

PANDEO DE BLINDAJES DE GALERIAS FORZADAS Y TUBERIAS EMBEBIDAS EN PRESAS DE HORMIGON

Por JOSE RAMON TORAL SANTANDER

Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos.

El autor se ocupa del pandeo de blindajes, problema de gran interés en obras hidráulicas, examinando los estudios existentes y proponiendo algunos métodos originales. Llega a la conclusión de que el tema está aún poco estudiado, tanto teórica como experimentalmente, pero indica que el ingeniero dispone ya de métodos aproximados para resolver aceptablemente los problemas que se presentan en la práctica sobre pandeo de blindajes. Por su extensión dividimos el trabajo en dos partes, dejando para el próximo artículo lo referente a blindajes reforzados o anclados.

Introducción.

El Salto núm. 3 de Hidroeléctrica de Galicia, cuyo proyecto se ha realizado en la Sección de Estudios Hidráulicos del Departamento de Construcción de AUXINI, se encuentra actualmente en avanzado estado de construcción. Regulará el alto Sil mediante un biembalse de 93 Hm.³, tendrá una potencia de 81 Mw. y una productividad media de 150 Gw-h. Aunque su central es exterior, la tubería se ha proyectado subterránea para evitar una ladera muy decomprimida, que hubiera comprometido seriamente la estabilidad de una tubería exterior. Así, pues, hubo que proyectar un importante pozo en carga, para un caudal de 60 m.³/seg. y una presión máxima de 223 m. (longitud de 386 m. y diámetro de 4,30 m.); con este motivo estudiamos a fondo el problema del pandeo del blindaje, de gran importancia para la economía y seguridad del pozo.

Como el pandeo de blindajes es aún mal conocido, nos ha parecido de interés hacer una crítica de los estudios existentes y proponer algunos originales, métodos que esperamos puedan ser de utilidad para los proyectistas. Al final de este trabajo damos una amplia bibliografía.

1. Consideraciones generales.

1.1. EL PROBLEMA DEL PANDEO EN TUBERÍAS BLOQUEADAS.

Este problema es de gran interés para el proyectista de obras hidráulicas. Se presenta en las tuberías de toma y desagüe de fondo de las presas. También se da en ciertos tramos especiales de las galerías forzadas, que requieren blindajes por mala calidad o escaso recubrimiento del terreno. Pero sobre todo es fundamental en los pozos en carga, que actualmente tienen mucha difusión debido al gran auge de las centrales subterráneas.

A menudo en los pozos en carga son las presiones externas, importantes muchas veces por ser grande la cobertura de terreno, las que determinan la sección resistente del blindaje (espesor de palastro y refuerzos). En efecto, según demuestran los estudios teóricos y las medidas en pozos construidos, en cuanto la roca es moderadamente buena, las tensiones del acero debidas a la presión interna son bajas, aun para espesores reducidos del palastro y para presiones importantes. Por ello, el blin-

daje requerido por la presión interna es, con frecuencia, insuficiente para resistir el pandeo, lo que obliga a aumentar considerablemente el peso de acero, a causa de los refuerzos e incluso del incremento de espesor del palastro, necesario muchas veces para evitar una densidad excesiva de aquéllos.

La experiencia indica que son frecuentes los accidentes debidos a presiones externas, tanto durante la construcción (inyecciones) como durante la explotación (vacíos). Así, Jaeger [1] cita los ocurridos en los pozos de Handeck (Suiza) y Mese (Italia), en tanto que Talobre [2] señala los del desagüe de la presa de L'Aigle y de los pozos de Péage-de-Vizille (Francia) y Nilo-Pecanha (Brasil); tenemos noticia de accidentes en algunos pozos y galerías construídos en España. Interesa, pues, prestar atención al problema del pandeo, ya que tales accidentes, si bien no suelen ser graves, obligan a interrupciones de explotación y dan lugar a notables perjuicios económicos.

