	-4 034	-4 847	-4 571	-3 954	-3 272	-2 659	-1 699	-1 060	-640	-360
	40	27 648	8 645	2 888	411	-761	-1 295	-1 486	-1 485	-1 244	-915	-614	-361
	50	32 418	13 093	6 905	3 989	2 367	1 391	783	404	32	-63	-41	36
	60	35 167	15 508	9 244	6 177	4 406	3 278	2 516	1 981	1 319	966	774	687
	70	36 801	17 114	10 692	7 615	5 716	4 531	3 709	3 115	2 328	1 852	1 545	1 354
	80	37 876	18 115	11 625	8 454	6 597	5 377	4 527	3 909	3 060	2 530	2 164	1 922
	90	38 782	18 798	12 291	9 089	7 202	5 964	5 101	4 466	3 589	3 032	2 634	2 369
5	30	18 023	368	-3 528	-4 401	-4 165	-3 578	-2 929	-2 340	-1 437	-847	-469	-220
	40	27 978	9 016	3 249	738	-462	-1 017	-1 223	-1 237	-1 015	-707	-428	-196
	50	32 795	13 345	7 170	4 243	2 606	1 615	996	601	214	107	117	185
	60	35 305	15 769	9 443	6 378	4 602	3 466	2 694	2 151	1 473	1 108	907	812
	70	36 897	17 253	10 850	7 779	5 886	4 692	3 868	3 266	2 467	1 981	1 663	1 465
	80	37 953	18 170	11 754	8 591	6 737	5 517	4 665	4 043	3 186	2 647	2 273	2 024
	90	38 762	18 849	12 398	9 206	7 323	6 087	5 223	4 587	3 705	3 147	2 737	2 466
8	30	19 179	1 752	-2 591	-3 489	-3 302	-2 761	-2 168	-1 647	-882	-410	-125	53
	40	28 742	9 431	3 960	1 375	121	-466	-687	-717	-528	-264	-37	144
	50	33 239	13 900	7 710	4 745	3 067	2 042	1 392	986	576	455	449	496
	60	35 330	16 187	9 870	6 788	4 988	3 827	3 034	2 473	1 768	1 385	1 170	1 066
	70	37 157	17 528	11 197	8 123	6 218	5 010	4 170	3 551	2 726	2 220	1 885	1 675
	80	38 135	18 488	12 044	8 886	7 028	5 798	6 197	4 301	3 423	2 866	2 473	2 209
	90	38 724	19 106	12 642	9 463	7 582	6 313	5 471	4 826	3 928	3 347	2 924	2 639
10	30	19 889	2 264	-2 091	-3 071	-2 889	-2 366	-1 799	-1 318	-627	-217	23	168
	40	29 021	10 156	4 264	1 664	372	-221	-519	-474	-296	-56	143	295
	50	33 344	13 918	7 095	4 958	3 259	2 221	1 564	1 153	742	617	604	640
	60	35 966	16 389	10 061	6 967	5 152	3 979	3 178	2 607	1 892	1 506	1 288	1 179
	70	37 283	17 695	11 359	8 278	6 363	5 144	4 295	3 669	2 832	2 318	1 979	1 765
	80	38 250	18 625	12 184	9 022	7 157	5 920	5 052	4 409	3 521	2 954	2 554	2 284
	90	38 695	19 223	12 768	9 585	7 699	6 453	5 576	4 926	4 019	3 429	2 998	2 706

図-9 E_C/E_R と $\Delta\gamma$ の関係

Fig. 9 Relation between radial deflection at crown $\Delta\gamma$ (γ/E_C assumed is const.) and ratio of rigidity E_C/E_R .

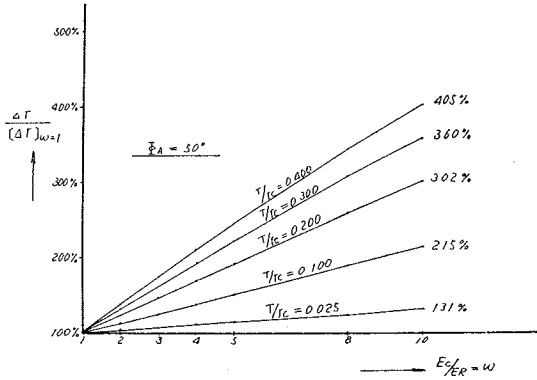


図-10 E_C/E_R と $\Delta\gamma$ の関係

Fig. 10 Relation between radial deflection at crown $\Delta\gamma$ (γ/E_C assumed is const.) and ratio of rigidity E_C/E_R

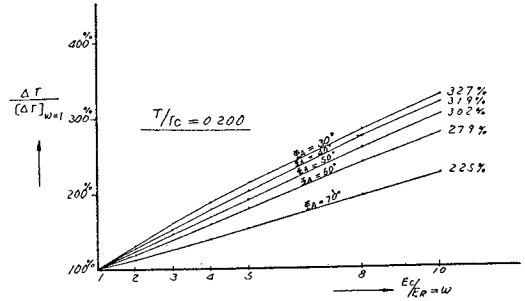


図-11 E_C/E_R と M_C の関係

Fig. 11 Relation between bending moment at crown M_C and ratio of rigidity E_C/E_R .

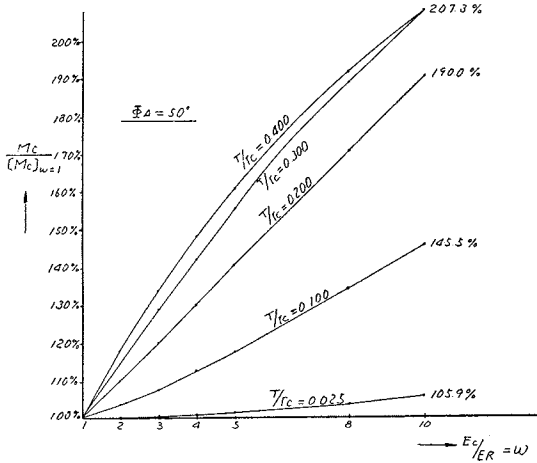


図-12 E_C/E_R と M_C の関係

Fig. 12 Relation between bending moment at crown M_C and ratio of rigidity E_C/E_R .

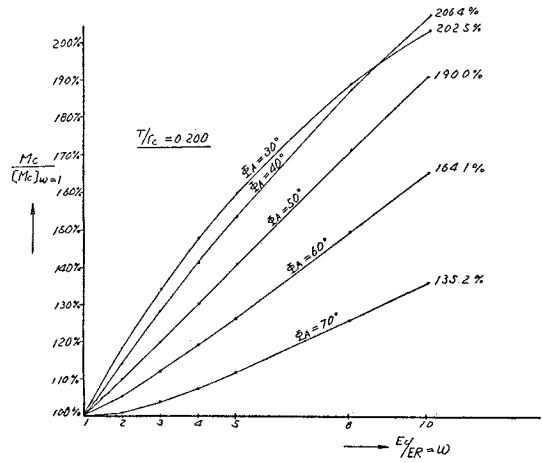


図-13 $E_C/E_R (=w)$ と H_C の関係

Fig. 13 Relation between thrust force at crown H_C and ratio of rigidity w .

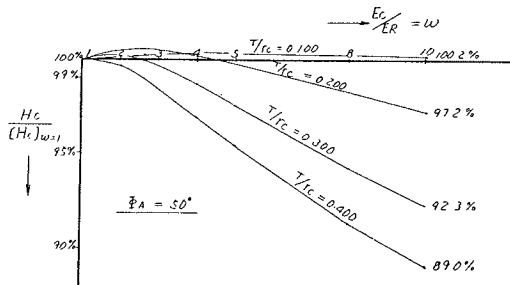


図-14 $E_C/E_R (=w)$ と H_C の関係

Fig. 14 Relation between thrust force at crown H_C and ratio of rigidity w .

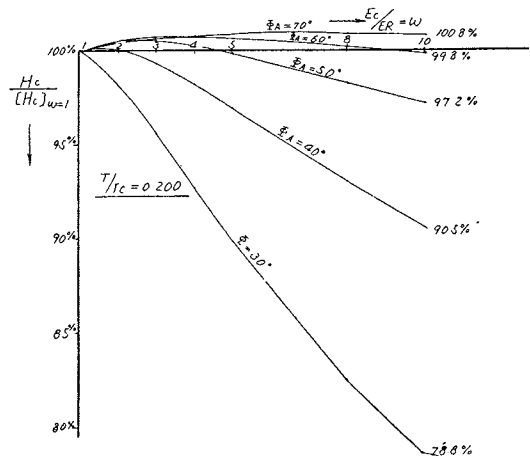


図-15 ω とアバットメントのせん断力 V_{ab} の関係
 Fig. 15 Relation between shearing force at abutment V_{ab} and ratio of rigidity ω .

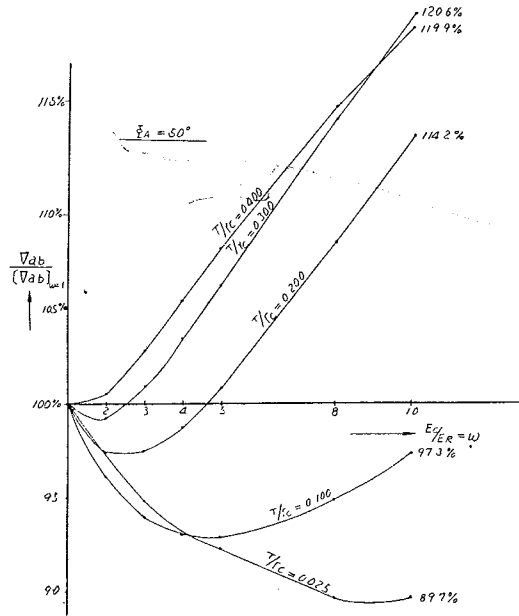


図-16 $E_C/E_R(=\omega)$ とアバットメントのせん断力の関係
 Fig. 16 Relation between shearing force at abutment V_{ab} and ratio of rigidity ω .

