

ESCADA AUTOPORTANTE SEM APOIO NO PATAMAR

Anibal Knijnik

José Julio Alves Tavares

INTRODUÇÃO

As escadas autoportantes sem apoio no patamar constituem-se em elementos plásticos valiosos na definição de volumes, tanto em prédios de utilização residencial como, e principalmente, em prédios comerciais ou de utilização pública, que pela sua significância social requerem soluções arquitetônicas mais elaboradas.

O fato de não necessitarem de estruturas auxiliares para a sua sustentação faz com que este tipo de escada se apresente como a solução ideal, tanto em termos de funcionalidade como sob o ponto de vista da estética. É funcional na medida em que somente interfere com os pisos onde se faz necessário, isto é, nos pontos onde sobe-se ou desce-se por elas. No tocante à estética, a leveza da solução estrutural dispensa qualquer consideração adicional.

Não é do conhecimento dos autores a existência de uma solução teórica exata para a análise deste tipo de escadas, sendo, portanto, necessário lançar mão de soluções aproximadas para o projeto estrutural. Diversos autores elaboraram teorias aproximadas, entre os quais destacam-se FUCHSSTEINER(1), CUSENS e KUANG(2), GUERRIN(3), cada um representando uma corrente no modo de analisar o problema. FUCHSSTEINER simplificou a escada por um pórtico espacial com duas barras inclinadas (os lances da escada), unidas por uma barra curva, representando o patamar da escada, resultando o sistema estrutural indicado na fig. 1.a.

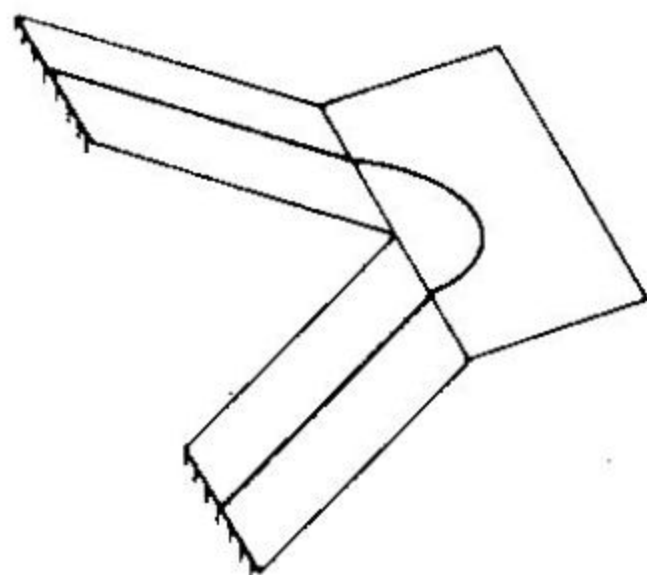


Fig. 1a

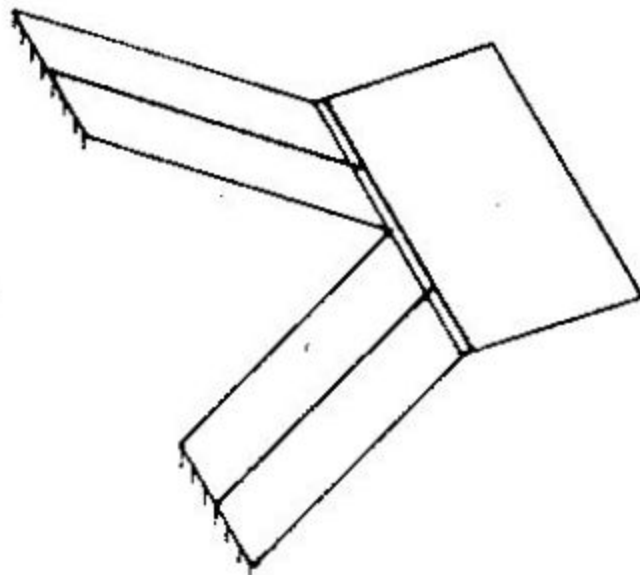


Fig. 1b

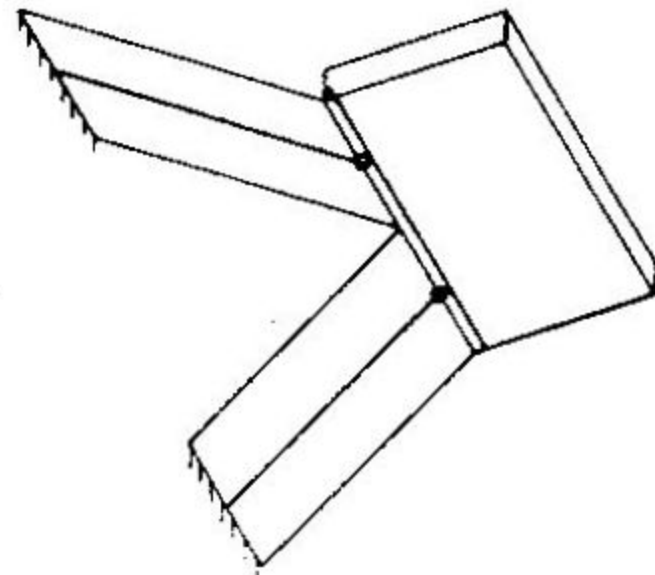


Fig. 1c

Já CUSENS e KUANG apresentam uma variação sobre o modelo anterior, considerando ser mais razoável substituir a barra curva por uma barra reta coincidente com a intersecção entre os lances e o patamar e com o mesmo comprimento deste (fig. 1.b). GUERRIN sugere um método bastante simplificado, mostrado na figura 1.c, onde os lances são considerados articulados junto ao patamar e este suficientemente rígido para que a deformação horizontal do sistema seja praticamente nula, facilitando sobremaneira o processo de análise.

Outros autores, além de apresentarem métodos aproximados analíticos, executaram testes sobre modelos reduzidos, tanto em concreto armado como em resina epóxi, visando comprovar a validade dos métodos aproximados apresentados. Entre eles podem-se destacar CUSENS e KUANG(2), IYER e MANOHARAN(4) e CHANDRASHEKHARA e SRINIVASAN(5). Os dois primeiros trabalhos relataram testes em modelos em concreto armado, ambos com escala de comprimento 1:2. Somente o primeiro levou o modelo até a ruptura. CHANDRASHEKHARA e SRINIVASAN efetuaram um estudo fotoelástico, utilizando a técnica do congelamento de tensões, apresentando com bastante clareza o problema da concentração de tensões na escada.

Da análise da bibliografia indicada, escolhemos desenvolver o presente trabalho baseados nas premissas apresentadas por CUSENS e KUANG(2), ou seja, na análise da escada através de aproximação, que é a substituição do sistema espacial de lajes pelo de estrutura de barras espacial da figura 1.b.