1.2. BLINDAJES LISOS, REFORZADOS Y ANCLADOS.

Desde el punto de vista de la resistencia al pandeo, conviene clasificar los blindajes en lisos, reforzados y anclados.

El blindaje liso está formado por chapa sin rigidizadores ni anclajes. Puede convenir cuando la presión exterior es baja, pues entonces se aprovecha el espesor máximo impuesto por el transporte y montaje, o bien cuando la presión interna es superior a la externa y requiere un espesor de chapa suficiente para resistir el pandeo. En los demás casos, es, a menudo, más económico el blindaje fino reforzado que el grueso liso de igual seguridad a pandeo.

El blindaje reforzado lleva anillos dispuestos de modo que no se solidarice la tubería al hormigón envolvente; la casa Bouchayer et Viallet usa rigidizadores formados por un angular, cuyas dos alas van soldadas por sus extremos al palastro. Los partidarios de este sistema lo justifican diciendo que evita huecos juntos a los refuerzos; nos parece preferible aprovechar la gran rigidez del hormigón envolvente utilizando anillos de refuerzo y anclaje simultáneo. Los huecos pueden evitarse disponiendo adecuadamente los taladros de inyecciones, de modo que la lechada penetre bien junto a los refuerzos; por otra parte, en los pozos en carga se ha generalizado mucho el uso de hormigones y morteros inyectados (sistema Prepakt y análogos), que prácticamente eliminan el riesgo de huecos tras la chapa.

En el blindaje anclado se solidariza el tubo al hormigón en ciertas secciones. Para ello puede utilizarse el anclaje tipo "erizo", propuesto hace años por Talobre, consistente en patillas soldadas al palastro y embebidas en el hormigón. Este sistema de anclaje puro (sin refuerzo) se emplea poco en la actualidad. Teóricamente tiene la ventaja de requerir menos peso de acero que los anillos de refuerzo, pero en la práctica presenta muchos inconvenientes; necesita una gran vigilancia, ya que el transporte y montaje pueden inutilizar las patillas; exige un hormigón muy bueno y uniforme, pues los defectos de éste anularían la eficacia del anclaje; ofrece riesgos de sobrecargar localmente la chapa, debido a su discontinuidad puntual.

Finalmente, tenemos el tipo mixto de blindaje reforzado y anclado, en el cual los anillos rigidizan el tubo y a la vez lo solidarizan al hormigón. En los pozos en carga los anillos son generalmente perfiles angulares o en T, soldados de modo que una de sus alas sea paralela a las generatrices de la tubería; en los blindajes embebidos en presas, pueden usarse también anillos de celosía, como se hizo en Genissiat.

Este sistema permite aprovechar la gran inercia del revestimiento de hormigón, pero evitando los inconvenientes indicados para el anclaje "erizo".

1.3. PRESIONES EXTERIORES EN LOS BLINDAJES.

Dos son las causas de presiones exteriores sobre el blindaje: el agua intersticial del macizo y las inyecciones.

En el caso de tuberías embebidas en presas, parece lógico tener en cuenta la misma ley de subpresiones adoptada en el cálculo de éstas. Así, pues, en los extremos de la tubería se considerarán las presiones estáticas máximas de los respectivos parámetros de la presa (niveles máximos en el embalse y en el cuenco), pudiendo aceptarse una ley lineal continua (presas sin drenaje) o con un quiebro intermedio en el plano de drenes.

En el caso de blindajes de pozos en carga o galerías, habrá de considerarse la presión exterior debida a la capa freática de la montaña. Si se quiere conocer con cierta exactitud el máximo nivel freático, deberán hacerse observaciones *in situ* mediante sondeos abiertos; es frecuente que coincida sensiblemente con el nivel de la ladera, por lo cual puede aceptarse que la presión intersticial en un punto es igual a la altura de su recubrimiento rocoso, quedando así del lado de la seguridad en el caso de no disponer de observaciones directas. Si se hacen estas observaciones, debe tenerse en cuenta la alimentación artificial de la capa freática, debida a las fugas en las obras del aprovechamiento; por ello será prudente considerar un presión externa no inferior a la dada por la línea de presión estática del salto, en los tramos en que dicha línea esté por debajo de la ladera.