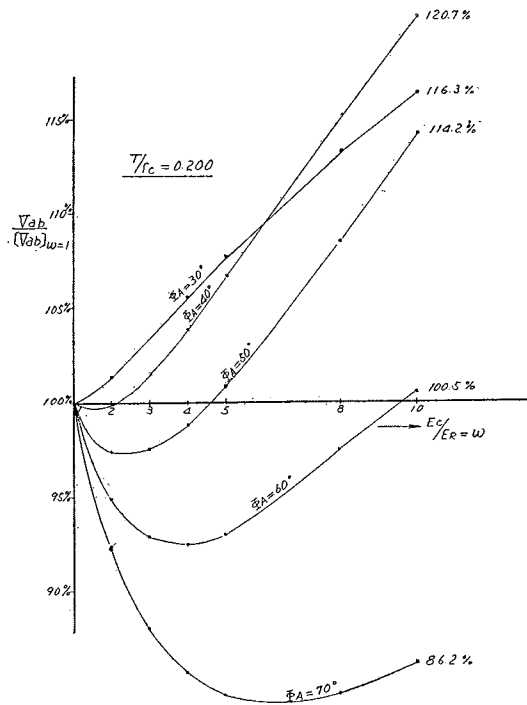


表-7 $d_T = K_1 \frac{r_c}{E_c}$

ω	ϕ_A	Values of T/r													
		Ratios	Degrees	.025	.050	.075	.100	.125	.150	.175	.200	.250	.300	.350	.400
		Values of K_1 at Crown ($d_T = K_1 \frac{r_c}{E_c}$)													
1	30	-77 831	-38 335	-24 330	-17 063	-12 717	-9 904	-7 989	-6 642	-4 936	-3 955	-3 339	-2 936		
	40	-78 200	-40 256	-27 088	-20 274	-16 067	-13 197	-11 124	-9 568	-7 427	-6 061	-5 150	-4 512		
	50	-78 374	-40 550	-27 719	-21 189	-17 207	-14 497	-12 526	-11 023	-8 897	-7 473	-6 480	-5 745		
	60	-78 539	-40 541	-27 809	-21 406	-17 522	-14 908	-13 022	-11 587	-9 559	-8 187	-7 217	-6 480		
	70	-78 588	-40 481	-27 768	-21 409	-17 564	-14 992	-13 150	-11 755	-9 797	-8 476	-7 552	-6 837		
	80	-78 663	-40 432	-27 712	-21 354	-17 528	-14 972	-13 144	-12 306	-9 849	-8 557	-7 661	-6 968		
	90	-78 843	-40 517	-27 075	-21 306	-17 473	-14 911	-13 101	-11 700	-9 687	-8 541	-7 660	-6 981		
2	30	-82 212	-42 501	-28 153	-20 477	-15 728	-12 560	-10 347	-8 745	-6 702	-5 501	-4 758	-4 272		
	40	-81 483	-43 450	-30 271	-23 408	-19 096	-16 098	-13 904	-12 170	-9 787	-8 208	-7 059	-6 364		
	50	-80 857	-43 096	-30 326	-23 820	-19 839	-17 115	-15 140	-13 568	-11 366	-9 839	-8 752	-7 930		
	60	-80 716	-42 620	-29 960	-23 582	-19 747	-17 163	-15 289	-13 875	-11 853	-10 470	-9 485	-8 719		
	70	-80 215	-42 218	-29 574	-23 250	-19 454	-16 922	-15 078	-13 952	-11 839	-10 553	-9 658	-8 959		
	80	-80 023	-41 878	-29 238	-22 930	-19 146	-16 632	-14 864	-14 021	-11 644	-10 405	-9 567	-8 908		
	90	-79 558	-41 751	-28 994	-22 656	-18 866	-16 347	-14 641	-13 212	-11 393	-10 172	-9 349	-8 721		
3	30	-86 332	-46 566	-30 916	-23 806	-18 619	-15 070	-12 521	-10 704	-8 319	-6 924	-6 070	-5 519		
	40	-84 554	-46 713	-33 513	-26 558	-22 117	-18 964	-16 599	-14 725	-12 036	-10 234	-8 897	-8 113		
	50	-83 132	-45 386	-32 961	-26 483	-22 503	-19 754	-17 705	-16 129	-13 795	-12 143	-10 949	-10 032		
	60	-82 488	-44 462	-32 150	-25 831	-22 024	-19 464	-17 619	-16 194	-14 158	-12 746	-11 732	-10 925		
	70	-81 909	-43 993	-31 446	-25 153	-21 398	-18 905	-17 149	-15 988	-13 916	-12 656	-11 795	-11 087		
	80	-81 416	-43 443	-30 820	-24 561	-20 824	-18 349	-16 593	-15 813	-13 489	-12 297	-11 507	-10 874		
	90	-80 675	-43 053	-30 342	-24 073	-20 320	-17 843	-16 119	-14 774	-13 023	-11 856	-11 088	-10 505		
4	30	-89 375	-50 700	-35 639	-27 057	-21 397	-17 447	-14 594	-12 523	-9 823	-8 257	-7 311	-6 710		
	40	-87 156	-49 970	-36 785	-29 712	-25 116	-21 784	-19 229	-17 181	-14 186	-12 139	-10 647	-9 777		
	50	-86 929	-48 301	-35 661	-29 182	-25 581	-22 400	-20 321	-18 656	-16 180	-14 389	-13 079	-12 064		
	60	-84 635	-47 924	-34 376	-28 111	-24 332	-21 783	-19 932	-18 519	-16 456	-15 004	-13 949	-12 094		
	70	-83 678	-45 842	-33 287	-26 899	-23 467	-20 933	-19 176	-17 851	-16 008	-14 762	-13 904	-13 206		
	80	-82 999	-44 951	-32 453	-26 228	-22 540	-20 105	-18 384	-17 629	-15 359	-14 206	-13 463	-12 853		
	90	-82 028	-44 388	-31 730	-25 523	-21 819	-19 382	-17 643	-16 379	-14 685	-13 569	-12 852	-12 306		
5	30	-94 169	-56 075	-39 334	-30 231	-24 071	-19 710	-16 553	-14 234	-11 243	-9 526	-8 504	-7 866		
	40	-90 237	-53 286	-40 018	-32 854	-28 085	-24 557	-21 794	-19 562	-16 252	-14 002	-12 325	-11 379		
	50	-88 375	-50 965	-38 337	-31 895	-27 875	-25 040	-22 872	-21 159	-18 523	-16 581	-15 151	-14 035		
	60	-86 665	-49 114	-36 635	-30 413	-26 655	-24 119	-22 273	-20 842	-18 742	-17 242	-16 138	-15 231		
	70	-85 362	-47 687	-35 202	-28 817	-25 886	-22 968	-21 220	-19 927	-18 108	-16 870	-16 021	-15 317		
	80	-84 417	-47 057	-34 079	-27 921	-24 284	-21 889	-20 197	-19 467	-17 249	-16 127	-15 427	-14 836		
	90	-83 355	-46 169	-33 163	-27 001	-23 343	-20 947	-19 257	-18 007	-16 368	-15 298	-14 631	-14 123		
8	30	-108 239	-67 292	-50 800	-39 303	-31 540	-25 926	-21 845	-18 893	-15 156	-13 089	-11 911	-11 208		
	40	-100 004	-65 092	-49 854	-42 200	-36 804	-32 588	-29 133	-26 309	-22 038	-19 160	-17 067	-15 935		
	50	-96 560	-59 097	-46 569	-40 071	-35 928	-32 897	-30 525	-28 498	-25 312	-22 877	-21 073	-19 679		
	60	-93 894	-55 830	-43 506	-37 394	-33 687	-31 153	-29 289	-27 793	-25 527	-23 824	-22 543	-21 456		
	70	-90 697	-53 680	-41 052	-34 671	-31 484	-29 132	-27 428	-26 186	-24 398	-23 165	-22 319	-21 573		
	80	-89 042	-51 411	-39 133	-33 128	-29 609	-27 315	-25 708	-25 045	-22 948	-21 918	-21 327	-20 783		
	90	-88 350	-49 979	-37 590	-21 567	-28 023	-26 305	-24 138	-22 974	-21 482	-20 544	-20 010	-19 612		
10	30	-116 425	-75 532	-57 248	-45 010	-36 126	-29 688	-25 024	-21 714	-17 573	-15 338	-14 097	-13 377		
	40	-107 861	-70 095	-56 395	-48 342	-42 457	-37 721	-34 292	-30 528	-25 631	-22 379	-20 063	-18 841		
	50	-102 703	-66 321	-52 058	-45 527	-41 267	-38 067	-35 499	-33 255	-29 655	-26 881	-24 837	-23 275		
	60	-96 352	-60 392	-48 210	-42 098	-38 391	-35 840	-33 908	-32 375	-29 973	-28 111	-26 694	-25 482		
	70	-94 455	-57 593	-45 069	-38 632	-35 588	-33 274	-31 603	-29 887	-28 588	-27 331	-26 471	-25 686		
	80	-93 380	-54 703	-42 579	-36 664	-33 207	-30 974	-29 384	-28 789	-26 759	-25 784	-25 258	-24 737		
	90	-92 249	-52 818	-40 589	-34 668	-31 204	-28 985	-27 454	-26 322	-24 922	-24 065	-23 615	-24 289		

表-8 $M=m_e r_c^2$

ω	φ _A	Values of T/r											
		.025	.050	.075	.100	.125	.150	.175	.200	.250	.300	.350	.400
		Values of m _e at Crown (M _c =m _e r _c ²)											
1	30	1.377	5.128	10.31	15.99	21.56	26.75	31.45	35.70	43.05	49.25	54.66	59.54
	40	.7746	3.042	6.593	11.12	16.30	21.84	27.51	33.15	43.96	53.90	62.92	71.16
	50	.4860	1.935	4.295	7.472	11.34	15.76	20.62	25.77	36.57	47.52	58.26	68.54
	60	.3277	1.310	2.928	5.149	7.926	11.20	14.91	18.98	27.98	37.73	47.86	58.05
	70	.2320	.9262	2.075	3.662	5.663	8.055	10.80	13.88	20.83	28.65	37.11	45.90
	80	.1694	.6754	1.512	2.668	4.131	5.886	7.912	10.19	15.43	21.39	27.98	34.95
	90	.1266	.5029	1.122	1.977	3.056	4.348	5.840	7.523	11.39	15.80	20.83	25.93
2	30	1.396	5.343	11.05	17.60	24.28	30.69	36.63	42.08	51.51	59.48	66.36	72.46
	40	.7804	3.107	6.860	11.80	17.65	24.09	30.84	37.76	51.23	63.88	75.44	86.31
	50	.4868	1.952	4.377	7.712	11.87	16.75	22.22	28.18	40.98	54.35	67.74	80.73
	60	.3263	1.307	2.936	5.199	8.072	11.52	15.49	19.93	30.00	41.24	53.23	65.54
	70	.2303	.9161	2.050	3.624	5.624	8.037	10.83	14.01	21.33	29.75	39.08	48.99
	80	.1677	.6624	1.474	2.590	4.003	5.699	7.661	9.883	15.03	20.97	27.65	34.79
	90	.1245	.4883	1.078	1.880	2.884	4.076	5.440	6.930	10.48	14.46	19.10	23.57
3	30	1.424	5.591	11.85	19.26	29.26	34.42	41.33	47.61	58.45	67.41	74.98	81.58
	40	.7873	3.191	7.178	12.58	19.11	26.45	34.25	42.24	57.99	72.68	85.94	98.22
	50	.4881	1.978	4.492	8.025	12.53	17.90	24.04	30.77	45.52	61.05	76.63	91.68
	60	.3264	1.310	2.965	5.298	8.310	11.98	16.27	21.14	32.37	45.11	58.86	73.02
	70	.2289	.9095	2.040	3.622	5.653	8.133	11.04	14.37	22.19	31.35	41.64	52.68
	80	.1660	.6515	1.445	2.538	3.926	5.602	7.549	9.741	14.98	21.06	27.99	35.45
	90	.1227	.4758	1.041	1.803	2.751	3.873	5.151	6.549	9.873	13.58	18.03	22.08
4	30	1.456	5.857	12.69	20.92	29.55	37.89	45.56	52.48	64.22	73.71	81.59	88.36
	40	.7961	3.285	7.525	13.41	20.63	28.83	37.60	46.58	64.21	80.42	94.84	107.9
	50	.4901	2.009	4.627	8.382	13.25	19.14	25.93	33.45	50.01	67.44	84.80	101.4
	60	.3260	1.318	3.008	5.431	8.604	12.52	17.16	22.48	34.88	49.06	64.41	80.19
	70	.2276	.9062	2.041	3.644	5.710	8.294	11.34	14.87	23.24	33.17	44.42	56.53
	80	.1645	.6427	1.423	2.504	3.883	5.560	7.520	9.746	15.11	21.40	28.64	36.49
	90	.1210	.4643	1.009	1.740	2.645	3.716	4.932	6.266	9.434	12.95	17.30	21.03
5	30	1.483	6.098	13.54	22.56	32.03	41.12	49.38	56.78	69.09	78.85	86.81	93.60
	40	.8060	3.387	7.897	14.26	22.17	31.20	40.85	50.71	69.90	87.27	102.4	116.0
	50	.4931	2.047	4.781	8.765	14.00	20.42	27.86	36.14	54.37	73.46	92.29	110.1
	60	.3260	1.328	3.063	5.585	8.933	13.12	18.12	23.88	37.43	52.98	69.77	86.95
	70	.2269	.9046	2.048	3.683	5.829	8.503	11.70	15.44	24.39	35.10	47.27	60.38
	80	.1627	.6506	1.409	2.483	3.864	5.556	7.545	9.822	15.35	21.88	29.46	37.70
	90	.1192	.4657	.9811	1.687	2.559	3.591	4.760	6.047	9.101	12.48	16.77	20.23
8	30	1.590	7.010	15.95	27.24	38.77	49.51	58.92	67.05	79.98	89.76	97.50	104.0
	40	.8380	3.855	9.067	16.88	26.74	38.01	49.93	61.89	84.33	103.7	119.8	133.7
	50	.5042	2.180	5.287	10.01	16.39	24.34	33.64	43.99	66.52	89.45	111.3	131.2
	60	.3284	1.374	3.266	6.124	10.04	15.04	21.13	28.24	45.03	64.19	84.54	104.9
	70	.2248	.9098	2.102	3.862	6.239	9.280	12.98	17.39	28.10	41.03	55.73	71.42
	80	.1595	.6206	1.386	2.472	3.896	5.677	7.803	10.28	16.40	23.75	32.36	41.73
	90	.1150	.4293	.9183	1.570	2.376	3.227	4.410	5.609	8.446	11.53	15.77	18.58
10	30	1.664	7.608	17.73	30.15	42.73	54.20	64.01	72.30	85.18	94.72	102.2	108.4
	40	.8666	3.969	9.873	18.62	29.70	42.28	55.33	68.41	92.20	112.1	128.3	142.0
	50	.5147	2.368	5.651	10.87	18.01	26.95	37.39	48.96	73.83	98.59	121.6	142.1
	60	.3314	1.413	3.420	6.519	10.82	16.39	23.19	31.15	49.92	71.12	93.30	115.1
	70	.2250	.9191	2.153	4.012	6.561	9.862	13.91	18.77	30.63	44.93	61.10	78.19
	80	.1574	.6155	1.385	2.490	3.961	5.820	8.058	10.70	17.24	25.14	34.41	44.47
	90	.1123	.4162	.8864	1.515	2.292	3.218	4.256	5.420	8.164	11.11	15.36	17.81