MÉTODO DE ANÁLISE

O esquema de cálculo encontra-se representado na figura 2. As grandezas hiperestáticas escolhidas foram o momento fletor $\bar{M}$ e o esforço horizontal H no ponto O , ponto médio do sistema $A B O B' A'$. Mediante a aplicação destas

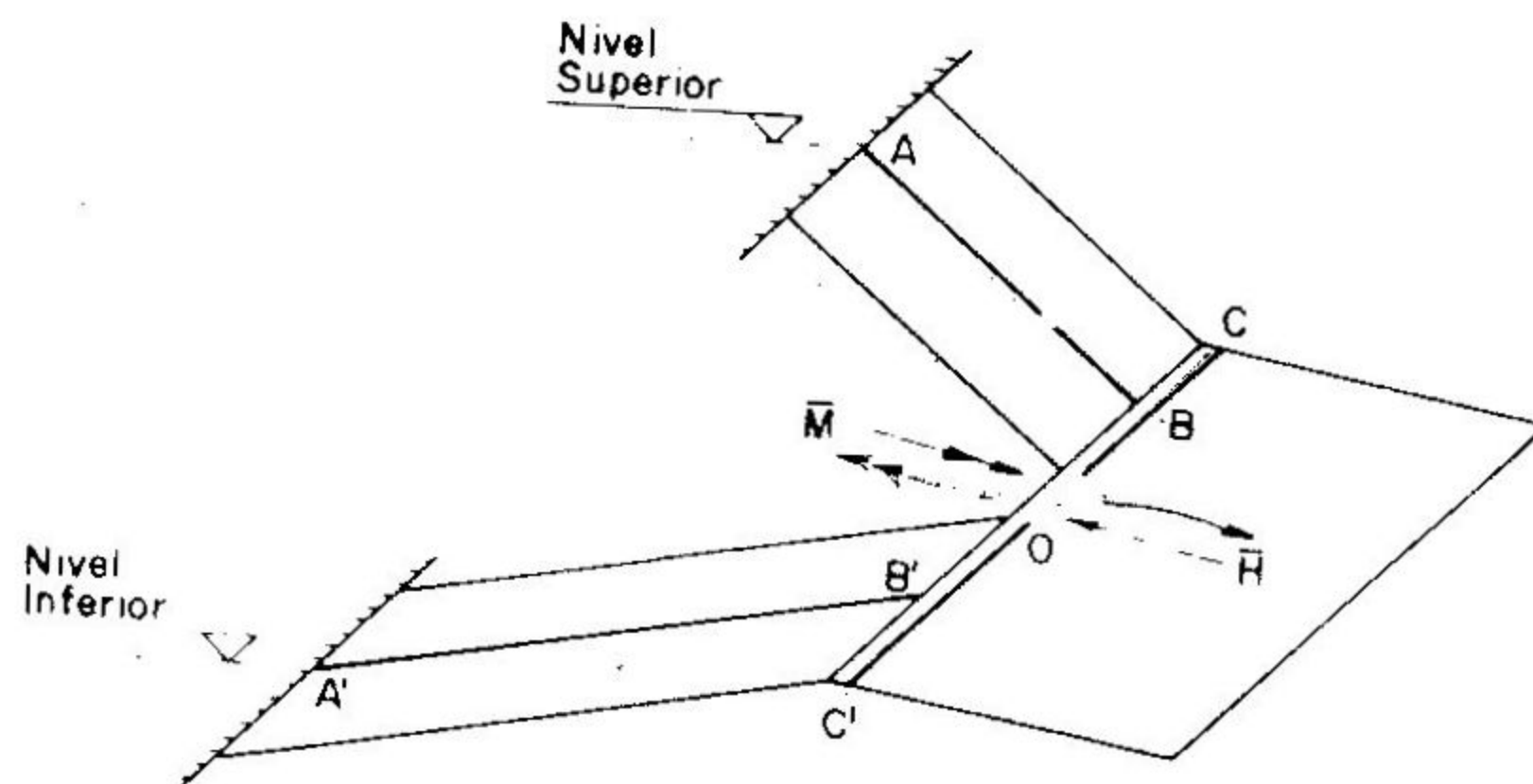
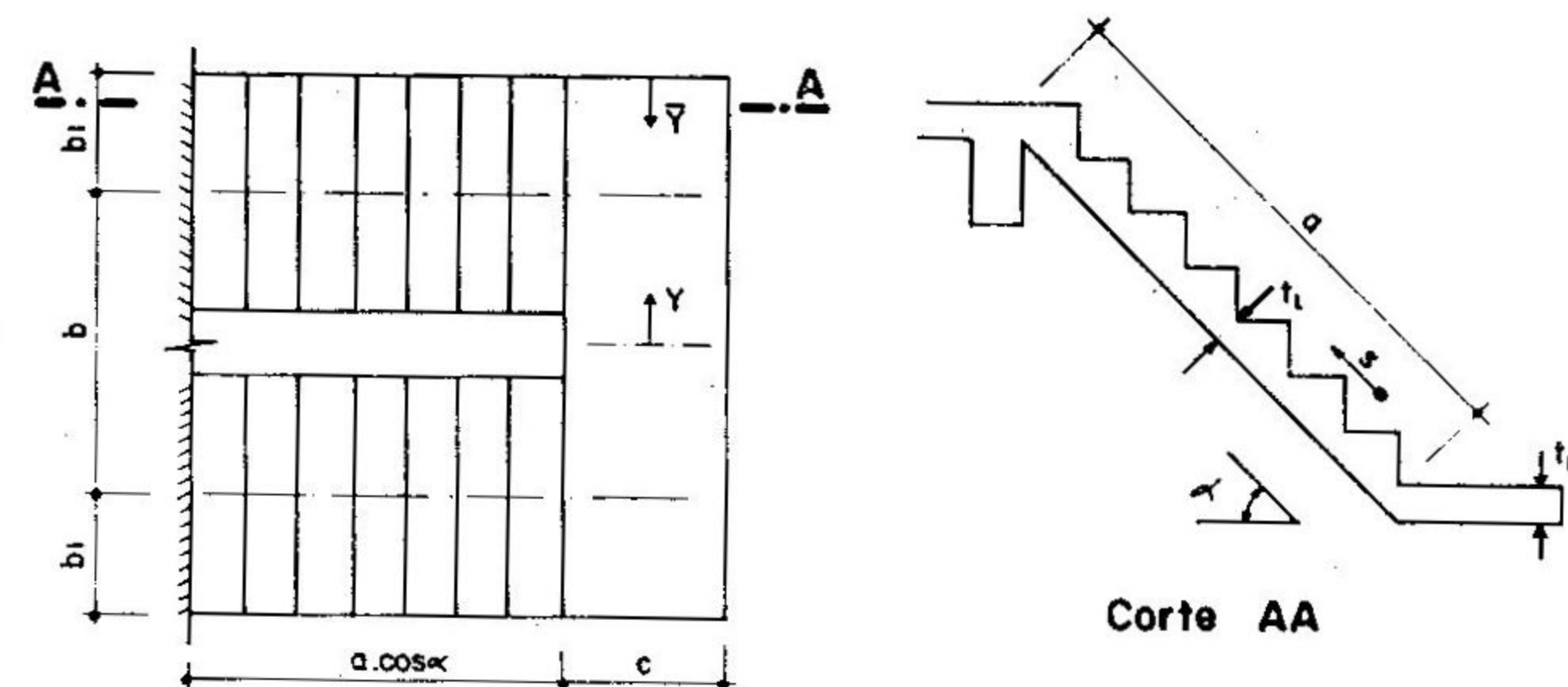


Fig. 2

ações a cada uma das partes em que a estrutura fica dividida garantimos a manutenção do estado equilibrado e podemos trabalhar com um sistema estaticamente determinado.

A determinação das grandezas hiperestáticas, indispensável para que sejam explicitadas as solicitações internas e reações, será efetuada através da aplicação do teorema de CASTIGLIANO a uma das metades, a superior.