Podría pensarse en reducir la presión intersticial mediante drenajes; pero hay que renunciar a los drenes longitudinales, pues si son de pequeño diámetro resultan ineficaces (obstrucción por las inyecciones o incrustaciones) y si son grandes (galerías de inspección) suponen un grave peligro para la seguridad del blindaje ante las presiones internas (flexiones del palastro), según demostraron las roturas catastróficas del pozo de Gerlos (Austria). En cambio, es de gran interés aprovechar las galerías de ataque del pozo o de obras subterráneas cercanas a él, pues dejándolas abiertas y complementándolas eventualmente con taladros radiales, permiten crear en condiciones económicas un eficaz drenaje permanente del macizo; con ello, la presión intersticial queda limitada superiormente por la cota de estas galerías.

Además, debe tenerse en cuenta la presión de las inyecciones de relleno entre el blindaje y el hormigón. Estas inyecciones son normalmente de baja presión (entre 3 y 6 Kg./cm.²).

A primera vista podría parecer que se superponen las presiones externas debidas al agua intersticial y a las inyecciones. Pero en realidad no es así, ya que los taladros de inyección funcionarán como sumideros (salida de agua intersticial a la tubería) o manantiales (entrada de lechada al macizo), según que la presión intersticial sea mayor o menor que la de inyecciones; la diferencia entre estas dos presiones se empleará en vencer las pérdidas de carga en las fisuras de la roca. Por otra parte, en el momento de hacer las inyecciones la presión intersticial en torno al pozo será generalmente nula o muy pequeña, pues la excavación (abierta y sin revestir durante un largo período de construcción) habrá drenado activamente la capa freática, que sólo a largo plazo recuperará su nivel primitivo.

En el cálculo a pandeo, a las presiones externas deberán sumarse las depresiones internas que eventualmente puedan presentarse.

En la figura 1.^a puede verse, a título de ejemplo, la ley de presiones externas que consideramos en el proyecto del pozo en carga del Salto número 3 de Hidrogalicia.

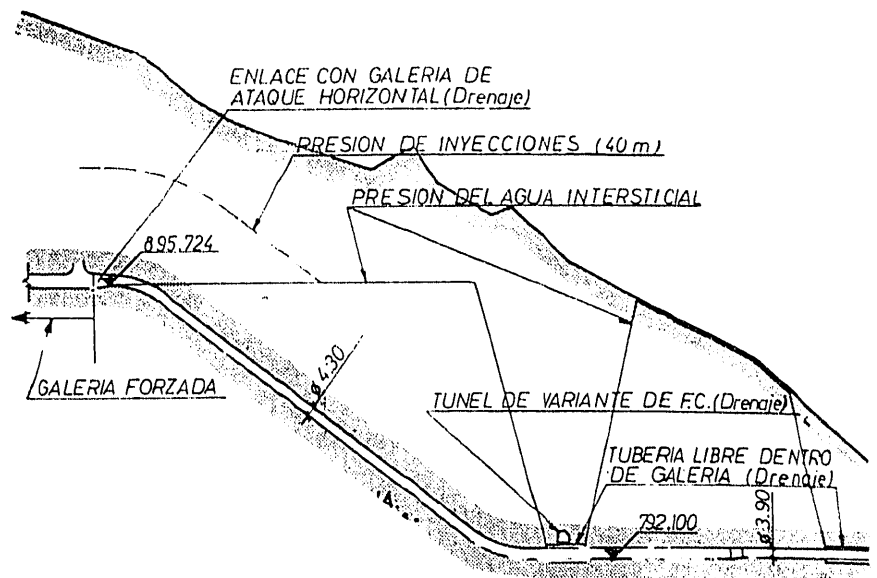


Fig. 1.^a — Pozo en carga del salto núm. 3 de Hidrogalicia. Presiones externas consideradas en el proyecto.