表-9 $H=h\gamma_c$

ω	ϕ_A	Values of T/r											
		Ratios	Degrees	0.025	0.050	0.075	.100	.125	.150	.175	.200	.250	.300
		Values of h at Crown ($H=h\gamma_c$)											
1	30	983.1	919.3	831.9	740.9	657.4	585.8	526.8	478.5	407.7	361.0	329.6	308.5
	40	1 003	988.7	960.8	923.8	881.7	838.0	795.1	754.7	683.7	627.1	583.2	549.8
	50	1 009	1 010	1 005	993.9	978.9	960.9	940.8	919.7	877.2	837.2	802.1	772.6
	60	1 011	1 018	1 021	1 022	1 021	1 017	1 011	1 004	987.2	968.9	950.8	934.3
	70	1 012	1 021	1 029	1 035	1 040	1 043	1 045	1 046	1 046	1 044	1 041	1 038
	80	1 012	1 023	1 033	1 041	1 049	1 057	1 063	1 069	1 079	1 087	1 094	1 101
	90	1 012	1 024	1 035	1 045	1 055	1 064	1 073	1 081	1 097	1 112	1 125	1 139
2	30	983.7	921.6	835.3	743.6	657.9	583.2	521.1	470.4	395.8	347.2	315.1	293.9
	40	1 003	989.7	963.1	927.0	885.4	841.3	797.2	755.3	680.4	620.0	573.0	536.6
	50	1 009	1 010	1 006	996.0	982.1	964.8	945.2	924.4	881.1	839.7	802.1	770.3
	60	1 011	1 018	1 022	1 024	1 023	1 020	1 015	1 009	993.4	975.8	957.7	940.8
	70	1 012	1 021	1 029	1 036	1 041	1 045	1 048	1 050	1 052	1 052	1 051	1 049
	80	1 012	1 023	1 033	1 042	1 050	1 058	1 065	1 072	1 084	1 094	1 104	1 113
	90	1 012	1 024	1 035	1 045	1 055	1 065	1 074	1 084	1 101	1 118	1 134	1 151
3	30	984.1	922.7	835.7	741.4	652.3	574.5	510.2	457.4	381.4	332.9	301.7	281.6
	40	1 003	990.4	964.1	927.9	885.4	839.7	793.7	749.5	670.5	607.0	558.4	521.3
	50	1 009	1 011	1 007	997.2	983.4	966.0	946.0	924.3	878.7	834.6	794.5	760.6
	60	1 011	1 018	1 023	1 025	1 024	1 021	1 017	1 011	995.0	976.6	957.2	939.0
	70	1 012	1 021	1 030	1 037	1 042	1 047	1 050	1 053	1 055	1 056	1 054	1 052
	80	1 012	1 023	1 033	1 043	1 051	1 059	1 067	1 074	1 087	1 098	1 109	1 119
	90	1 012	1 024	1 035	1 046	1 056	1 066	1 076	1 086	1 104	1 122	1 139	1 157
4	30	984.5	923.0	834.2	736.7	644.2	563.5	497.3	443.7	367.6	320.2	290.4	271.8
	40	1 004	990.8	964.5	927.5	883.4	835.7	787.5	741.0	658.5	593.0	543.7	506.8
	50	1 009	1 011	1 007	997.7	983.7	965.7	944.7	921.9	873.6	826.7	784.4	749.0
	60	1 011	1 018	1 023	1 025	1 025	1 022	1 017	1 011	994.4	974.6	953.6	934.0
	70	1 012	1 021	1 030	1 037	1 043	1 048	1 051	1 054	1 057	1 057	1 055	1 052
	80	1 012	1 023	1 033	1 043	1 052	1 060	1 068	1 076	1 089	1 101	1 112	1 122
	90	1 012	1 024	1 035	1 046	1 056	1 067	1 077	1 087	1 106	1 125	1 143	1 162
5	30	984.7	922.4	831.6	730.6	634.9	551.9	484.3	430.4	355.1	309.2	281.1	263.9
	40	1 004	991.0	964.3	926.3	880.4	830.5	780.6	731.5	646.0	579.3	530.0	493.9
	50	1 009	1 011	1 007	997.8	983.3	964.5	942.5	918.3	867.1	817.8	773.9	737.2
	60	1 011	1 019	1 023	1 025	1 025	1 022	1 017	1 011	992.6	971.2	948.6	927.6
	70	1 012	1 022	1 030	1 037	1 044	1 048	1 052	1 055	1 057	1 057	1 054	1 051
	80	1 012	1 023	1 034	1 043	1 052	1 061	1 069	1 077	1 090	1 102	1 113	1 124
	90	1 012	1 024	1 035	1 046	1 057	1 067	1 078	1 088	1 108	1 127	1 146	1 166
8	30	984.8	920.0	821.0	709.4	605.3	517.7	448.8	395.7	325.1	284.6	261.2	247.7
	40	1 004	989.8	962.3	920.0	868.2	811.7	755.2	701.7	610.8	543.5	496.4	463.6
	50	1 009	1 011	1 007	996.7	980.1	958.3	932.6	904.4	845.3	790.1	742.7	705.2
	60	1 011	1 019	1 024	1 026	1 025	1 021	1 015	1 006	983.9	957.8	930.9	906.6
	70	1 012	1 022	1 031	1 038	1 044	1 049	1 052	1 055	1 056	1 053	1 048	1 043
	80	1 012	1 023	1 034	1 044	1 053	1 062	1 070	1 078	1 092	1 104	1 115	1 125
	90	1 012	1 024	1 036	1 047	1 058	1 069	1 079	1 090	1 110	1 131	1 150	1 172
10	30	984.8	917.3	812.0	694.5	586.3	497.1	428.7	376.9	310.1	273.0	252.2	240.7
	40	1 004	990.6	960.1	914.7	859.0	798.5	737.5	682.9	590.3	524.0	479.1	448.8
	50	1 009	1 011	1 007	995.4	977.1	953.1	924.9	894.2	830.8	772.9	724.5	687.5
	60	1 011	1 019	1 024	1 026	1 024	1 020	1 012	1 002	977.0	948.0	918.9	893.2
	70	1 012	1 022	1 031	1 038	1 044	1 049	1 052	1 054	1 054	1 050	1 043	1 037
	80	1 012	1 023	1 034	1 044	1 054	1 062	1 071	1 078	1 092	1 104	1 114	1 124
	90	1 012	1 024	1 036	1 047	1 058	1 069	1 080	1 091	1 112	1 133	1 152	1 174

表-10 $M_a = m_a r_c$

Ratios	ϕ_A Degrees	Values of T/r											
		.025	.050	.075	.100	.125	.150	.175	.200	.250	.300	.350	.400
		Values of m at Abutment ($M = m r_c^2$)											
1	30	-2.562	-9.032	-17.23	-25.43	-32.71	-38.79	-43.68	-47.57	-53.06	-56.47	-58.60	-59.90
	40	-1.448	-5.448	-11.34	-18.41	-26.00	-33.61	-40.89	-47.64	-59.28	-68.45	-75.64	-80.95
	50	-0.9028	-3.477	-7.468	-12.59	-18.53	-25.01	-31.79	-38.62	-51.96	-64.15	-74.95	-84.14
	60	-0.6019	-2.338	-5.088	-8.715	-13.07	-18.02	-23.41	-29.08	-40.94	-52.81	-64.25	-74.78
	70	-0.4190	-1.633	-3.573	-6.166	-9.329	-12.98	-17.05	-21.43	-30.92	-40.91	-51.07	-60.88
	80	-0.2993	-1.169	-2.563	-4.431	-6.738	-9.419	-12.43	-15.72	-22.96	-30.76	-38.96	-47.04
	90	-0.2177	-0.8501	-1.862	-3.223	-4.900	-6.852	-9.0631	-11.48	-16.55	-22.66	-28.93	-35.03
2	30	-2.463	-8.508	-16.04	-23.45	-29.93	-35.19	-39.26	-42.28	-46.18	-48.07	-48.85	-48.93
	40	-1.396	-5.145	-10.55	-16.97	-23.80	-30.59	-37.06	-42.88	-52.78	-60.13	-64.40	-68.89
	50	-0.8710	-3.289	-6.947	-11.56	-16.87	-22.61	-28.61	-34.56	-46.14	-56.51	-65.47	-72.77
	60	-0.5840	-2.212	-4.724	-7.965	-11.81	-16.12	-20.78	-25.68	-35.81	-45.84	-55.43	-64.04
	70	-0.4060	-1.543	-3.306	-5.601	-8.348	-11.47	-14.87	-18.58	-26.43	-34.59	-42.83	-50.63
	80	-0.2900	-1.101	-2.357	-3.995	-5.958	-8.194	-10.67	-13.31	-19.04	-25.07	-31.36	-37.36
	90	-0.1755	-0.7967	-1.699	-2.870	-4.263	-5.843	-7.622	-9.370	-13.40	-17.54	-21.96	-25.91
3	30	-2.381	-8.109	-15.19	-22.09	-27.99	-32.64	-36.01	-38.48	-41.17	-42.07	-42.53	-41.46
	40	-1.350	-4.911	-9.990	-15.98	-22.33	-28.60	-34.50	-39.76	-48.34	-54.35	-58.32	-60.57
	50	-0.8340	-3.137	-6.553	-10.83	-15.73	-21.03	-26.49	-31.99	-42.46	-51.62	-59.31	-65.29
	60	-0.5667	-2.052	-4.440	-7.417	-10.93	-14.85	-19.09	-23.51	-32.62	-41.58	-50.05	-57.47
	70	-0.3943	-1.466	-3.092	-5.172	-7.636	-10.42	-13.48	-16.71	-23.61	-30.74	-37.92	-44.60
	80	-0.2811	-1.043	-2.189	-3.650	-5.373	-7.312	-9.420	-11.65	-16.51	-21.54	-26.79	-31.66
	90	-0.1773	-0.7502	-1.562	-2.585	-3.771	-5.090	-6.513	-7.941	-11.12	-14.28	-17.67	-20.47
4	30	-2.296	-7.805	-14.55	-21.06	-26.49	-30.63	-33.51	-35.45	-37.25	-37.46	-36.92	-36.00
	40	-1.310	-4.721	-9.562	-15.25	-21.26	-27.14	-32.60	-37.40	-44.94	-49.89	-52.86	-54.24
	50	-0.8320	-3.011	-6.250	-10.29	-14.91	-19.90	-25.04	-30.16	-39.81	-48.05	-54.74	-59.70
	60	-0.5518	-2.052	-4.212	-6.998	-10.27	-13.92	-17.86	-21.98	-30.42	-38.63	-46.29	-52.83
	70	-0.3835	-1.401	-2.913	-4.735	-7.112	-9.648	-12.42	-15.38	-21.65	-28.11	-34.60	-40.53
	80	-0.2734	-0.9910	-2.048	-3.373	-4.918	-6.646	-8.511	-10.47	-14.74	-19.13	-23.72	-27.89
	90	-0.1790	-0.7087	-1.445	-2.352	-3.381	-4.509	-5.680	-6.892	-9.495	-12.02	-14.76	-16.84
5	30	-2.241	-7.648	-14.05	-20.23	-25.26	-28.96	-31.43	-32.93	-34.06	-33.80	-32.94	-31.82
	40	-1.276	-4.568	-9.222	-14.69	-20.43	-26.01	-31.09	-35.50	-42.16	-46.25	-48.45	-49.18
	50	-0.7930	-2.907	-6.004	-9.870	-14.29	-19.04	-23.92	-28.76	-37.75	-45.22	-51.10	-55.22
	60	-0.5376	-1.944	-4.027	-6.666	-9.762	-13.22	-16.95	-20.83	-28.77	-36.40	-43.42	-49.26
	70	-0.3735	-1.343	-2.766	-4.463	-6.671	-9.049	-11.62	-14.38	-20.22	-26.19	-32.18	-37.55
	80	-0.2653	-0.9683	-1.928	-3.145	-4.555	-6.124	-7.813	-9.581	-13.44	-17.37	-21.51	-25.18
	90	-0.1808	-0.6883	-1.345	-2.157	-3.065	-4.047	-5.059	-6.085	-8.279	-10.37	-12.66	-14.25
8	30	-2.121	-7.054	-13.05	-18.40	-22.48	-25.16	-26.65	-27.32	-27.19	-26.18	-24.93	-23.61
	40	-1.197	-4.387	-8.536	-13.55	-18.72	-23.58	-27.80	-31.28	-35.96	-38.23	-38.96	-38.58
	50	-0.7465	-2.677	-5.498	-9.021	-13.05	-17.34	-21.71	-25.90	-33.38	-39.10	-43.16	-45.57
	60	-0.5352	-1.771	-3.629	-5.985	-8.754	-11.85	-15.18	-18.62	-25.52	-31.92	-37.53	-41.83
	70	-0.3474	-1.229	-2.442	-3.893	-5.811	-7.863	-10.08	-12.47	-17.49	-22.55	-27.52	-31.75
	80	-0.2459	-0.8363	-1.656	-2.656	-3.801	-5.073	-6.437	-7.865	-10.98	-14.11	-17.43	-20.23
	90	-0.1850	-0.5807	-1.117	-1.728	-2.391	-3.199	-3.794	-4.497	-5.963	-7.283	-8.833	-9.628
10	30	-2.047	-6.821	-12.49	-17.49	-21.07	-23.23	-24.26	-24.58	-24.00	-22.77	-21.46	-20.15
	40	-1.168	-4.090	-8.231	-13.03	-17.92	-22.41	-26.55	-29.17	-32.89	-34.36	-34.53	-33.78
	50	-0.7358	-2.667	-5.269	-8.651	-12.50	-16.58	-20.69	-24.57	-31.27	-36.12	-39.32	-40.97
	60	-0.4686	-1.687	-3.450	-5.686	-8.320	-11.26	-14.40	-17.66	-24.08	-29.86	-34.77	-38.33
	70	-0.3339	-1.160	-2.291	-3.637	-5.436	-7.358	-9.441	-11.68	-16.35	-21.00	-25.51	-29.21
	80	-0.2341	-0.7794	-1.526	-2.430	-3.466	-4.618	-5.843	-7.149	-9.965	-12.79	-15.79	-18.22
	90	-0.1875	-0.5318	-0.9986	-1.525	-2.085	-2.673	-3.256	-3.826	-5.015	-6.053	-7.327	-7.842