Corte AA

Fig. 3

Serão desprezados os efeitos das forças axiais e esforços cortantes na determinação dos deslocamentos, considerando-se somente aquelas parcelas oriundas das ações de momentos fletores e momentos torsores. Esta simplificação é plenamente justificada pela simples comparação das ordens de grandeza dos termos

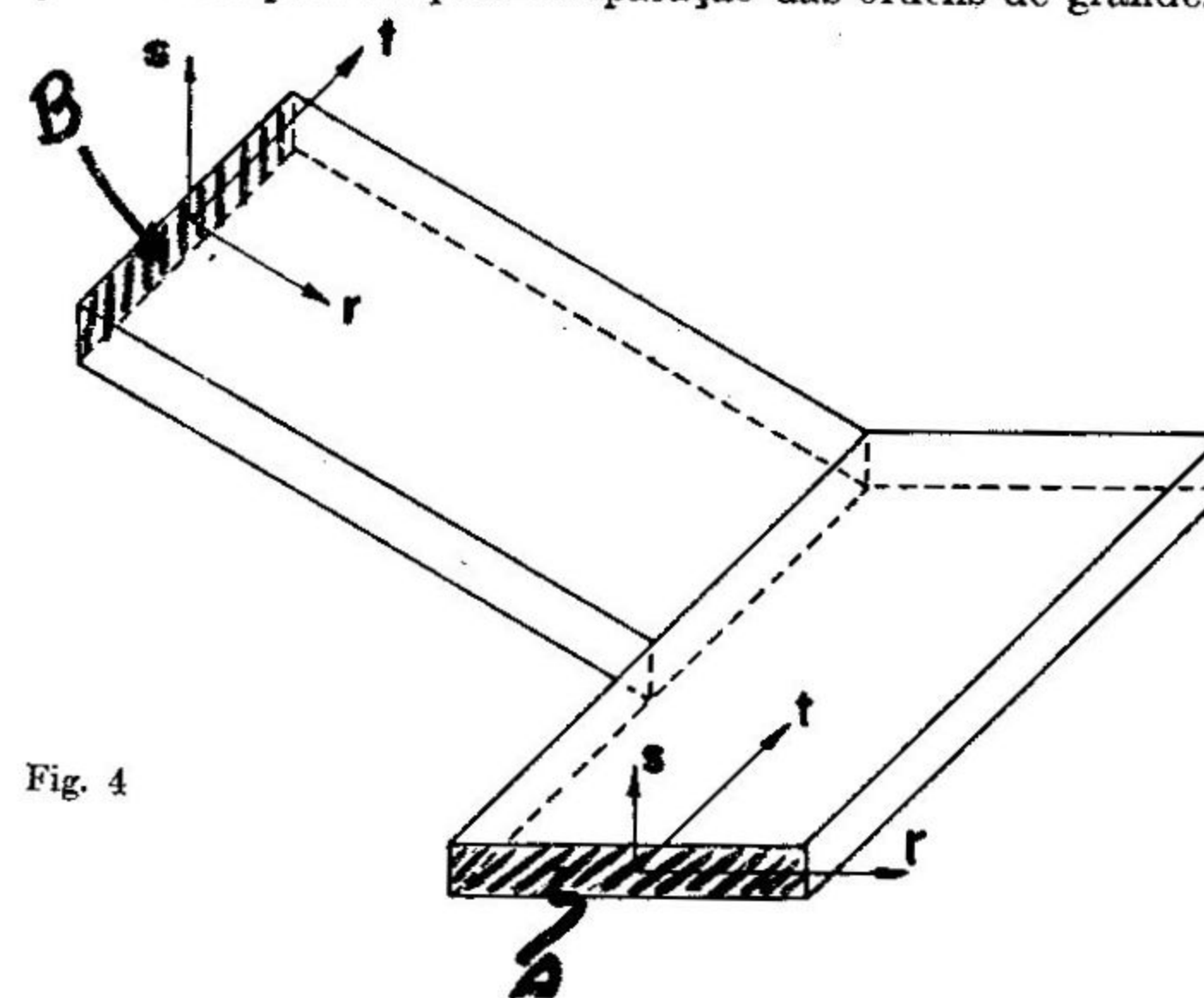


Fig. 4

considerados e dos não considerados e reforçada pelo fato de ter sido considerada válida após a comparação dos testes efetuados com as teorias elaboradas (4,6).

Na fig. 3 estão indicadas as grandezas básicas para a definição da geometria de uma escada do tipo estudado. A indicação do sentido positivo dos momentos considerados está representada na figura 4.

As cargas atuantes são W_1 e W_2 , cargas lineares uniformemente distribuídas respectivamente sobre o patamar (OBC) e sobre o lance (AB). Depreende-se facilmente que, denominando de q_p e q_l , respectivamente, as cargas uniformemente distribuídas sobre o patamar e o lance, teremos $W_1 = q_p \cdot c$ e $W_2 = q_l \cdot (2b_1)$.

O primeiro passo para a análise é a determinação das equações de momentos nas barras do pórtico equivalente. Determinamos, assim, as seguintes equações:

BARRA O B

$$M_s = \bar{H} \cdot y$$

$$M_r = \bar{M} + \omega_1 \cdot \frac{y^2}{2}$$

$$M_t = \omega_1 \cdot \frac{c}{2} \cdot y$$

BARRA B C

$$M_s = 0$$

$$M_r = \frac{\omega_1}{2} \cdot \bar{y}^2$$

$$M_t = \frac{\omega_1}{2} \cdot c \cdot \bar{y}$$

BARRA A B

$$M_r = \bar{M} \cdot \cos \alpha - \bar{H} \cdot \frac{b}{2} \sin \alpha + \frac{\omega_1}{2} \left(\frac{b^2}{4} - b_1^2 \right) \cos \alpha$$

$$M_s = \bar{M} \sin \alpha + \bar{H} \cdot \frac{b}{2} \cos \alpha + \frac{\omega_1}{2} \left(\frac{b^2}{4} - b_1^2 \right) \sin \alpha$$

$$M_t = \omega_1 \cdot \frac{c}{2} \left(\frac{b}{2} + b_1 \right) + \left[\omega_1 \left(\frac{b}{2} + b_1 \right) \cos \alpha - \bar{H} \sin \alpha \right] s + \omega_2 \cdot \frac{s^2 \cos^2 \alpha}{2}$$

Sabemos que, denominando U à energia de deformação, teremos:

$$\begin{aligned} \frac{\partial U}{\partial \bar{H}} &= \int_0^{\frac{b}{2}} \frac{M_s}{EI_p^s} \frac{\partial M_s}{\partial \bar{H}} dy + \int_0^a \frac{M_r}{GJ_p^r} \frac{\partial M_r}{\partial \bar{H}} ds + \int_0^a \frac{M_s}{EI_p^s} \frac{\partial M_s}{\partial \bar{H}} ds + \\ &+ \int_0^a \frac{M_t}{EI_p^t} \frac{\partial M_t}{\partial \bar{H}} ds \end{aligned}$$

e

$$\frac{\partial U}{\partial \bar{M}} = \int_0^{\frac{b}{2}} \frac{M_r}{EI_p^r} \frac{\partial M_r}{\partial \bar{M}} dy + \int_0^a \frac{M_s}{EI_p^s} \frac{\partial M_s}{\partial \bar{M}} ds + \int_0^a \frac{M_r}{GJ_p^r} \frac{\partial M_r}{\partial \bar{M}} ds$$

Onde:

I_p^v é o momento de inércia da seção A (patamar) em relação ao eixo s (vertical). Segundo todos os autores, considera-se como efetivamente resistente somente

metade da largura do patamar. Logo, $I_p^v = \frac{t_p \left(\frac{c}{2} \right)^3}{12}$

I_p^H é o momento de inércia da seção transversal do patamar (seção A) em relação ao eixo r (horizontal), e vale

$$\frac{\frac{c}{2} \cdot t_p^3}{12}$$

J_p^l é o momento polar de inércia da seção transversal do lance (seção B) em torno do eixo r e vale

$$\frac{(2b_1)t_l^3}{16} \left\{ 5,33 - 3,36 \frac{t_l}{2b_1} \left[1 - \frac{1}{12} \left(\frac{t_l}{2b_1} \right)^4 \right] \right\}$$

I_p^r é o momento de inércia da seção transversal do lance (seção B) em relação ao eixo vertical s , e vale

$$t_l \cdot \frac{(2b_1)^3}{12}$$

I_p^H é o momento de inércia da seção transversal do lance (seção B) em relação ao eixo horizontal t , e vale

$$\frac{(2b_1)t_l^3}{12}$$

G e E são respectivamente os módulos de elasticidade transversal e longitudinal do material de que é feita a escada.

Devido à simetria de cargas e à antimetria da estrutura, tem-se que:

$$\frac{\partial U}{\partial \bar{H}} = 0$$

$$\frac{\partial U}{\partial \bar{M}} = 0$$

Um sistema de duas equações a duas incógnitas, que permite a determinação unívoca das duas grandezas hiperestáticas.

Outras considerações podem ser feitas antes que sejam desenvolvidas as equações que compõem o sistema.

As equações indicadas são válidas tanto para o caso de escadas formadas por um sistema espacial de lajes que se interceptam como para o caso em que os degraus encontram-se engastados sobre uma viga que serve como estrutura primária de sustentação da escada. Os valores indicados para as inércias I_p^v , I_p^H , I_l^v , I_l^H , J_p^l são coerentes somente com o primeiro caso. Para a situação da escada com a viga central estes valores deveriam ser recalculados considerando a influência da viga na determinação das inércias e rigidezes de cada elemento.

O presente trabalho considerará somente o caso da escada formada somente por lajes, para as quais uma simplificação pode ser feita. Em uma estrutura de caráter nitidamente plana, com uma dimensão da seção transversal bastante superior à outra, a inércia em relação ao eixo principal de máxima é muitas vezes superior àquela em relação ao eixo principal de mínima. Assim, no presente caso, e com a notação indicada:

$$I_p^v \gg I_p^H \quad \text{e} \quad I_l^v \gg I_l^H$$

donde $\frac{1}{I_p^v} \ll \frac{1}{I_p^H}$ e $\frac{1}{I_l^v} \ll \frac{1}{I_l^H}$, podendo-se desprezar todas as expressões con-

tendo como fator $\frac{1}{I_p^v}$ e/ou $\frac{1}{I_l^v}$ em presença das que contém o fator $\frac{1}{I_p^H}$ e/ou $\frac{1}{I_l^H}$.

Para o caso particular das estruturas que são compostas por lajes, as equações apresentadas são reduzidas à:

$$\frac{\partial U}{\partial H} = \left(\int_0^a \frac{M_r}{GJ_p^l} \cdot \frac{\partial M_r}{\partial H} ds + \int_0^a \frac{M_t}{EI_l^H} \cdot \frac{\partial M_t}{\partial H} \right) dx = 0$$

$$\frac{\partial U}{\partial M} = \int_0^{\frac{b}{2}} \frac{M_r}{EI_p^H} \cdot \frac{\partial M_r}{\partial M} dy + \int_0^a \frac{M_r}{GJ_p^l} \cdot \frac{\partial M_r}{\partial M} ds = 0$$

Multiplicando ambas as equações por $E \cdot I_l^H$ e fazendo

$$\frac{J_p^l}{I_l^H} = \epsilon$$

$$\frac{I_p^H}{I_l^H} = \beta$$

$$\frac{G}{E} = \gamma,$$

ficamos com o seguinte sistema simplificado:

$$\int_0^a \frac{M_r}{\gamma \cdot \epsilon} \cdot \frac{\partial M_r}{\partial H} ds + \int_0^a M_t \cdot \frac{\partial M_t}{\partial H} ds = 0$$

$$\int_0^{\frac{b}{2}} \frac{M_r}{\beta} \cdot \frac{\partial M_r}{\partial H} dy + \int_0^a \frac{\partial M_r}{\gamma \cdot \epsilon} \cdot \frac{\partial M_r}{\partial M} ds = 0$$

o qual explicitado e expresso em termos das incógnitas $\bar{H}$ e $\bar{M}$ toma a seguinte forma

$$\begin{cases} A \cdot \bar{H} + B \bar{M} + C = 0 \\ D \cdot \bar{H} + E \bar{M} + F = 0 \end{cases}$$

onde:

$$A = \left(0,333a^2 + 0,575 \frac{b^2}{\epsilon} \right) \tan \alpha$$

$$B = -1,15 \frac{b}{\epsilon}$$

$$C = - \left\{ \frac{\omega_2 \cdot a^3}{8} \cos \alpha + \omega_1 \left[\frac{a \cdot c}{4} \left(\frac{b}{2} + b_1 \right) \sec \alpha + \frac{a^2}{3} \left(\frac{b}{2} + b_1 \right) + 0,575 \frac{b}{\epsilon} \left(\frac{b^2}{4} - b_1^2 \right) \right] \right\}$$

$$D = -1,15 \frac{a \cdot b}{\epsilon} \tan \alpha$$

$$E = \frac{b}{2\beta} \sec^2 \alpha + 2,30 \frac{a}{\epsilon}$$

$$F = \omega_1 \left[\frac{b^3}{48\beta} \sec^2 \alpha + 1,15 \frac{a \left(\frac{b^2}{4} - b_1^2 \right)}{\epsilon} \right]$$

coeficientes que são função unicamente de geometria e das cargas de estrutura.

Feito o cálculo dos coeficientes, substituindo-os no sistema de equações, acham-se facilmente as grandezas hiperestáticas $\bar{H}$ e $\bar{M}$, que colocadas nas equações dos fletores nos permitem determinar as solicitações em qualquer ponto da estrutura.

A solução apresentada constitui a forma exata de cálculo, pois não envolve simplificações consideráveis (somente sendo desconsideradas as parcelas de deformação que apresentam no denominador J_1^I e J_p^I).

SIMPLIFICAÇÕES PROPOSTAS

Em termos de aplicação prática, certas simplificações podem ser executadas, oriundas da análise e comparação de uma série de escadas deste tipo já projetadas pelos autores ou encontradas na literatura. Tais simplificações tornam menor o número de variáveis envolvidas no processo, facilitando assim sobremaneira o cálculo propriamente dito.

São as seguintes as simplificações propostas:

- 1) Quase sempre tem-se que a largura c do patamar é praticamente a mesma largura que tem o lance: $2b_1$, logo $c \cong 2b_1$.
- 2) O ângulo α que a escada forma com a horizontal está contido no intervalo de 29° a 31° , tanto por imposições práticas como por especificação de grande número de códigos de obra de várias cidades. Adotaremos, então, $\alpha = 30^\circ$ como valor médio, razoavelmente constante em todas as escadas.