2. Cálculo a pandeo de blindajes lisos.

2.1. NOTACIÓN EMPLEADA.

R = radio del blindaje.

e = espesor del blindaje.

j = juego inicial entre blindaje y hormigón.

u = ovalidad inicial del blindaje (desviación radial máxima con respecto a la forma circular teórica).

L = espaciamiento entre secciones ancladas o reforzadas.

n = número de ondas de pandeo.

E = módulo de elasticidad del acero.

ν = coeficiente de Poisson del acero.

$$E' = \frac{E}{1 - \nu^2}$$

σ_p = límite elástico o de fluencia del acero.

P_c = presión crítica de pandeo.

$$\sigma_r = P_c R/e.$$

2.2. BASES DE LOS ESTUDIOS TEÓRICOS.

El blindaje liso se beneficia de la coacción debida a la envolvente, que impide la formación de abollamientos hacia el exterior del tubo; por ello tiene una resistencia a pandeo muy superior a la de una tubería libre. El estudio teórico ha sido acometido recientemente por varios autores, que parten de las siguientes hipótesis:

- El macizo envolvente es indeformable. En realidad siempre tendrá una cierta deformabilidad, lo cual es desfavorable, pero parece que este efecto es despreciable con buen hormigón e inyecciones cuidadas.

- Entre el macizo y la tubería existe inicialmente un juego de valor uniforme. Este juego se debe a varias causas (retracción, deformaciones lentas, enfriamiento del palastro por el agua) y en la práctica no parece pasar de un máximo de $0,0004R$, que puede reducirse a la mitad si, como es usual, se hacen inyecciones de relleno detrás del blindaje.
- No se considera el efecto del rozamiento entre el blindaje y el macizo. Con ello se queda del lado de la seguridad, pues ese rozamiento es favorable y puede aumentar apreciablemente la resistencia al pandeo.
- Las ondas de pandeo tienen sección transversal de forma sinusoidal.
- El pandeo es transversal y no longitudinal (ondas de pandeo cilíndricas).
- La tubería tiene inicialmente sección circular perfecta, no considerándose los defectos de forma de las virolas reales.

Con respecto a las tres últimas hipótesis, es muy interesante la serie de ensayos realizados en 1958 para las tuberías de la presa de Monteynard, descritos por Troinsvallets y Montel (3); se hicieron con tubos de 4.100 mm. de diámetro y diferentes valores del espesor de palastro, juego y defectos de forma, efectuándose medidas cuidadosas de la forma inicial y de las tensiones y deformaciones en todo el proceso de los ensayos. De éstos se deducen, entre otras, las siguientes consecuencias.

a) Las ondas de deformación debidas a la presión externa se ajustan bastante bien a la forma sinusoidal. Así, pues, resulta admisible la cuarta hipótesis.

b) Las tensiones longitudinales en el palastro son muy pequeñas durante el proceso de pandeo. Por ello, es aceptable la quinta hipótesis.

c) Los defectos de forma tienen una importante influencia en el valor de la presión crítica. Por tanto, la hipótesis sexta no es admisible.

Más adelante estudiaremos el modo de tener en cuenta en el cálculo los defectos de forma.

En los estudios teóricos, el número y amplitud de las ondas ha de determinarse teniendo en cuenta la coacción externa de la tubería; para ello, se supone que la longitud de la sección deformada en ondas es igual a la inicial disminuída en el acortamiento debido a la compresión de membrana (caso de que no hubiera ondas); como éstas son tangentes a la envolvente, el acortamiento debido a ellas permitirá absorber el juego inicial y el complementario producido por la presión externa.