表-11 $H=hr_c$

ω	φ _A	Values of T/r											
		Ratios	Degrees	.025	.050	.075	.100	.125	.150	.175	.200	.250	.300
		Values of h at Abutment ($H=hr_c$)											
1	30	987.0	933.5	859.5	782.3	711.7	651.4	601.9	561.8	503.8	466.7	442.9	427.9
	40	1 005	997.2	978.8	953.3	924.0	893.4	863.5	835.5	787.0	749.4	721.7	701.9
	50	1 010	1 015	1 016	1 014	1 009	1 002	993.2	984.1	965.7	949.1	935.3	925.3
	60	1 012	1 021	1 029	1 036	1 042	1 046	1 049	1 052	1 056	1 059	1 063	1 067
	70	1 012	1 024	1 035	1 045	1 055	1 064	1 073	1 083	1 098	1 114	1 129	1 145
	80	1 012	1 025	1 037	1 049	1 060	1 072	1 083	1 095	1 117	1 139	1 161	1 183
	90	1 013	1 025	1 038	1 050	1 063	1 075	1 088	1 100	1 125	1 150	1 175	1 200
2	30	987.6	935.3	862.4	784.6	712.1	649.1	597.0	554.7	493.5	454.7	430.3	415.3
	40	1 005	998.0	980.5	955.8	926.8	896.0	865.2	836.0	784.5	744.0	713.8	691.8
	50	1 010	1 016	1 017	1 015	1 011	1 004	996.0	987.1	968.2	950.5	935.3	923.8
	60	1 012	1 022	1 030	1 037	1 043	1 047	1 051	1 054	1 059	1 063	1 066	1 070
	70	1 012	1 024	1 035	1 045	1 055	1 065	1 074	1 083	1 100	1 117	1 132	1 148
	80	1 012	1 025	1 036	1 048	1 060	1 072	1 084	1 095	1 118	1 140	1 163	1 185
	90	1 013	1 025	1 038	1 050	1 063	1 075	1 088	1 100	1 125	1 150	1 175	1 200
3	30	987.9	936.4	862.7	782.7	707.3	641.6	587.6	543.5	481.0	442.4	418.7	404.6
	40	1 005	998.5	981.3	956.5	926.8	894.7	862.4	831.5	776.8	734.1	702.6	680.1
	50	1 010	1 016	1 018	1 016	1 012	1 005	996.6	987.1	966.7	947.2	930.4	917.5
	60	1 012	1 022	1 030	1 037	1 043	1 048	1 052	1 055	1 060	1 063	1 066	1 070
	70	1 012	1 024	1 035	1 045	1 056	1 065	1 075	1 084	1 101	1 118	1 137	1 149
	80	1 012	1 025	1 036	1 048	1 061	1 072	1 084	1 096	1 118	1 141	1 164	1 186
	90	1 013	1 025	1 038	1 050	1 063	1 075	1 088	1 100	1 125	1 150	1 175	1 200
4	30	988.3	936.7	861.4	778.6	700.2	632.1	576.4	531.6	469.1	431.4	408.9	396.1
	40	1 006	998.8	981.6	956.2	925.3	891.7	857.7	825.0	767.6	723.3	691.4	669.0
	50	1 010	1 016	1 018	1 016	1 012	1 005	995.7	985.5	963.4	942.2	923.9	910.1
	60	1 012	1 022	1 030	1 038	1 044	1 049	1 052	1 056	1 060	1 062	1 064	1 067
	70	1 012	1 024	1 035	1 046	1 056	1 066	1 075	1 085	1 102	1 118	1 134	1 150
	80	1 012	1 025	1 036	1 048	1 061	1 072	1 084	1 096	1 119	1 141	1 164	1 187
	90	1 013	1 025	1 038	1 050	1 063	1 075	1 088	1 100	1 125	1 150	1 175	1 200
5	30	988.4	936.1	859.2	773.4	692.2	621.9	565.1	520.1	458.2	421.9	400.9	389.3
	40	1 006	999.0	981.5	955.2	923.0	887.7	851.9	817.7	758.1	712.8	680.9	659.1
	50	1 010	1 016	1 018	1 016	1 012	1 004	994.3	983.2	959.2	936.4	917.0	902.5
	60	1 012	1 022	1 030	1 038	1 044	1 049	1 052	1 055	1 059	1 061	1 062	1 064
	70	1 012	1 024	1 035	1 046	1 056	1 066	1 075	1 085	1 102	1 118	1 134	1 149
	80	1 012	1 025	1 036	1 048	1 061	1 073	1 084	1 096	1 119	1 142	1 164	1 187
	90	1 013	1 025	1 038	1 050	1 063	1 075	1 088	1 100	1 125	1 150	1 175	1 200
8	30	988.5	934.1	850.0	755.0	666.6	592.3	534.4	490.0	432.2	400.6	383.6	375.3
	40	1 006	998.0	979.9	950.4	913.6	873.3	833.0	794.9	731.1	685.1	655.1	635.9
	50	1 010	1 016	1 018	1 016	1 010	1 000	987.9	974.2	945.2	918.7	897.1	882.0
	60	1 012	1 022	1 031	1 038	1 044	1 048	1 051	1 053	1 054	1 054	1 053	1 053
	70	1 012	1 024	1 035	1 046	1 056	1 066	1 076	1 084	1 101	1 117	1 132	1 146
	80	1 012	1 025	1 036	1 048	1 061	1 073	1 085	1 096	1 119	1 142	1 165	1 187
	90	1 013	1 025	1 038	1 050	1 063	1 075	1 088	1 100	1 125	1 150	1 175	1 200
10	30	988.5	931.7	842.2	742.1	650.1	574.5	516.9	473.8	419.2	390.5	375.9	369.2
	40	1 006	998.6	978.2	946.4	906.6	863.2	819.4	780.5	715.4	670.5	641.9	624.5
	50	1 010	1 016	1 018	1 015	1 008	996.7	983.0	967.7	935.9	907.5	885.4	870.5
	60	1 012	1 022	1 031	1 038	1 043	1 047	1 050	1 051	1 051	1 049	1 047	1 047
	70	1 012	1 024	1 035	1 046	1 056	1 066	1 075	1 084	1 101	1 116	1 130	1 144
	80	1 012	1 025	1 034	1 048	1 061	1 073	1 085	1 096	1 119	1 142	1 167	1 187
	90	1 013	1 025	1 038	1 050	1 063	1 075	1 088	1 100	1 125	1 150	1 175	1 200

表-12 $V=v r_c$

ω	ϕ_A	Values of T/r											
		Ratios	Degrees	.025	.050	.075	.100	.125	.150	.175	.200	.250	.300
		Values of v at Abutment ($V=v r_c$)											
1	30	-14.70	-52.84	-102.8	-15.47	-202.5	-244.6	-280.4	-310.8	-358.7	-394.5	-422.7	-445.8
	40	-6.106	-23.32	-49.28	-81.15	-116.3	-152.4	-187.9	-222.0	-283.7	-336.1	-380.4	-417.9
	50	-2.988	-11.61	-25.23	-43.01	-64.05	-87.44	-112.4	-138.1	-189.9	-239.5	-285.7	-327.4
	60	-1.610	-6.318	-13.88	-24.02	-36.37	-50.60	-66.37	-83.25	-119.4	-156.8	-194.2	-230.1
	70	-0.9298	-3.655	-8.066	-14.65	-21.41	-30.05	-39.77	-50.43	-73.92	-99.34	-125.9	-152.5
	80	-0.5586	-2.198	-4.856	-8.467	-12.95	-18.24	-24.24	-30.76	-45.74	-62.15	-79.79	-97.74
	90	-0.3443	-1.353	-2.984	-5.200	-7.956	-11.21	-14.90	-19.00	-27.94	-38.46	-49.76	-60.96
2	30	-14.40	-51.69	-101.1	-153.2	-202.3	-245.9	-283.2	-314.8	-364.6	-401.4	-430.0	-453.0
	40	-5.978	-22.67	-47.85	-79.05	-113.9	-150.2	-186.6	-221.6	-285.8	-340.7	-387.0	-426.4
	50	-2.911	-11.24	-24.28	-41.33	-61.63	-84.40	-109.0	-134.5	-186.8	-237.7	-285.7	-329.2
	60	-1.577	-6.095	-13.27	-22.80	-34.44	-47.87	-62.83	-79.00	-114.0	-150.8	-188.2	-224.4
	70	-0.9088	-3.511	-7.649	-13.17	-19.95	-27.87	-36.71	-46.54	-68.21	-91.89	-117.0	-142.3
	80	-0.5451	-2.101	-4.566	-7.848	-11.87	-16.56	-21.85	-27.55	-40.60	-54.87	-70.33	-85.98
	90	-0.3350	-1.285	-2.774	-4.750	-7.146	-9.919	-13.06	-16.30	-23.88	-32.00	-41.06	-49.49
3	30	-14.20	-51.13	-100.9	-154.3	-205.1	-250.3	-288.6	-321.3	-371.8	-408.6	-43.67	-459.2
	40	-5.914	-22.26	-47.17	-78.46	-113.9	-151.3	-188.9	-225.3	-292.1	-349.0	-396.4	-436.3
	50	-2.834	-10.97	-23.69	-40.44	-60.60	-83.49	-108.4	-134.6	-188.7	-241.6	-291.5	-336.6
	60	-1.548	-5.920	-12.83	-22.02	-33.32	-46.46	-61.25	-77.33	-112.6	-150.2	-188.6	-226.0
	70	-0.8898	-3.392	-7.330	-12.56	-18.98	-26.50	-35.02	-44.38	-65.40	-88.68	-113.6	-138.9
	80	-0.5331	-2.020	-4.330	-7.375	-11.08	-15.39	-20.22	-25.49	-37.53	-50.77	-65.28	-79.99
	90	-0.3261	-1.226	-2.603	-4.388	-6.522	-8.963	-11.66	-14.49	-20.99	-28.86	-35.70	-42.54
4	30	-14.00	-50.98	-101.7	-156.7	-209.2	-255.7	-295.1	-328.2	-378.7	-414.9	-44.23	-464.1
	40	-5.783	-22.00	-46.95	-78.74	-115.1	-153.8	-192.9	-230.7	-229.9	-358.0	-405.8	-445.6
	50	-2.784	-10.77	-23.33	-40.04	-60.39	-83.72	-109.4	-136.4	-192.6	-247.7	-299.2	-345.5
	60	-1.521	-5.836	-12.51	-21.53	-32.69	-45.80	-60.66	-77.00	-113.1	-151.9	-191.7	-230.4
	70	-0.8728	-3.294	-7.074	-12.11	-18.31	-25.62	-33.94	-43.20	-64.11	-87.53	-112.9	-138.6
	80	-0.5222	-1.947	-4.137	-7.004	-10.49	-14.01	-19.11	-24.09	-35.58	-48.30	-62.40	-76.72
	90	-0.3192	-1.173	-2.454	-4.092	-6.027	-8.225	-10.61	-13.16	-18.93	-24.97	-32.06	-37.87
5	30	-13.90	-51.30	-102.9	-159.7	-213.8	-261.6	-301.6	-334.8	-385.0	-420.4	-447.0	-468.1
	40	-5.723	-21.86	-47.04	-79.54	-117.1	-157.2	-197.7	-236.9	-307.9	-366.8	-414.6	-453.9
	50	-2.758	-10.62	-23.13	-39.96	-60.68	-84.63	-111.0	-139.2	-197.5	-254.5	-307.5	-354.5
	60	-1.497	-5.668	-12.28	-21.22	-32.38	-45.61	-60.73	-77.45	-114.7	-154.8	-196.1	-235.9
	70	-0.8583	-3.210	-6.875	-11.78	-17.85	-25.07	-33.31	-42.60	-63.70	-87.54	-113.5	-139.9
	80	-0.5108	-1.929	-3.936	-6.708	-10.03	-13.92	-18.31	-23.13	-34.31	-46.78	-60.74	-74.95
	90	-0.3111	-1.154	-2.326	-3.844	-5.624	-7.638	-9.819	-12.13	-17.38	-22.84	-29.43	-34.48
8	30	-13.85	-52.49	-108.2	-170.3	-228.6	-278.7	-319.4	-352.2	-400.0	-432.7	-456.9	-476.2
	40	-5.593	-22.65	-48.36	-83.59	-124.9	-169.2	-213.6	-256.0	-330.5	-389.8	-436.2	-473.4
	50	-2.681	-10.41	-23.13	-40.80	-63.12	-89.38	-118.7	-149.9	-214.3	-275.7	-331.2	-379.0
	60	-1.441	-5.448	-11.94	-20.97	-32.55	-46.58	-62.89	-81.16	-122.2	-166.5	-211.4	-254.1
	70	-0.8172	-3.024	-6.490	-11.22	-17.21	-24.48	-32.93	-42.65	-65.11	-90.80	-118.9	-147.4
	80	-0.4835	-1.736	-3.626	-6.111	-9.172	-12.81	-16.97	-21.63	-32.63	-45.12	-59.34	-73.84
	90	-0.2911	-1.010	-2.031	-3.298	-4.767	-6.426	-8.204	-10.11	-14.41	-18.81	-24.60	-28.21
10	30	-13.85	-53.85	-112.8	-177.8	-238.1	-289.0	-329.4	-361.5	-407.5	-438.5	-461.4	-479.7
	40	-5.593	-22.14	-49.74	-86.97	-130.8	-177.7	-225.0	-268.1	-343.7	-402.4	-447.3	-482.9
	50	-2.681	-10.80	-23.42	-41.86	-65.44	-93.35	-124.6	-157.7	-225.4	-288.9	-345.1	-392.6
	60	-1.417	-5.369	-11.90	-21.14	-33.16	-47.89	-65.11	-83.67	-128.2	-174.9	-221.8	-265.7
	70	-0.7984	-2.939	-6.347	-11.07	-17.13	-24.59	-35.35	-43.48	-67.11	-94.17	-123.7	-153.4
	80	-0.4662	-1.662	-3.470	-5.864	-8.850	-12.44	-16.57	-21.27	-32.42	-45.20	-59.82	-74.70
	90	-0.2795	-0.948	-1.885	-3.040	-4.377	-5.891	-7.512	-9.246	-13.18	-17.16	-22.69	-25.65