- 3) O valor de $\epsilon = \frac{J_p^I}{I_1^H}$ pode ser aproximado por

$$\epsilon = \frac{(2b_1)t_1^3 \left(0,33 - 0,21 \frac{t_1}{2b_1}\right)}{(2b_1)t_1^3} = 12 \left(0,33 - 0,21 \frac{t_1}{2b_1}\right)$$

Admitindo as máximas variações correntes para os valores de t_1 e b_1 neste tipo de escada — ou seja: $0,60 \text{ m} \leq b_1 \leq 1,20 \text{ m}$ e $12 \text{ cm} \leq t_1 \leq 25 \text{ cm}$. — a variação no valor de ϵ é desde 3,44 a 3,81. A pouca significação da variação de ϵ nos leva a propor a adoção de um valor médio para ϵ como constante para todas as escadas correntes. Adotaremos portanto $\epsilon = 3,62$, com um erro inferior a $\pm 5\%$.

- 4) Assumiremos, a favor da segurança, que sobre o lance temos uma carga que não atua sobre o patamar, que é o peso próprio dos degraus, estimado conservativamente em 25% de cargas sobre o patamar.

- 5) o valor de $\beta = \frac{I_p^H}{I_1^H}$ pode ser expresso como sendo

$$\beta = \frac{\left(\frac{c}{2}\right)^3}{12} \times \frac{12}{(2b_1)t_1^3} = \frac{c}{2(2b_1)} \left(\frac{t_p}{t_1}\right)^3$$

como $c \cong 2b_1$, ficaremos com:

$\beta = 0,50 \left(\frac{t_p}{t_1}\right)^3$, função unicamente da relação das espessuras da laje do patamar e da laje do lance.

- 6) o valor $\frac{G}{E}$ adotado para o concreto foi de 0,435.

Com as simplificações apresentadas, é possível exprimir os coeficientes A , B , C , D , E , F do sistema de equações que determina $\bar{H}$ e $\bar{M}$ como sendo

$$A = A\left(a, \frac{b}{a}\right)$$

$$B = B\left(a, \frac{b}{a}\right)$$

$$C = C\left(q_p, a, \frac{b}{a}, \frac{b_1}{b}\right)$$

$$D = D\left(a, \frac{b}{a}\right)$$

$$E = E\left(a, \frac{b}{a}, \frac{t_1}{t_p}\right)$$

$$F = F\left(q_p, a, \frac{b}{a}, \frac{b_1}{b}, \frac{t_1}{t_p}\right)$$

Mediante tal artifício, foi possível determinar famílias de curvas que nos dessem diretamente os valores de $\frac{\bar{M}}{q_p a^3}$ e $\frac{\bar{H}}{q_p a^2}$ como função dos parâmetros

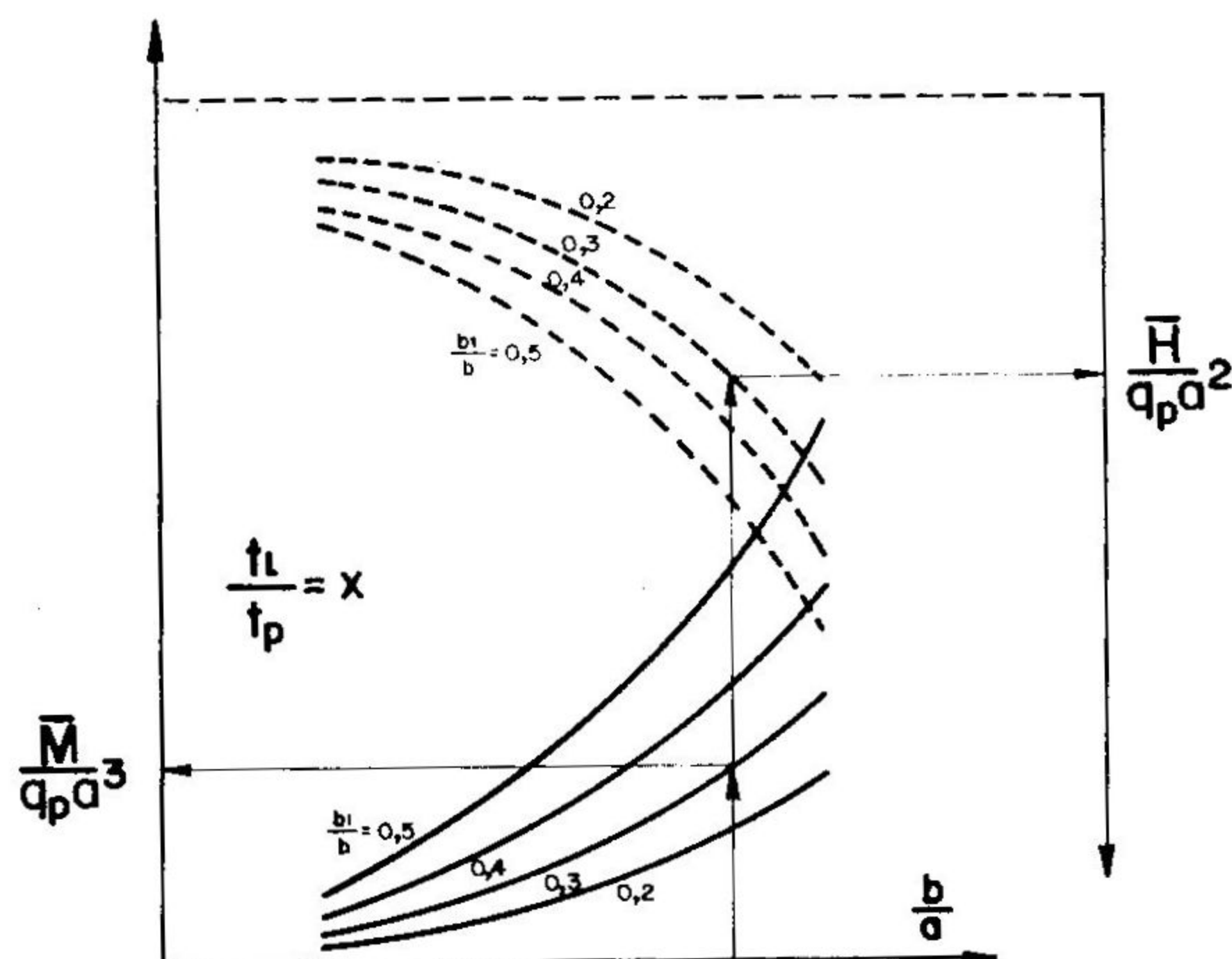
$$\frac{b}{a}, \frac{b_1}{b} \text{ e } \frac{t_1}{t_p}$$

As curvas encontradas estão representadas nas figuras 5 a 9, onde as linhas cheias servem para a determinação dos valores de $\frac{\bar{M}}{q_p a^3}$ e as tracejadas para a determinação dos valores de $\frac{\bar{H}}{q_p a^2}$. Para valores de $\frac{t_1}{t_p}$ diferentes dos tabelados

poderá ser feita uma interpolação linear entre os valores lidos para duas curvas entre as quais situe-se o valor de t_l/t_p desejado.

As curvas representadas são adimensionais, podendo-se adotar qualquer sistema coerente de unidades.

Um exemplo da aplicação destas curvas está desenvolvido demonstrando a facilidade da aplicação do método proposto ao projeto deste tipo de escadas.