2.3. MÉTODO DE AMSTUTZ.

Uno de los primeros estudios teóricos fué el de Amstutz (4), que en 1950 obtuvo la fórmula siguiente:

$$\left(\frac{j}{R} + \frac{\sigma_c}{E'} \right) \left(1 + 12 \frac{R^2}{e^2} \frac{\sigma_c}{E'} \right)^{3/2} = \frac{2R}{e} \frac{\sigma_F - \sigma_c}{E'} \left(1 - \frac{R}{2e} \frac{\sigma_F - \sigma_c}{E'} \right), \quad (1)$$

y dió el ábaco de la figura 2.^a, que corresponde a $E = 2 \cdot 10^6$ Kg./cm.², $\sigma_F = 2400$ Kg./cm.² y $\nu = 0,25$.

Amstutz supone que hay inestabilidad plástica, es decir, que el abollamiento se produce por llegarse en la onda al límite elástico. Pero no justifica que esta inestabilidad plástica se alcance antes de presentarse la inestabilidad elástica.

También hace la hipótesis de una sola onda de deformación y pandeo, basándose en que la presión externa es menor en clave que en solera, lo cual favorece la formación de un solo abollamiento en ésta; pero tal justificación no parece convincente, pues en la práctica esa diferencia de presión (diámetro de tubería) normalmente es muy pequeña con respecto a la total, por lo que su influencia será insignificante en comparación con la de los defectos de forma. Los ensayos de Montel antes citados, demuestran que en general se producen varias ondas de deformación a lo largo de todo el perímetro de la tubería, y que la inestabilidad se localiza en l.

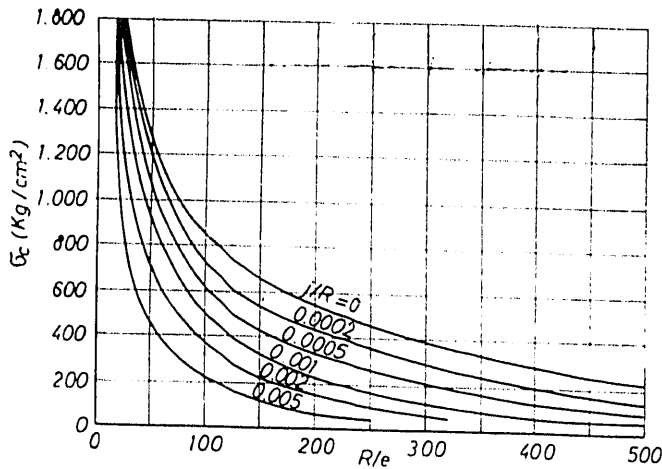


Fig. 2.ª — Pandeo de blindajes lisos. Abaco de Amstutz.

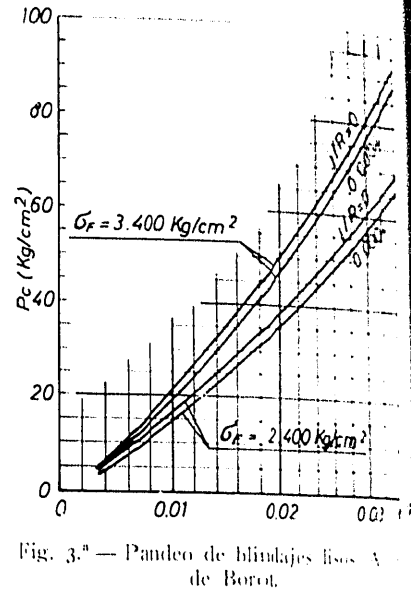


Fig. 3.ª — Pandeo de blindajes lisos. Abaco de Borot.

onda de mayor ovalidad inicial. Por ello, parece lógico esperar que la fórmula de Amstutz dé presiones críticas inferiores a las reales, pues concentra en una sola onda de deformación el acortamiento correspondiente a varias, lo cual da lugar a excentricidades y flexiones superiores a las reales.