(7) 3. の 総 括

(1) アバットメントの剛性が小さいと、アーチの応力のうち、もっとも不利な影響を受けるのは、クラウン上流面の圧縮応力の増大と、クラウン下流面の引張り応力の増大であり、アバットメントは合力線の偏心は減少し、応力状態は良くなる。

(2) slender で、中心角が大きいほど、 ω の増大による応力変化は小さい利点が認められる。

(3) 従来、悪い岩盤で剛性の小さい場合には、構造物を Massive に設計することによって対処する考え方が普通であったと思われるが、アーチダム の堤体応力の観点に立つと、この通念と全く相反する思想に立って考えるのが妥当であることを筆者は強調しておきたい。

ただし悪い岩盤の場合、岩盤に対する応力緩和のため、アバットメントで、局所的な拡巾(サドル、人工アバットメント等)を必要とする場合もあることはもちろんである。

(4) ω の変化に対して半径方向タワミは、応力と同じく、slender で中心角が大きいほど、鈍感であり、その定量的関係が明らかとなった。この関係はアーチダムの三次元的な考察の場合、きわめて有用である(4. で説明)。

(5) 定性的には、アバットメントの剛性と、弾性固定アーチの応力、タワミの関係は、すでにもちろんわかっていたことであるが、定量的には、本論文によってはじめて系統的に、アバットメントの剛性と弾性固定アーチの応力および半径方向タワミの挙動をしらべることができた。

この解析計算は繁雑であり、アーチダムの設計者たちも必要を感じながら、この種の数値表が存在しなかった。Lieurance Table の一部の拡張であり、アーチダムの設計の基本数値表として表-2~12 を活用していただきたい。

図-17 各アーチダムの展開(水平方向のみ)
Fig. 17 Development at middle surface of arch dams.
(but only horizontal direction)

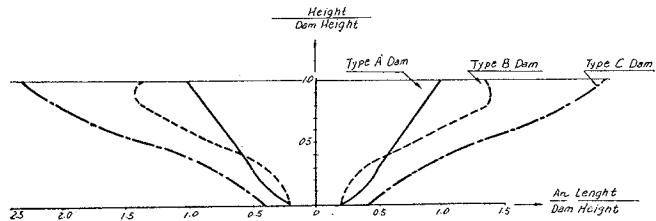


表-13 数値計算に用いた3つのアーチダム型式の特性
(Table: Characteristics of arch dams used to the following consideration.)

Type	A	B	C
Prototype	Sasanami Dam (final Design)	Kamishiiba Dam (modified by writer)	Naramata Coffor Dam (Dam for Experiment)
Dam Height	62 m	110 m	12.5 m
Crest Span	about 113 m	about 245 m	about 46 m
Span/Height	about 1.8	about 2.2	about 3.7
$\omega = E_C/E_R$	2	3.5	4
θ_A at Crest	48°	60°	70°
r_c at Crest	74.75 m	142.4 m	22.7 m
T at Crest	2.5 m	7.0 m	0.7 m
T at Bottom	8.8 m	27.7 m	

4. 基礎の変形がアーチダムの応力およびタワミにおよぼす影響について(三次元的な考察)

高次の不静定構造であるアーチダムは、境界での変形条件のとり入れ方によって、ダムの応力、タワミが影響をうけるが、この点についての構造力学的な解明はほとんどなされていない。この原因は、アバットメントの変形条件自体が相手が岩盤というきわめて解析的にとりあつかいにくい代物であるためと、たとえ、詳細にこれを取り扱えたとしても、アーチ解析がきわめて複雑となるので実用的でないために、見るべき発展がなかったように思われる。

しかしながら、近年、ダムサイトの実地調査技術、構造物の実測技術の進歩がめざましく、岩盤の力学的性質も次第にあきらかとなり、その成果を忠実に設計にとり入れようとする気運が、わが国でもたかまってきた。このような要求にしたがって、所題の研究を行なった。

アーチダムの設計計算は、本来、殻理論の適用を正統とすべきで、その近似的適用も発展を重ねつつあるが、いまだ、アーチと片持ばりの半径方向タワミ、切線方向変位、鉛直軸のまわりの回転角の合致の条件より、両系への荷重分担を定めるいわゆる荷重試算法ほどには種々の仮定を導入しえない点に難点があり、いまだ後者が、

広く実用されている。半径方向タワミのみの合致を条件とする簡略荷重試算法で、設計計算をとどめ、より厳密な仮定、境界条件を導入しうる模型実験で応力解析を行なう場合があるのが最近の特長である。所題の検討のためには、数本のアーチ要素と、中央の鉛直片持り要素の交点で、半径方向タワミが合致する条件より両系への荷重の配分を定めた (Ritter, H. 法)。

アーチ ダムの型式は、基本的にはダムの高さに対するスパンの比によって定まるのであるが、ごく薄いドーム型アーチ ダムから、重力式アーチ ダムまで、いろいろの型式が考えられる。筆者は、便宜上、日本においてすでに建設されたアーチ ダムの中から、その典型として、3つのダムを選び出し、それぞれに対して、静水圧堆泥圧、自重を荷重条件として、 ω の変化に対する応力タワミの変化を求めた。

ω はまず、最初に、ダムの基底部より天端まで、等しい値の ω が分布し、その ω の値が、1, 2, 5 および 10 の場合の、3つのタイプのダムの応力、タワミをまず求めた (図一18)。次いで、現実の状態として、天端近くのアバットメントの岩質が下部にくらべて悪いダム サイトが多いので、このような場合の応力、タワミの様相をしらべるために、図一18 に示したように、基底部より天端にかけて ω の変化のタイプとして A, B の2型式を仮定して $\omega = \text{const}$ の場合と同様に計算し、境界変形条件の差異によるダム本体の応力、タワミの変化を検討した。

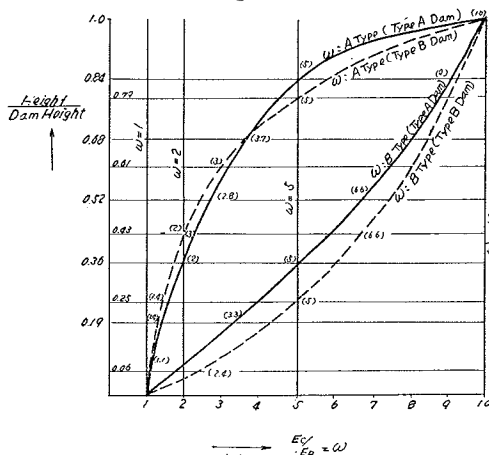
以下において、荷重の分担の変化、水平アーチ応力の変化、中央鉛直片持り応力の変化、クラウンでの半径方向タワミの変化の順に述べることにする。読者は、三次元的な作用の特長を注意されたい。

(1) 荷重の分担の変化 (図一20, 21, 22)

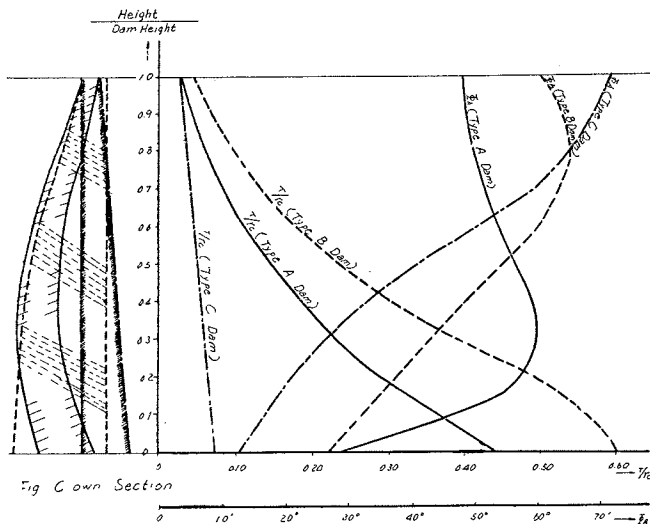
a) ω の一様な増大につれて* ほぼ、下半分はアーチの荷重分担が減少するが、上半分では逆に増大する傾向がある。この現象は ω の変化による各標高のアーチの剛性の差異によって起るのである。すなわち、上部標高のアーチは、下部標高のアーチにくらべて、 ω の変化に対する剛性が大きいため、上部の分担荷重が増大するものと解しゃくができる (3. の二次元アーチの考察のところで、アーチの形状と ω の変化による剛性の変化の関係はすでに明らかにしてある)。この傾向は、いままでに論議されていない点であり興味深いものがある。

設計に用いた ω の値より、実際の方が大きかった場合 (持続荷重により予想以上に岩盤は非弾性的変形をする場合が多く岩盤の変形量を過小に評価している場合が多い) このように、実際には設計結果より上部の分担荷重が増え、下部の分担荷重が減る傾向があることを注意しておきたい。もっとも、上から下まできわめて slender な、ごく特殊なダム型式である C型ダム ($T/r_c = 0.030 \sim 0.0715$) では、上下のアーチの剛性の差異がごく少な

図一18 各標高のアバットメントの E_C/E_R の仮定
Fig. 18 Assumption of $E_C/E_R = \omega$ for abutment at various heights.



図一19 数値計算に用いた3つのアーチダムの特性
Fig. 19 Characteristics of arch dams used to the following consideration.