CONSIDERAÇÕES SOBRE O FUNCIONAMENTO DA ESCADA

CHRISS, GLOGAU, LIEBENBERG(6) e CUSENS e KUANG(2.6) na discussão do trabalho anteriormente citado dos últimos tecem várias considerações interessantes sobre o funcionamento deste tipo de escadas. A primeira delas versa sobre o aparecimento das primeiras fissuras torsionais. Nos modelos estudados as primeiras fissuras apareceram com uma carga ligeiramente superior ao dobro da carga de projeto e eram diagonais localizadas no apoio inferior do lance descendente da escada. Em seguida, com o acréscimo de carga, apareceriam fissuras na intersecção do lance inferior com o patamar e na junção com o lance superior. A ruptura final, ocorrida ao longo da linha da junção entre os lances e o patamar, deu-se com uma carga aproximadamente igual a 6,50 vezes a carga de projeto.

Foi verificado também que nos últimos estágios do carregamento apareceram fissuras no patamar junto aos limites da bomba da escada (faces internas dos lances). Estas fissuras eram aproximadamente perpendiculares à linha de intersecção do patamar com os lances e eram consideravelmente largas junto aos lances, reduzindo-se até quase zero na face externa do patamar. Este fato comprova a validade da hipótese de somente ser considerada metade da largura do patamar como efetivamente resistente.

Das discussões citadas na referência 4, podemos ainda anotar as seguintes recomendações: devido à forte concentração de tensões junto à bomba da escada, demonstrada claramente no trabalho de CHANDRASHEKHARA e SRINIVASAN(4) recomenda-se que nesta área seja disposta uma armadura suplementar com um número razoável de barras de alta aderência para diminuir o risco de fissuração.

Para diminuir as deformações verticais e horizontais, recomenda-se também que as estruturas que servem como apoio superior e inferior à escada sejam feitas as mais rígidas possíveis, bem como sejam colocadas barras finas, com ganchos nas extremidades, perpendicularmente ao eixo nas quinas dos degraus.

CONCLUSÃO

O presente trabalho teve como objetivo sistematizar um método de cálculo simplificado para tornar expedito o projeto estrutural de escadas com patamar sem apoio intermediário em concreto armado. Não se pretendeu apresentar uma nova teoria, mas simplesmente colocar de modo coerente um processo simples — apresentado por completo — para a determinação de grandezas hiperestáticas associadas ao problema. A determinação das solicitações, indispensáveis ao dimensionamento, é facilmente executada através do formulário desenvolvido, não apresentando, portanto, maior dificuldade. O ponto trabalhoso é, sem sombra de dúvida, a determinação dos esforços hiperestáticos, que podem agora, com uma incerteza que não ultrapassa $\pm 15\%$, ser determinados rapidamente através das curvas apresentadas.

O campo de validade das curvas restringe-se às escadas que obedecem aproximadamente às simplificações relatadas. Felizmente, a grande maioria das es-

cadascuma enquadra-se no modelo simplificado, adaptando-se, portanto, ao processo de cálculo apresentado.

EXEMPLO NUMÉRICO

Para demonstrar a facilidade do método simplificado apresentado, seja a escada da figura 3, para a qual se tem:

$$\begin{aligned} a &= 3,20 \text{ m} & q_p &= 900 \text{ kg/m} \\ b &= 1,60 \text{ m} & \omega_1 &= 1\,080 \text{ kg/m} \\ c &= 1,20 \text{ m} & \omega_2 &= 1\,200 \text{ kg/m} \\ b_1 &= 0,60 \text{ m} & t_l &= 12 \text{ cm} \\ \alpha &= 30,5^\circ & \epsilon &= 3,708 \end{aligned}$$

$$\frac{t_l}{t_p} = 0,50 \quad \beta = 4,000$$

Para a entrada nas curvas, os parâmetros valem:

$$\frac{b}{a} = \frac{1,60}{3,20} = 0,50$$

$$\frac{b_1}{b} = \frac{0,60}{1,60} = 0,375$$

$$\frac{t_l}{t_p} = 0,50$$

Como não há curvas para $\frac{t_l}{t_p} = 0,50$, interpolaremos entre as curvas

$$\frac{t_l}{t_p} = 0,46 \text{ e } \frac{t_l}{t_p} = 0,63 \text{ e obteremos então:}$$

$$\frac{\bar{H}}{q_p \cdot a^2} = 0,63 + \frac{0,60 - 0,63}{0,17} \times 0,04 = 0,623$$

$$\frac{\bar{M}}{q_p \cdot a^3} = 0,08 + \frac{0,06 - 0,08}{0,17} \times 0,04 = 0,075$$

Donde:

$$\bar{H} = 0,623 \cdot q_p \cdot a^2 = 0,623 \times 900 \frac{\text{kg}}{\text{m}^2} \times (3,20 \text{ m})^2 = 5\,741 \text{ kg}$$

$$\bar{M} = 0,075 \cdot q_p \cdot a^3 = 0,075 \times 900 \frac{\text{kg}}{\text{m}} \times (3,20 \text{ m})^3 = 2\,212 \text{ kg m}$$

Para testar a precisão e a validade dos valores encontrados, tomemos a solução exata, que será calculada através dos coeficientes abaixo:

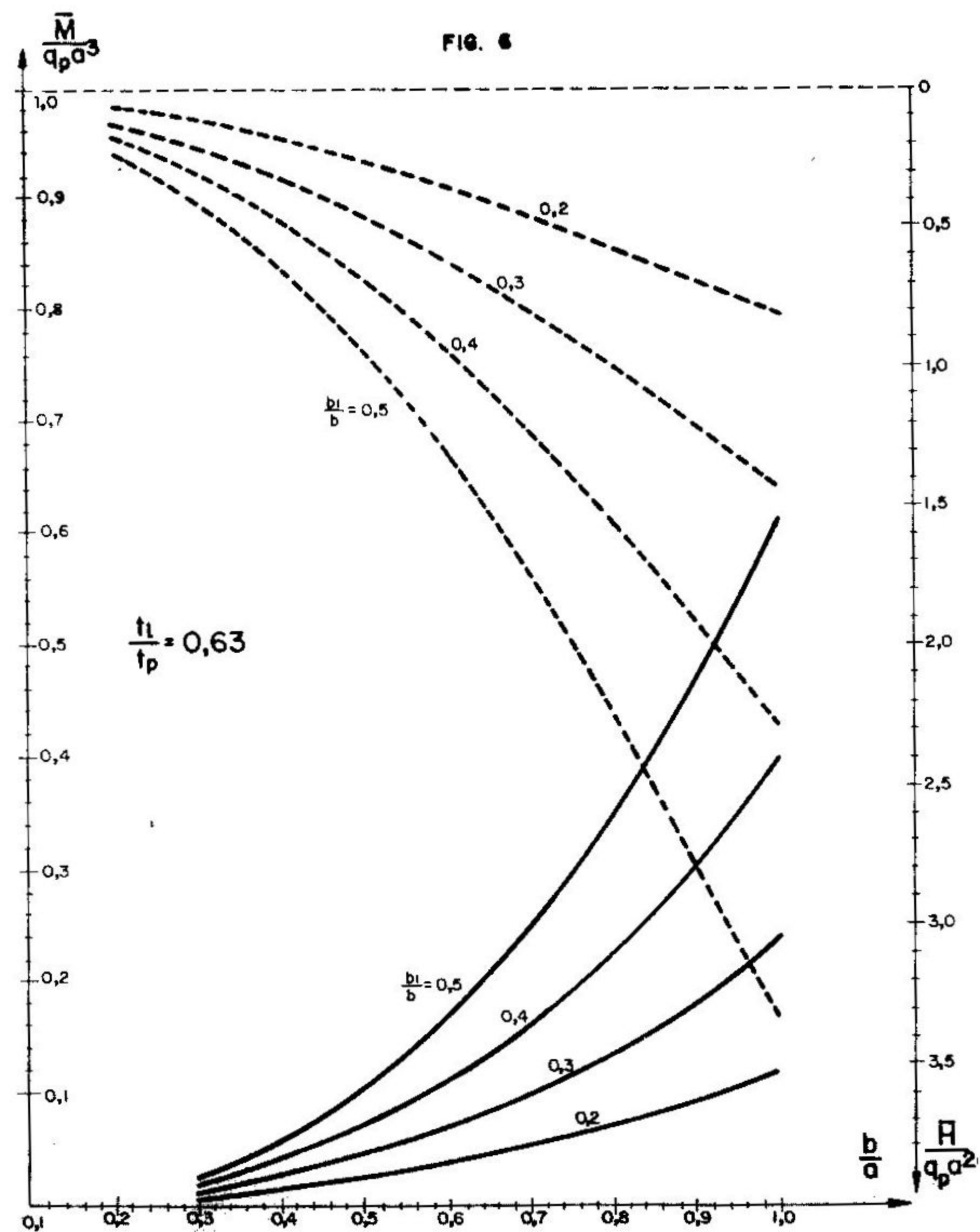
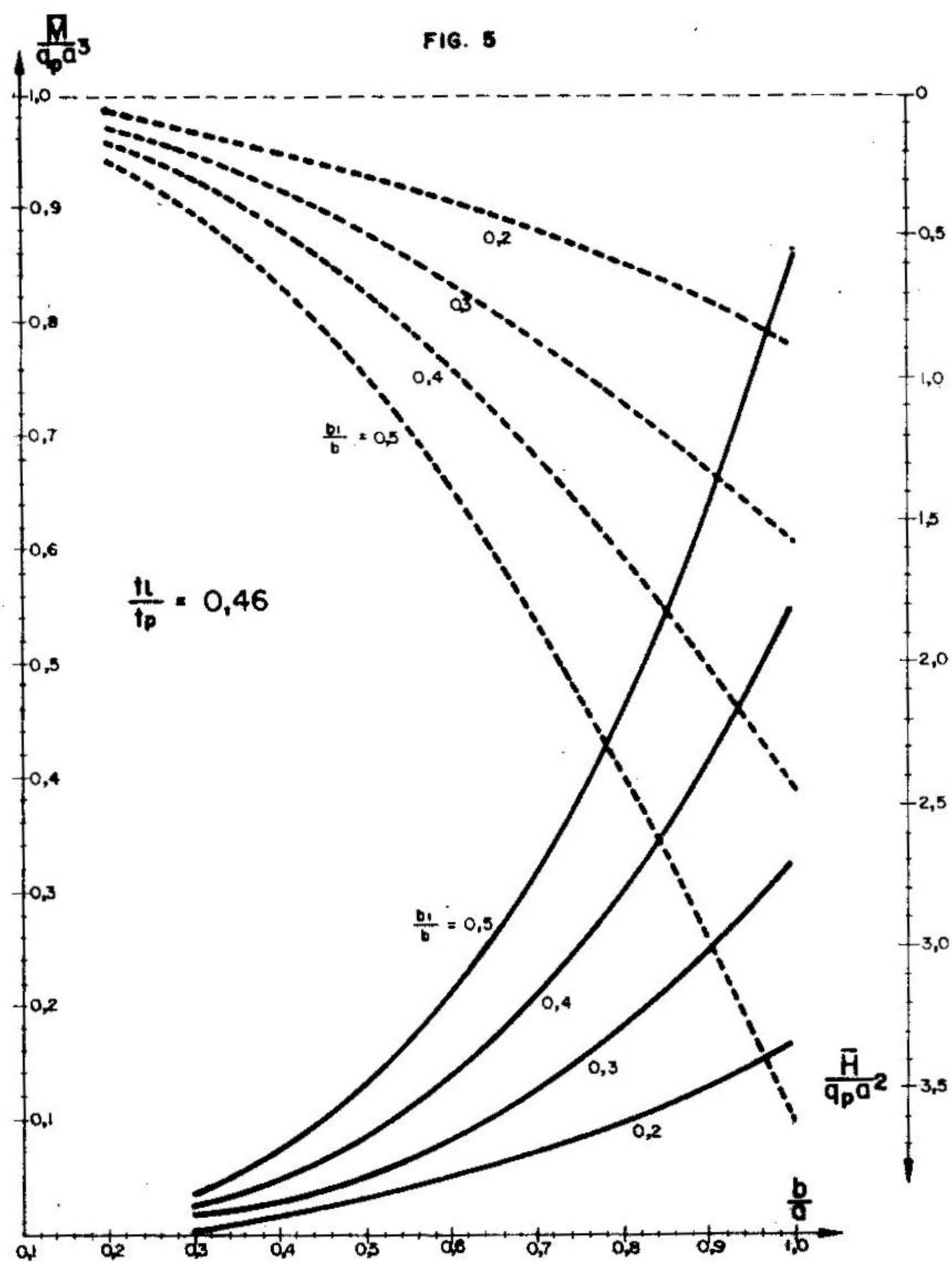
$$\begin{aligned} A &= 2,242 \\ B &= -0,496 \\ C &= -11\,156 \\ D &= 0,935 \\ E &= 2,254 \\ F &= 331 \end{aligned}$$