2.4. MÉTODO DE BOROT.

En 1957 Borot (5) realizó otro estudio teórico y obtuvo la siguiente fórmula ($K = e/R$):

$$\frac{13}{E' K^2} P_c^2 + 2 P_c \left(1 + \frac{K}{2} + \frac{6j}{KR} - \frac{\sigma_F}{E' K} \right) - \left(2 \sigma_F K - \frac{E' K^2 j}{R} - \frac{\sigma_F^2}{E'} \right) = 0; \quad (2)$$

dando el ábaco de la figura 3.ª, que corresponde a $E = 2 \cdot 10^6 \text{ Kg./cm}^2$ y $\nu = 0,30$.

Borot no prefija el número de ondas de deformación y estudia previamente la cuestión de si la inestabilidad es plástica o elástica. Para el momento flector máximo de inestabilidad elástica, obtiene la expresión $M = E e^3/6 R$, que da lugar a la tensión máxima $\sigma = E e/R$. En la práctica e/R es siempre superior a 0,002, por lo que la tensión de flexión valdrá más de 4000 Kg./cm^2 .

La tensión total máxima será superior al valor anterior incrementado en la com-

presión uniforme debida a la presión ($P R_e$). Así, pues, la inestabilidad elástica da tensiones que superan con mucho el límite elástico de los aceros normales y en los blindajes usuales el aplastamiento se producirá por inestabilidad plástica.

Este resultado teórico queda confirmado plenamente por los ensayos de Montel, en los que la inestabilidad se produjo siempre al alcanzarse en la onda de pandoe tensiones iguales al límite elástico (3200 a 3700 Kg./cm.²). En otro trabajo de Montel (6) se dan los resultados de ensayos con límites elásticos altos (hasta 15 500 Kg./cm.²), llegándose a la conclusión de que la inestabilidad elástica se produce solamente cuando el límite de fluencia pasa de unos 5000 Kg./cm.².

Borot comprueba su fórmula comparándola con los resultados de una serie de ensayos.

2.5. COMPARACIÓN DE LAS FÓRMULAS DE AMSTUTZ Y BOROT CON LOS ENSAYOS.

Parece interesante comparar las fórmulas de Amstutz y Borot, ya que ambas han alcanzado bastante difusión. Y como no consideran los defectos de forma, las cotejaremos con las series de ensayos de Borot y Montel, para ver la cuantía del error debido a esa omisión.

Tabla 1. — Comparación de las fórmulas de Amstutz y Borot con los ensayos de Borot (violas de ϕ 955 mm.)

Espesor de chapa — mm.	Juego mm.	Límite elástico — Kg./cm. ² .	Presión de pandoe en Kg./cm. ² .		
			Ensayos	Fórmula de Amstutz	Fórmula de Borot
3,5	1,1	2700	4,8	1,7	5,8
5	1,2	3000	10	3,8	11
5	0,9	3100	11,5	4,7	12,9
6	1	2900	13,5	6,1	15,4
6	0,6	2900	20,5	7,8	18,3
7	1	3100	22,5	8,6	20,6
7,2	1	3000	21	8,7	20,9
8,6	1,2	3700	30,5	13,7	30,5
9	0,9	3300	32	14,7	32,3
9	1	2500	28	12,2	24,4
9,8	1,1	3400	35	17,2	35,2
10,9	0,6	3300	49	26,2	46,2
11,3	1,2	3800	51	21,1	46,2
12	1,1	3400	48	25,8	46,7
12,9	1,1	3700	62	30,8	55,7
13,6	0,6	2500	55	30,8	48,1
14	0,5	2700	60	36,9	55
14,7	0,5	3300	77	47,1	69,7
15	1,2	3400	63	37,1	61,7

De la tabla 1 se deduce que la fórmula de Amstutz da valores muy inferiores a los resultados de los ensayos de Borot (error del 40 al 60 por 100). En cambio, éstos concuerdan bastante bien con la fórmula de Borot (error no mayor del

20 por 100, sin llegar al 10 por 100 en la mayoría de los ensayos). La fórmula de Amstutz da valores del orden de la mitad de los obtenidos con la de Borot.