* 現実には、ある定まった ω を有するのであるが、 ω の推定が相当の誤差をふくむので、いまダムの形状を定まったものとし、 ω を変数としてダム本位の応力、タワミに対する影響をしらべようとしているのであり、このような表現を簡単のために用いることにする。

図-20 E_C/E_R が 1 から 10 まで変化する場合の荷重分布 (A型ダム)
 Fig. 20 Load distribution when $E_C/E_R = \omega$ varies from 1 to 10. (Type A Dam)

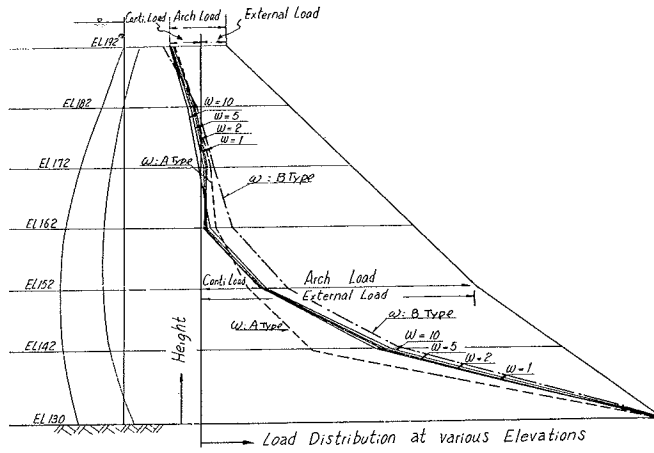


図-21 E_C/E_R が 1 から 10 まで変化する場合の荷重分布 (B型ダム)
 Fig. 21 Load distributions when $E_C/E_R = \omega$ varies from 1 to 10. (Type B Dam)

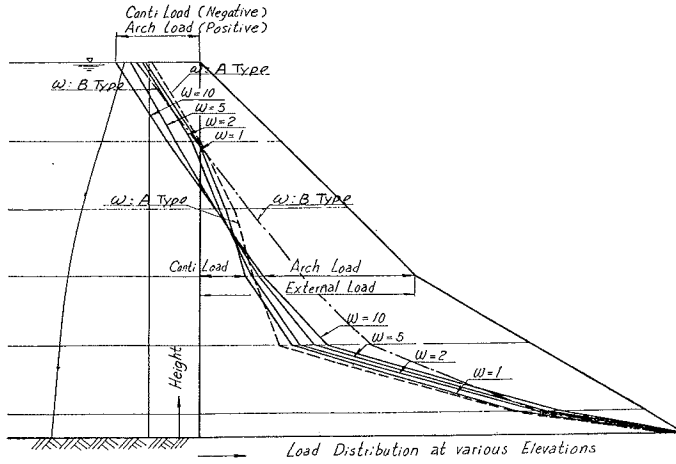
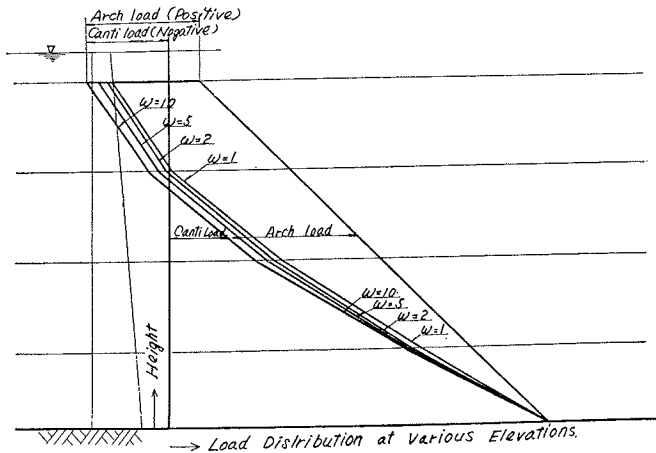


図-22 E_C/E_R が 1 から 10 まで変化する場合の荷重分布 (C型ダム)
 Fig. 22 Load distributions when $E_C/E_R = \omega$ varies from 1 to 10. (Type C Dam)



いために、 ω の増大にもなって全体的にアーチ分担荷重は増大する。C型ダムはきわめて特殊であり、通常はA型、B型ダムのような荷重分担の変化をすると考えてよいと思う (図-20, 21)。

b) ω が下部から上部にかけて変化する場合 (図-18 参照) について荷重分担を考察すると、当然予想されるように、下部のアーチの分担荷重は増大し、逆に、 ω の大きい上部の分担荷重は減少する傾向がある。このことより、上部において急に ω が増大するアバットメントを有するダム サイトに対して、下から上まで $\omega = \text{const}$ と仮定した計算を行なった場合には、現実には、計算と大きく異なった荷重分担 (したがって応力状態) の差異を生じることを注意しなくてはならない。その応力への影響の程度は後で述べる。

c) ω が上下に異なることは、現実には多くの場合に十分に予想されることであり、実測結果と設計計算による応力状態の差異も、このような境界変形条件のとり入れ方の差異にも大きく影響されていると推測される。

d) 局部的に ω の大きい部分の分担荷重が減少し、より ω の小さい、強いアバットメントのアーチの部分によけい分担荷重が作用する傾向が、明らかに図示されるので、設計者は、図-20, 21 より定量的にアーチダム自体がその不静定構造作用の結果を有する調整機能の程度を知ることができる。

(2) 水平アーチ応力の変化 (図-23, 24, 25)

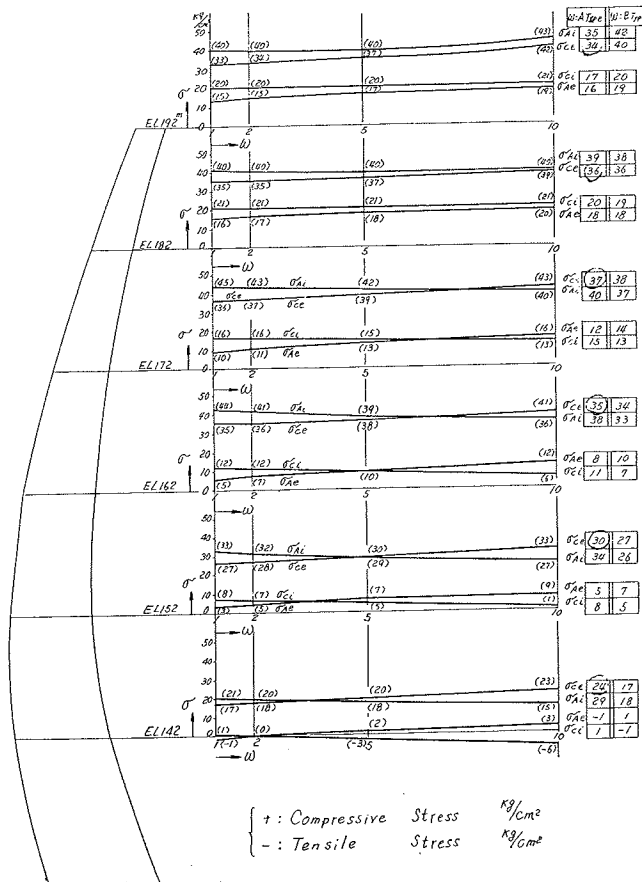
アーチダムの安定を論じるうえに最も大切な尺度となるアーチ応力が ω の変化に対してどのように変化するかを 図-23, 24, 25 より知ることができる。

これらのグラフは各標高ごとに σ_{ce} , σ_{Ai} , σ_{ci} , σ_{Ae} の ω の変化に対する曲線を描いたものである。右端のマス内の値は、 ω がダム基底部より上部にかけて変化し、その変化の型が 図-18 に示した2つの型 (ω : A型, ω : B型) の場合の、それぞれの位置での応力の値をしめたものである。

a) うすいドーム型アーチダムであるA型ダムについて 図-23によって説明をすると次のようになる。

(i) σ_{ce} は ω が増大すると各標高ですべて増大する。 $\omega=10$ の場合の $\omega=1$ の場合よりの σ_{ce} の増大の程

図-23 E_c/E_R が 1 から 10 まで変化するときのアーチ応力 (A型ダム)
Fig. 23 Arch stresses when $E_c/E_R = \omega$ varies from 1 to 10 (Type A Dam)



度は、上の標高より下の標高にむかって、それぞれ 9, 4, 7, 6, 6, 6 kg/cm² と算出された。この事実より A 型ダムのような比較的うすいアーチダムでは、現実には $\omega=10$ のようなごく剛性の小さい弱いアバットメントを有する場合に、 $\omega=1$ のようなごく剛性の大きい強いアバットメントを有すると仮定して定めた設計形状を用いても、最も重要視されるべき σ_{ce} の増大は工学上十分に許容できる程度の応力の増大にとまることが明らかとなった。

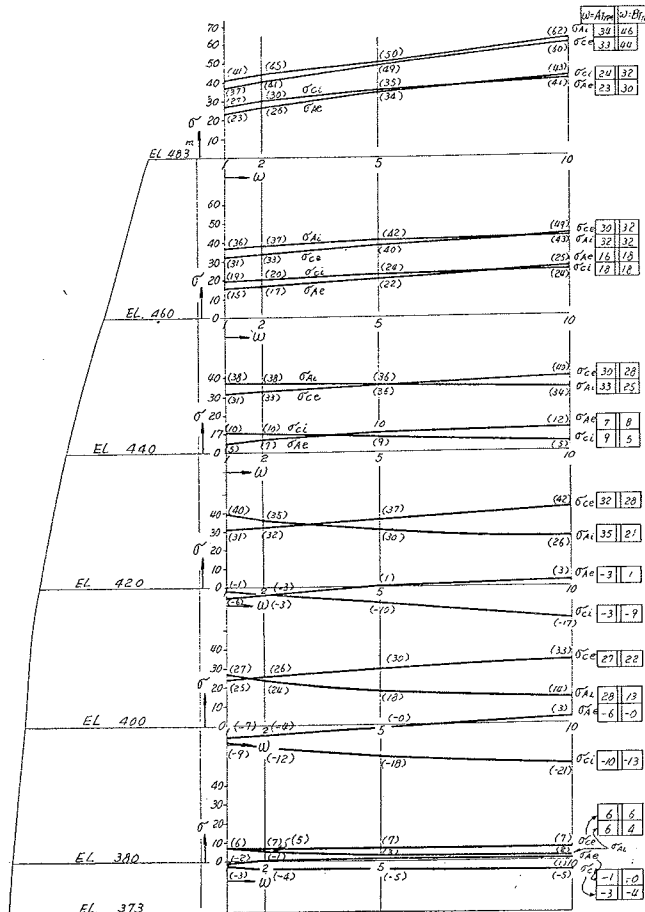
(ii) σ_{Ai} は ω が增大すると一般的には減少すると考えてよいが、ごく上部の標高では、逆に増大することがあることを注意されたい。この事実はすでに述べた荷重分担の変化と考え合すと解釈がつく。

(iii) 上部のみが極端に ω が大きい場合 (ω : A型) には、図-23 右欄に示したように上から順次下にむかって σ_{ce} は 34, 36, 37, 35; 24 kg/cm² となり、上部ではいちじるしい応力の減少を来す。 σ_{Ai} も同様にいちじるしく減少する。

この事実より、ごく上部の標高で岩の剛性が小さくなっている場合にも、三次的な実に巧妙な応力の調整作用を生じる結果、そのよわい部分が一樣に強いと考えた場合よりもいちじるしくその部分の応力は減少し好都合な応力状態を生じるのである(その数量的な程度は図-23, 24 により知ることができる)。したがって弱いアバットメントの部分に対しては、堤体の静力学的な観点からはすくなくとも——ただちに強固にするための人工アバットメント、スラストブロック等の補強工事を必要とするという考え方に立つ前に、むしろ弱い部分は弱い部分としてありのままの状態を認識し、アーチダムの高度の不静定度を利用してその調整作用を期待しうるかどうかを先ず検討する余地がある場合が多いのではないだろうか。

最近、 E_R を高かめるためにコンソリデーショングラウトを行なおうとする考え方が一部において強くなったのではないと思われるが、コンソリデーショングラウトは止水効果および岩盤自体の一体性を狙ってやるべ

図-24 E_C/E_R が 1 から 10 まで変化するときのアーチ応力 (B 型ダム)
Fig. 24 Arch stresses when $E_C/E_R=\omega$ varies from 1 to 10 (Type B Dam)