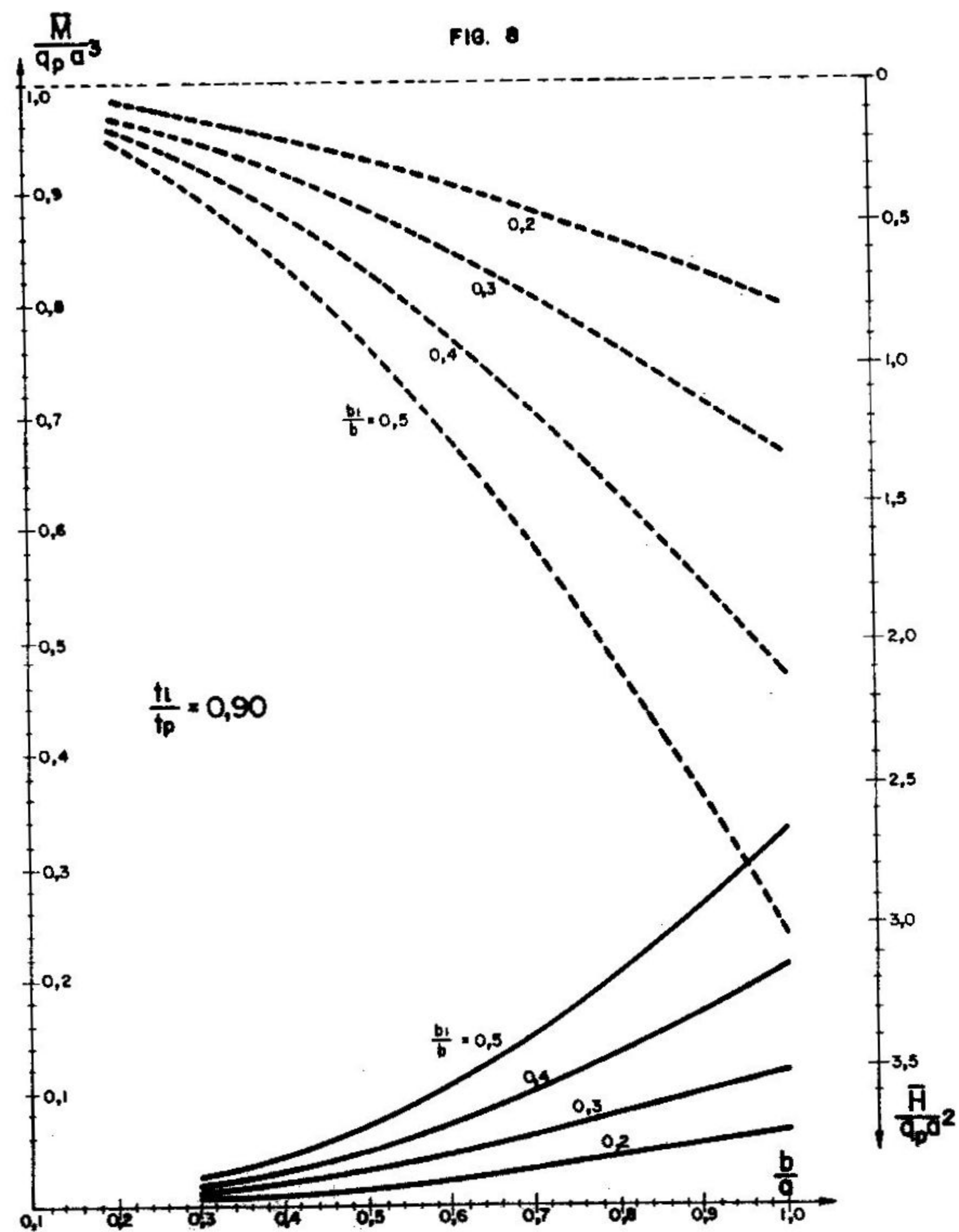
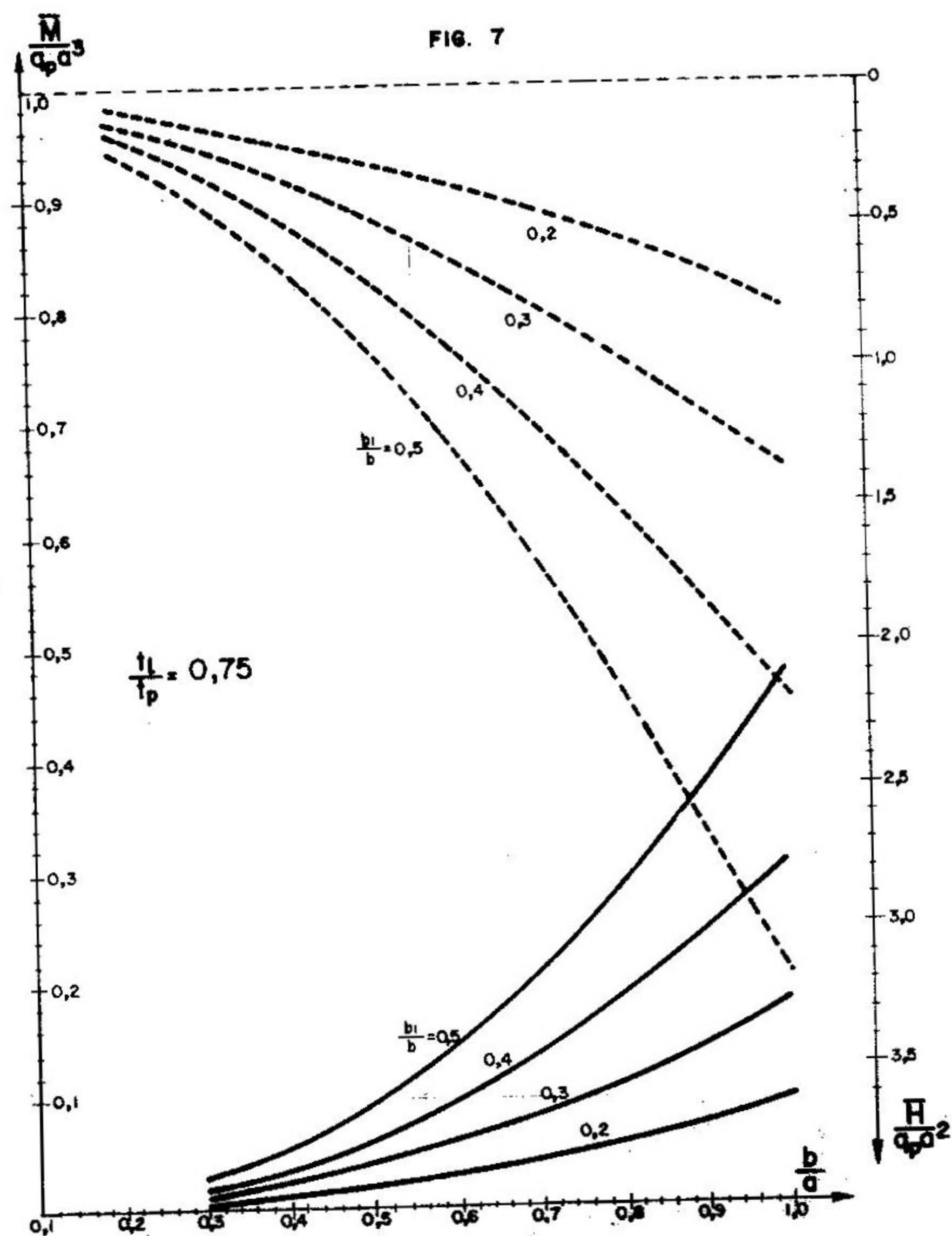
Substituindo estes coeficientes no sistema de equações que nos dá $\bar{H}$ e $\bar{M}$, encontramos

$$\begin{aligned} \bar{H} &= 5\,443 \text{ kg} \\ \bar{M} &= 2\,110 \text{ kgm} \end{aligned}$$

Vemos, pois, que os valores exatos são 5,2% menores que os aproximados para o esforço horizontal e 4,6% menores para os valores do momento fletor, corroborando-se, assim, a validade do método aproximado.

- 1) FUCHSSTEINER, W., "Escaleras" in "Manual Teórico Prático del Hormigon — Beton — Kalender", Libreria "El Ateneo" Editorial, Argentina, 1957.
- 2) CUSENS, A. R., KUANG, JING-GWO, "Experimental Study of a Freestanding Staircase", J. Amer. Concrete Inst., v. 63, n.º 5, may 1966.
- 3) GUERRIN, A., LAVAU, R. C., "Traité de Béton Armé", Dunod, Paris, 1971.
- 4) IYER, L. S., MANOHARAN, K., "Model Test of a Free-Standing Staircase", Indian Concrete Journal, july 1968.
- 5) CHANDRASHEKHARA, K., SRINIVASAN, S. P., "Photoelastic Analysis of Free-Standing Stair", Journal of Str. Division, Asce vol. 98, n.º St 12, dec. 1972.
- 6) CHRIS, S., GLOGAU, O. A., LIEBENBERG, A. C., CUSENS, A. R., KUANG, JING GWO, "Discussion of the Paper: Experimental Study of a Free-Standing Staircase", J. Americ. Concret Inst. v. 63, n.º 12, dec 1966.





ESCADA AUTOPORTANTE