Tabla 2. — Comparación de las fórmulas de Amstutz y Borot con los ensayos de Montel (virolas de ϕ 4100 mm.)

Espesor de chapa — mm.	Juego i — mm.	Ovalidad u — mm.	Límite elástico — Kg./cm. ²	Presión de pandeo en Kg./cm. ²		
				Ensayos	Fórmula de Amstutz	Fórmula de Borot
23,8	0	4,1	3400	17	13,2	26
20,5	0	6,5	3200	12,5	10,1	20
16,2	0	1,8	3500	11	7,1	16
16,2	0	8	3700	8	7,4	16,5
12,2	0	3,3	3400	5,8	4,2	10,5
16,3	1,2	2,1	3500	9	4,6	13,4
16,2	0,8	1,5	3500	8	5,2	11,2

De la tabla 2 se deduce que la fórmula de Borot concuerda mal con los ensayos de Montel (error por exceso del 50 al 100 por 100). Puede parecer extraño que esté de acuerdo con la primera serie de ensayos (Borot) y no lo este con la segunda (Montel); pero esto se explica por los defectos de forma, importantes en los ensayos de Montel y pequeños en los de Borot. En efecto, éste hizo los ensayos introduciendo la virola en un molde metálico torneado y dejando un juego intermedio muy pequeño, lo cual exige un calibrado muy cuidadoso, que lleva a una ovalidad reducida.

La fórmula de Amstutz da, con respecto a los ensayos de Montel, diferencias del 20 al 50 por 100, que son grandes, pero inferiores a las de la fórmula de Borot. Parece lógico pensar que, al aplicar la fórmula de Amstutz, ha habido una compensación casual entre su carácter pesimista (a favor de la seguridad) y la omisión de la ovalidad (en contra de la seguridad).

2.6. PRIMERA GENERALIZACIÓN DE LA FÓRMULA DE BOROT.

De lo dicho se deduce que la fórmula de Borot no es válida cuando hay defectos de forma importantes. Pero cabe generalizarla para tener en cuenta la ovalidad, siguiendo el método aproximado que proponemos a continuación.

Hemos visto que en los blindajes usuales la inestabilidad es de tipo plástico es decir, que el aplastamiento se produce cuando la tensión en la onda de pandeo alcanza el límite elástico. Esta tensión se compone de dos partes: la de compresión tangencial (PR) y la de flexión. La ovalidad inicial tiene por efecto aumentar esta última, ya que constituye una excentricidad de la compresión (PR) con respecto al antifunicular de la presión externa (circunferencia teórica). Pero el efecto del juego inicial puede asimilarse también a una excentricidad, al menos en primera aproximación, puesto que al actuar la presión externa se producen ondas de deformación tangentes a la envolvente del blindaje; en las crestas de ondas que tocan el macizo, el juego inicial ha desaparecido, pasando a ser una parte de la excentricidad total. Así, pues, parece aceptable admitir que la ovalidad es equivalente a un juego

virtual de igual magnitud, lo cual nos lleva a considerar en el cálculo un juego inicial ficticio (j'), suma del juego inicial real (j) más la ovalidad inicial (u).

En la tabla 3 se considera ese juego ficticio al aplicar las fórmulas de Amstutz y Borot a los casos ensayados por Montel.