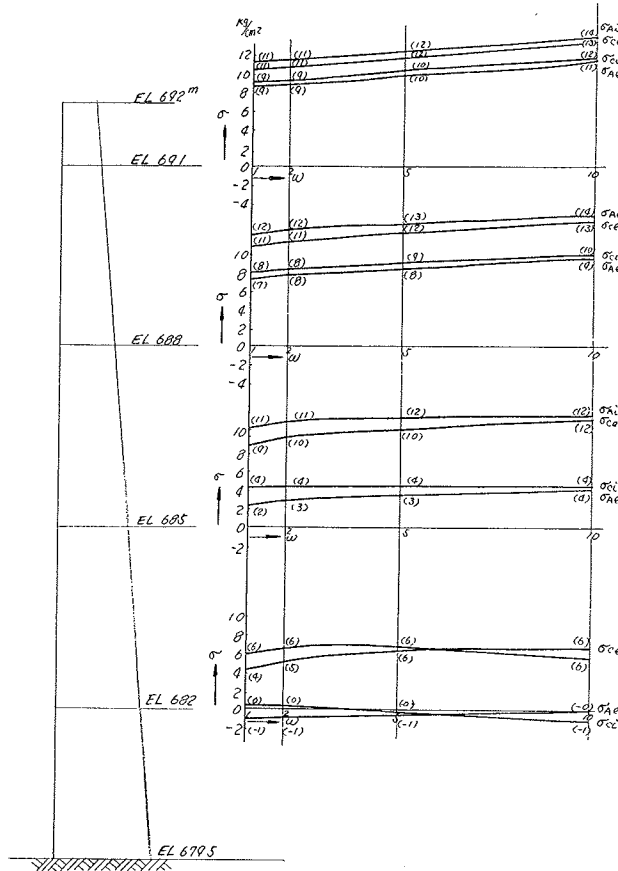
きもので、 E_R をたかめるためにやる努力は努力および費用多くして堤体応力の改善効果はそれほど大きくないことを本研究の結果、筆者は識ることができた。なんとすれば、コンソリデーション グラウトによる E_R の増大の率はせいぜい 150~200% でありアバットメントの変形に関与する全域の平均としてはさらに相当に小さくなる^{(4),(5),(6)}。その増分による堤体の応力の改善効果は 図-23, 24, 25 を検討した結果いちじるしいとはいえない程度である。以上のことより E_R が小さいときには、 E_R が小さいものとして、アーチダムの自蔵する調整作用を考慮した設計をとればよい場合が多いのではないだろうか。コンソリデーション グラウトは止水効果および岩自体の一体性の増加のためという考え方をとるのが適確であろう。

b) 比較的 Massive なアーチダムである B 型ダムの場合を、A 型ダムとの比較において考察を加える (図-24)。

(i) σ_{ce} は $\omega=1$ から $\omega=10$ まで ω が增大するとき、各標高で上より下にむかってそれぞれ 23, 18, 9, 11, 8, 1 kg/cm² だけ増大する。下部は厚い中心角の小さいいわゆる Massive な不利なアーチであるにもかかわらず σ_{ce} の増大はすくない。この点は二次元的な考え方からだけではむしろ反対の傾向が予想せられただけに理解はできないが、三次元的な荷重分担の変化を想い出してもらえば説明がつく。この事実より、下部の岩がわりとそのあたりの Massive なアーチのクラウンの応力が大きくなるから特に下の方の岩はよく補強しなくてはならないという考え方は納得ができない。下部岩盤の補強が強調される理由はこのような変形度の観点からは殆んど三次元的な調整作用が自然に行なわれるので、むしろ岩盤自体の不透水性を確保することにあるべきだと筆者は考える。

(ii) 前述した $\omega=1 \rightarrow \omega=10$ の場合の A 型ダムの σ_{ce} の増大にくらべ B 型ダムの場合は増分の%がはるかに大きいことに気がつく。 $\omega=1$ の場合に対する $\omega=10$ の場合の Top Elevation での σ_{ce} の%は A 型ダムの 127% ($=\frac{42}{33}$) であるのに対し、B 型ダムでは 161% ($=\frac{60}{37}$) に達している。各標高ともに同様の傾向がみとめ

図-25 E_C/E_R が 1 から 10 まで変化するときのアーチ応力 (C 型ダム)
Fig. 25 Arch stresses when $E_C/E_R = \omega$ varies from 1 to 10 (Type C Dam)



られ、この事実は slender なダムほど、最も重要視さるべき σ_{ce} の変化は少なく、岩盤の変形に対しダムの安定度は高いという例証となる。

きわめてアーチ ダムサイトとしては不利ながらきわめてうすいC型ダムの場合をみれば この事実はますます確実となり一つの重要な結論と思われる。

(iii) σ_{Ai} についてはA型ダムの場合と同様に下部では ω の増大につれて σ_{Ai} は減少するが上部では逆に増大する。上部での増大の率は、やはりA型ダムよりは厚さのあついB型ダムの方が大きい。厚い方が岩盤のよわい場合安全であるという概念はアーチ ダムの場合にはあてはまらないことはこの点からも説明できよう。

(iv) アバットメントの非均一性を考慮した ω : A型, ω : B型(図-18)の場合もA型ダムにくらべ、応力の変化が激しい。厚いアーチ ダムでは、岩盤の異常変形(たとえば、断層カ所の相対変位、地震動等)の場合にも slender なアーチダムよりはダム応力への影響が大きいことが予想できる。

c) きわめて slender なC型ダムの場合は 図-25 に示した。B型ダムの場合とは逆に、 ω の変化によるアーチ応力の変化はきわめて少ないことが注目し値いする。非常に単純な円筒型アーチ ダムであるにもかかわらず、うすく中心角の大きいアーチ ダムが岩盤の変形に対し安全であることを示すよい例証となろう。詳細な比較は 表-23, 24, 25 について行なわれたい。

(3) 中央断面鉛直応力の変化(図-26, 27, 28)

各標高での中央断面鉛直応力をその EL. で上流面(あるいは下流面)から横軸上、外方向に圧縮応力、横軸上内方向に引張り応力として 図-26, 27, 28 に表現した。

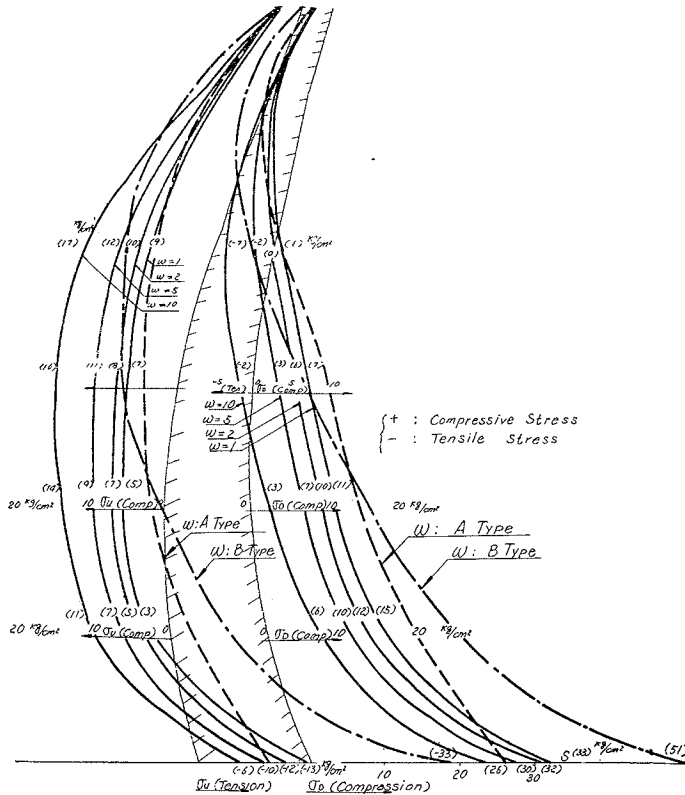
a) まずA型ダムについて 図-26 で説明する。

(i) 先きほど述べたアーチ応力の変化にくらべて、鉛直応力の変化は、きわめて大きいことが一目して明らかである。基礎の変形条件の仮定の差異は、水平応力よりは鉛直応力にいちじるしく影響することを明らかにすることができた。設計にあたり留意する必要がある。

(ii) アーチ ダムの設計にあたり設計者の苦心をする上流面底部の鉛直応力(引張応力が出やすい)は、 $\omega=1, 2, 5, 10$ のそれぞれの場合に $-13 \text{ kg/cm}^2, -12 \text{ kg/cm}^2, -10 \text{ kg/cm}^2, -6 \text{ kg/cm}^2$ と変化する。基礎

図-26 E_C/E_R が 1 から 10 まで変化する場合のクラウンの鉛直応力(A型ダム)

Fig. 26 Crown vertical stresses when $E_C/E_R = \omega$ varies from 1 to 10. (Type A Dam)



岩盤がよわいほど、この引張り応力は敏感に減少することを明らかにすることができた。

(iii) 下部のアバットメントが上部のそれにくらべて極端に強い岩盤である場合には (ω : B型) 上流面底部の鉛直引張り応力はいちじるしく増大する (-33 kg/cm^2)。これは上下のアーチ剛性の相対的差異に由来するのであるが、強い岩盤の近くに高い応力 (±共に) が作用する一例である。

b) より厚いB型ダムは (図-27 参照), A型ダムにくらべて鉛直応力の変化は激しい。これは ω の変化によるアーチ剛性の変化が、うすいアーチダムであるA型ダムの場合よりも大きいことを思い出せば理解することができる。

c) どの型の場合にも ω が大きくなるにつれて、下流面ぞいに鉛直引張り応力が生じやすくなる。模型実験あるいは実測の結果ではこの傾向が多くのダムにおいて計算値に比し、けん著なようであるが、この原因の一つとして、設計計算にあたり、 E_C/E_R の評価が小さすぎる。かさもななくば基礎変形量の近似算定式が過小評価の傾向があることが予想される。

(4) クラウンでの半径方向タワミの変化 (図-29, 30, 31)

基礎の変形量の差異によりタワミ曲率の様子が変わってくることもあり、この傾向はうすいダムにおいていちじるしい。

また 比率 $\frac{\text{半径方向タワミ}}{\text{ダムの高さ}}$ はもっとも Massive な B型ダムでもっとも大きいのは興味深い。

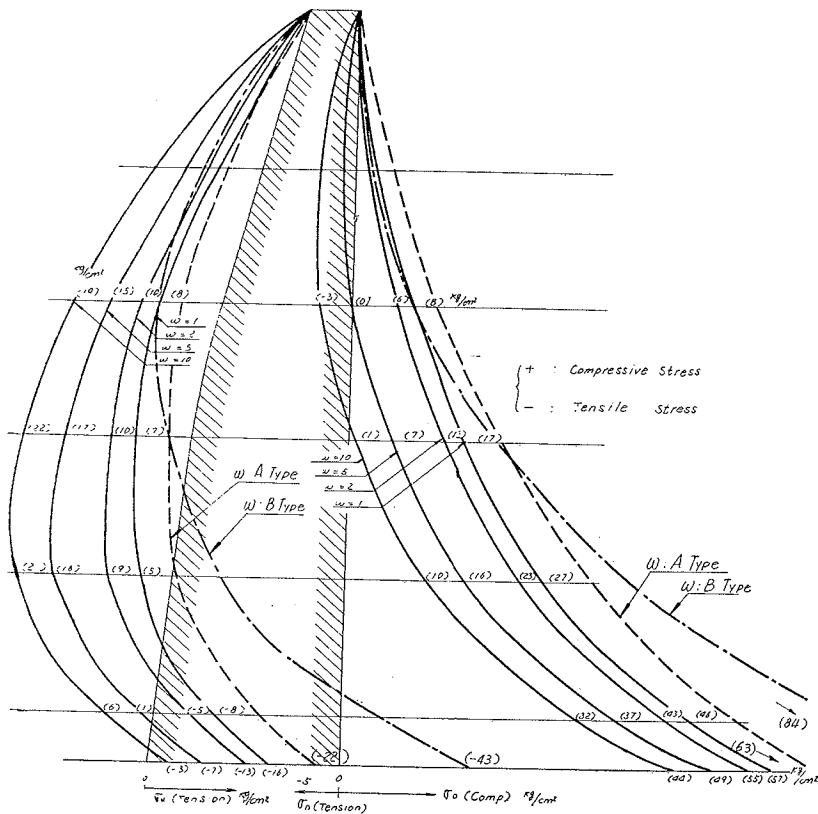
5. 結 言

岩盤の剛性がいまだ正確に、アーチダムの設計にとりいれにくい現状であるので、 E_C/E_R の仮定の誤差がアーチダムの応力、タワミにどのように影響するかを、二次元的および三次元的に、3つのダム型式について、近似的に解析して検討を加えた。その結果

(1) 三次元的な考察

a) slender な中心角の大きいアーチダムほど、アーチダムの応力、タワミは基礎岩盤の変形の影響 (E_C/E_R)

図-27 E_C/E_R が 1 から 10 まで変化する場合のクラウンの鉛直応力 (B型ダム)
Fig. 27 Crown vertical stresses when $E_C/E_R = \omega$ varies from 1 to 10. (Type B Dam)



の推定誤差, 断層の突発的変位, 非弾性的変形, その他)をうけず, したがって堤体応力の観点からは安定度が高いと考えられる。

$E_C/E_R=10$ のような, ごく剛性の小さい岩盤に対しても, アーチ ダムをできるだけすく, ライズを大きくする努力をすることによって, $E_C/E_R=1$ として考えたダム形状の近い経済的な断面を採用しうる見とおしがある。

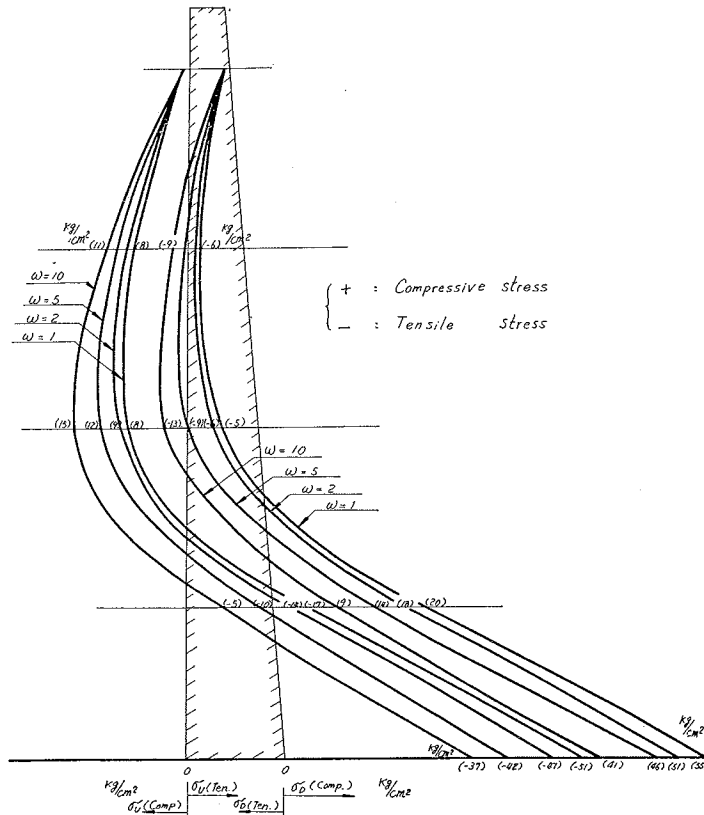
基礎岩盤が悪い場合には Massive な構造物を必要とする旧来の概念は, アーチ ダムの堤体応力の観点からはすくなくともあてはまらないことを説明することができた。

b) 設計に用いた E_C/E_R の値よりも, 実際の E_C/E_R が大きい場合には(この傾向の場合が, 岩盤の非弾性的変形が相当に大きいことより, しばしば存在すると筆者は考える), 設計よりは上部アーチに余計に分担荷重が作用し, 下部アーチのそれは減少するのが一般的傾向であることを説明することができた。設計時, あるいは実測結果の解釈にあたり, 留意しておくかと参考になると思う。

c) 現実の多くのダム サイトは, E_C/E_R が上部標高から, 底部標高まで const と考えるのには無理があり, 上部では岩盤がよくなるのが地質学的に一般的傾向であるが, このような場合, const と考えるか variable と考えるかによりどのように応力分布, タワミ分布がことなるかを研究した。その結果アーチ ダム構造自体が自蔵している高次の不静定度由来するきわめて巧妙な上下の自己調整作用を期待した設計によって, ダム全体の安全度をほとんどへらすことなしに, 経済的にアーチ ダムを築造しうる可能性があることを型式の異なった3つのアーチダムによって堤体応力の観点から説明することができた。この点は, アーチ ダムの設計者に与えられた妙味であるから有効に利用したいものである。ただし岩盤自体の安定性の確保不透水性の確保のために別途の考慮をなすべきは当然である。

d) コンソリデーション グラウトによって, 場合によっては E_R を元の値の2倍程度まで引き上げる場合が多いことが他の研究者達によって明らかにされてきつつあるが, この程度の E_R の増大はダムの応力状態を全面的にいちじるしく改良し得るほど顕著な効果は生じないことを定量的に説明しえた。結論 c) の考え方に立

図-28 E_C/E_R が 1 から 10 まで変化する場合のクラウンの鉛直応力 (C型ダム)
Fig. 28 Crown vertical stresses when $E_C/E_R=\omega$ varies from 1 to 10 (Type C Dam.)



てばよい場合が多いのではないかと筆者は考える。

e) 基礎の変形条件の仮定の差異が、アーチ ダムの応力におよぼす影響は、水平アーチよりは鉛直応力に対してはるかに敏感なことをあきらかにすることができた。特に許容引張り応力との関係で問題となりやすい上流面基底部の鉛直応力は、 E_C/E_R の値の仮定のおかによりいちじるしく変化する。論議するとき考慮に入れるべきであろう。

すなわち、 E_C/E_R の値を大きくとれば、この引張り応力は著しく減少する傾向がある。

f) アーチ ダムのタワミの実測は、近年、さかに行なわれるようになったが、タワミ量は E_C/E_R の仮定の差異によって敏感に変化することをここに示した。ダム本体のタワミ量と同等のウェイトで基礎の変位を実測して、同格に論じないと、あやまった結論におちいる心配がある。

(2) 二次元的な考察と三次元的な考察の差異

a) 二次元的な考察では、岩盤はじめに仮定したよりもわるい場合、下部標高のアーチ程、 T/r_c および ϕ_A が不利であるのが普通であるから、応力状態がわるくなると考えられるが三次元的にこれを考えると、上・下部のアーチ剛性の差によって生じる巧妙な調整作用が存在する結果、あながち、下部のアーチ応力が特に極端にわるくなることはないことを定量的に明らかにすることができた。

すなわち、上部の剛性の大きいアーチ分担荷重が増大する作用が期待できることを明らかにした。これは二次元的な考察に終始すると推論できない興味ある点であろう。

b) 二次元的に考えれば、岩盤がはじめに仮定したよりも剛性が小さい場合、アバットメント下流面に作用する圧縮応力は必ず減少するはずであるが、三次元的に考えると上下アーチの相対的な剛性の差により剛度の大きい部分のアーチは分担荷重が増大するのでその結果、アバットメントの圧縮応力が増大することもありうる。

図-29 E_C/E_R が 1 から 10 まで変化する場合の半径方向変位 (A 型ダム)

Fig. 29 Radial displacements when $E_C/E_R = \omega$ varies from 1 to 10. (Type A Dam)

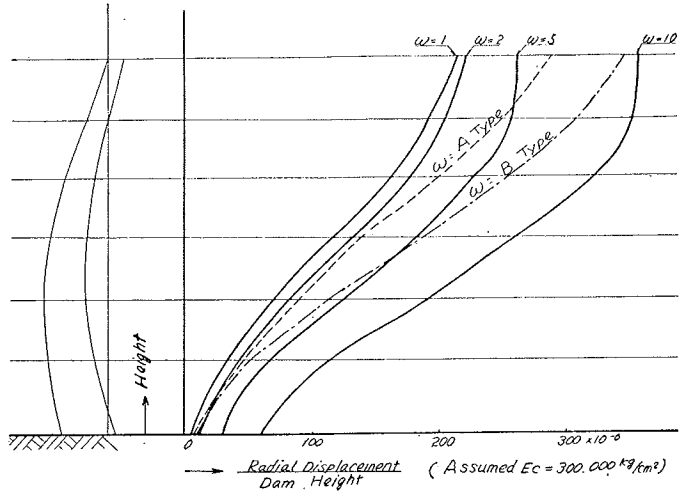


図-30 E_C/E_R が 1 から 10 まで変化する場合の半径方向変位 (B 型ダム)

Fig. 30 Radial displacements when $E_C/E_R = \omega$ varies from 1 to 10. (Type B Dam)

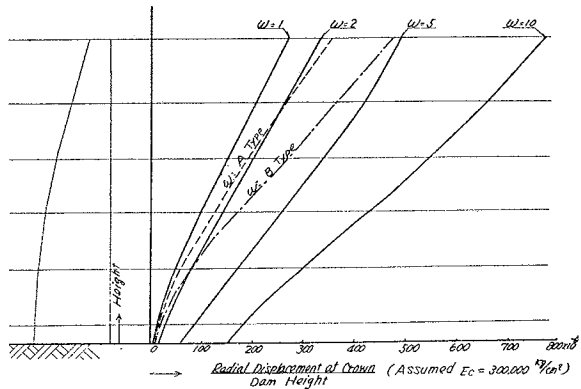
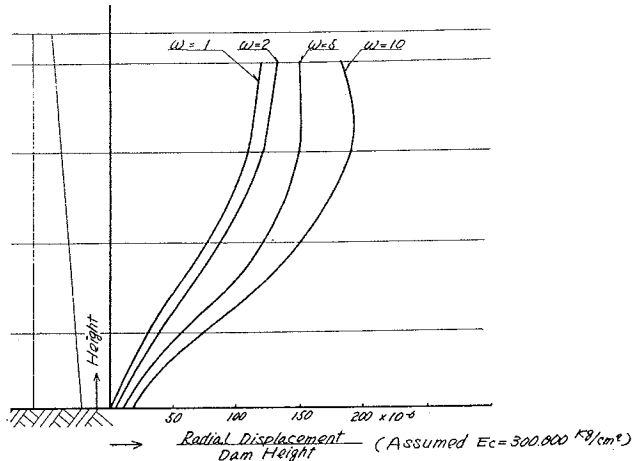


図-31 E_C/E_R が 1 から 10 まで変化するときの半径方向変位 (C 型ダム)

Fig. 31 Radial displacements when $E_C/E_R = \omega$ varies from 1 to 10. (Type C Dam)



(3) 設計者への寄与

円弧等厚単心アーチが両端で弾性的に固定されている場合、 E_C/E_R , T/r_c , ϕ_A を変数として各点の応力、曲げモーメント、アーチ推力、せん断力、および半径方向タワミを通常、アーチダム設計に必要とする範囲において広範囲にわたり数値表を作成しアーチダムの設計の便利をはかった。

(4) 今後の問題

アーチダムの基礎岩盤の“soundness”は決して、rigidityのみでは表現しえない。当然、他の要素についても同時に慎重な考慮を加えなければならない。geology, geotechnique, bearing power, topography 等である。また変形量を算出する場合の数式について等置展開式、粘弾性体としての変形理論などについても検討を加える時期であろう。貯水圧による周辺岩盤の変形度、岩盤変形度の実測、岩盤自体の安全性の問題等も、きわめて不利なダムサイトにアーチダムの築造を要求されている現在において、きわめなければならない課題であろう。

ペンをおくにあたり、この研究に対しあらゆる面で終始、御指導と御援助をいただいている、電研第二部構造研究室 垣谷正道博士に感謝する次第である。

(昭和33年11月20日)

参 考 文 献

- 1) United States Department of the Interior Bureau of Reclamation: "Stress Study for Boulder Dam" 1939, Denver Colorads.
- 2) Alfred Stucky: "Quelques Problèmes Relatifs aux Fondations des Grands Barrages-Réservoirs." Bull. Tech. Suisse Romande. Vol 80 No. 21~22, 1954.
- 3) 若本 清, 外: "岩盤変形試験報告書" 電力技術研究所, 依頼試験報告, 土構 5706, 5711, 5703 等
- 4) Rocha, M.: "Deformability of Foundation rocks", cinquième congrès des grands barrages. 1955. Paris Vol. III. R 75
- 5) 増田秀夫: "基礎岩盤の弾性数測定について" 発電水力 No. 35, 1958
- 6) Guido Oberti: "Sul Comportamento Statico degli Archi con Fondazione Cedevoli" L'Energia Elettrica. Giugno. 1954.
- 7) Tonini D.: "Observed Behavior of Several Italian Arch Dams.," J of A.S.C.E. Vol 82 No. 906. Dec. 1956.
- 8) Fredrik Vogt: "Über die Berechnung der Fundamental Deformation", Det. Norske Videnskops-Akademi, Oslo 1925.
- 9) United States Department of the Interior Bureau of Reclamation: "Trial Load Method of Analyzing Arch Dams." Boulder Canyon Project, Final Reports. Part V. Bull. 1. Denver Colorado. 1938.
- 10) Lieurance, R.S.: "The Design of Arch Dams.," Proc. of A.S.C.E. May. 1940
- 11) Calvi di Coenzo Pavsetti: "Sul comportamento statico degli Archi Fondati su Rocca con diverso Modulo elastico.," L'Energia Elettrica. Giugno. 1957.
- 12) 林 正夫: 基礎の変形がアーチダムの応力に及ぼす影響について, 電力中央研究所, 技術研究所報告 土木 58007, 1958年11月

(原稿受付: 昭 34.4.8)

昭和35年8月20日印刷
昭和35年8月25日発行

土木学会論文集第60号・別冊(3-1) 定価150円(〒10円)

著 者 東京都北多摩郡狛江町岩戸1229 電力中央研究所 技術研究所 林 正 夫
 編集兼発行者 東京都新宿区四谷一丁目 社団法人 土木学会 末 森 猛 雄
 印刷者 東京都港区赤坂溜池5 株式会社 技 報 堂 大 沼 正 吉

発 行 所 社 団法人 土 木 学 会 振替東京 16828 番
 東京都新宿郵便局区内 新宿区四谷一丁目 電話(351)代表 5138 番