Tabla 3. — Comparación de las fórmulas de Amstutz y Borot con los ensayos de Montel (considerando un juego ficticio)

Espesor de chapa — mm.	Juego ficticio $j' = j + u$ — mm.	Presión de pandeo en Kg./cm. ²		
		Ensayos	Fórmula de Amstutz	Fórmula de Borot
23,8	4,1	17	5,8	16,6
20,5	6,5	12,5	2,6	11,5
16,2	1,8	11	4,0	12,1
16,2	8	8	1,8	7,5
12,2	3,3	5,8	1,5	6
16,3	3,3	9	2,9	9,8
16,2	2,3	8	3,5	11,4

En la tabla 3 se observa que la fórmula de Amstutz da valores muy por defecto (error del 40 al 80 por 100). En cambio, los obtenidos mediante la de Borot coinciden francamente bien (error no mayor del 10 por 100) con los resultados de los ensayos, salvo en el último; éste es poco confiable, pues Montel indica expresamente que en él se produjo la inestabilidad en una onda secundaria con cresta muy próxima a una soldadura y que la ovalidad real quizá sea superior a la indicada.

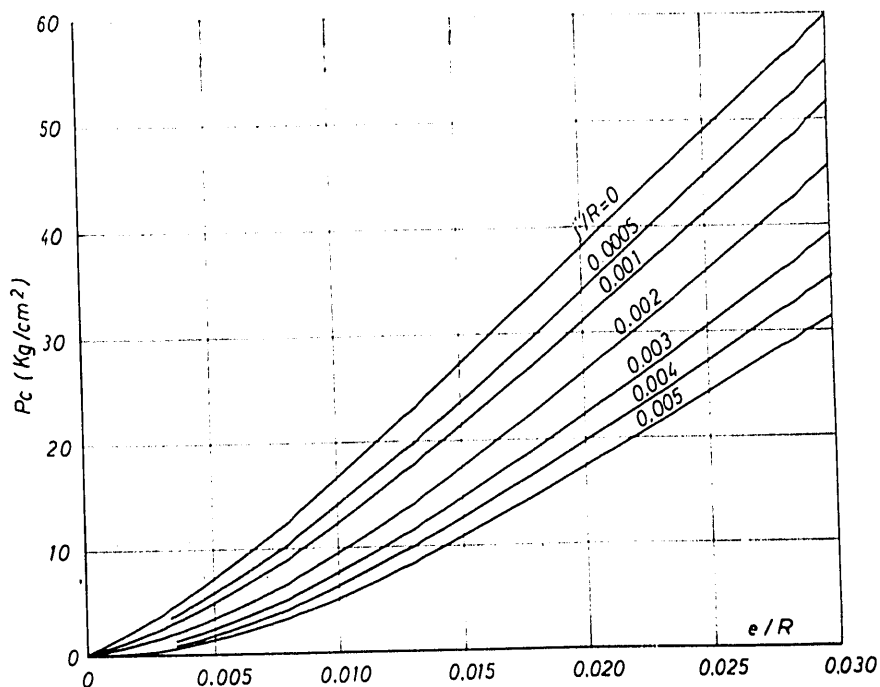


Fig. 4.^a — Abaco para fórmula de Borot generalizado.

En resumen, llegamos a las siguientes consecuencias:

- La fórmula de Amstutz da valores muy inferiores a los reales, por lo que no parece aconsejable su empleo.
- La fórmula de Borot es satisfactoria para ovalidades reducidas, pero no es válida cuando los defectos de forma son importantes, en cuyo caso es aceptable la generalización que proponemos.
- Como los defectos de forma tienen una notable influencia en el pandeo, interesa controlarlos. Parece satisfactorio el método empleado en los ensayos de Montel: medida de la ovalidad máxima mediante una plantilla de $50r$ de abertura.

Cuando se aplica nuestra fórmula de Borot generalizada, el parámetro $j R$ puede dar valores muy superiores a 0,0004, no pudiendo usarse el ábaco de Borot. Por eso damos uno más amplio en la figura 4.ª que corresponde a $E = 2 \cdot 10^6$ Kg./cm.², $\nu = 0,30$ y $\sigma_1 = 2400$ Kg./cm.².