

27 FEB 1981

621.181
P839

621.181



FUGAS EN LA PLACA TUBULAR

Nº 1 DE LAS CALDERAS

HUMOTUBULARES.

INFORME Nº 1 (PRELIMINAR)

Borrador de trabajo.

Ejemplar Nº - - - - -

302570

INTI

Instituto Nacional de
Tecnología Industrial.

Departamento de Termodinámica.

Buenos Aires, 10 de febrero de 1980.

Indice

1. Objeto del informe e introducción.
2. Antecedentes históricos.
3. Como trabaja la unión placa-tubo
 - 3.1 Descripción del proceso de falla
 - 3.2 Mecanismos de la falla.
 - 3.3 Tensiones térmicas.
 - 3.3.1 Transmisión de calor por convección.
 - 3.3.2 Transmisión de calor por radiación.
 - 3.3.3 Conducción del calor y temperaturas de placa.
 - 3.4 Fatiga.
4. Influencia del tratamiento de agua.
 - 4.1 Un posible modelo de falla por fragilidad caústica.
 - 4.1.1 Fenómenos en el intersticio placa-tubo.
 - 4.1.2 Fenómenos en el lado agua.
5. Reglas de operación.
 - 5.1 Aplicación del tratamiento de agua.
 - 5.1.1 El lavado de caldera.
 - 5.2 Operación de la caldera
6. Inspección y mantenimiento.
7. Ideas para un plan de estudio.
8. Materiales y fabricación.
9. El mandrilado.
10. Configuración propuesta.
11. Conclusiones y recomendaciones.

Apéndice

- A1. Descripción de las calderas horizontales modernas.
A2. Descripción de las calderas de locomotoras modernas.
A3. Cálculos relativos a la convección.
A4. Cálculos relativos a la radiación.
A5. Flujo total de calor en la placa.
A6. Dilatación de los tubos.
A7. Velocidad de calentamiento de la placa tubular.
A8. Tensiones térmicas.
A9. Comentarios a los cálculos numéricos y otros adicionales.
- Fig. 1. Vista de tubos y cielo... antes y después de la aplicación de tratamientos internos.
Fig. 2. Aplicación de tubos chicos sobre placa tubular de cobre.
Fig. 3. Unión placa-tubo en hogar de acero (EEUU, etc.).
Fig. 4. Unión placa-tubo adoptada en Alemania.
Fig. 5. Típica unión placa-tubo de una caldera industrial.
Fig. 6. Placa tubular de las locomotoras del FERT en la zona de los tubos chicos.
Fig. 7. Diseño de placa tubular para la industria química.
Fig. 8. Fisuras que aparecen en el tubo y en la soldadura.
Fig. 9. Mecanismo de la fuga que se da cuando una fisura de tipo longitudinal alcanza la raíz de la soldadura.
Fig. 10. Estayo TROSS sin rosca.
Fig. 11. Forma que asumen las fisuras en las placas laterales de los hogares de locomotoras (S/TROSS(9)).
Fig. 12. Fisuras en las placas laterales de los hogares de locomotora alrededor de los estayos S/TROSS(9).
Fig. 13. La transmisión de calor conforme a la clásica curva de NUKIYAMA para ebullición.
Fig. 14. Deformaciones en una chapa calentada por una de sus caras.

- Fig. 15. Deformaciones de las placas vinculadas con vínculos elásticos empotrados.
- Fig. 16. Estados de carga correspondientes a fuegos apagados y máxima vaporización.
- Fig. 17. Diagrama de fatiga.
- Fig. 18. Transmisión de calor para tubos de borde redondeado, placa no incrustada.
- Fig. 19. Transmisión de calor para tubos de bordes filosos.
- Fig. 20. Transmisión de calor y líneas de corriente alrededor de un cilindro.
- Fig. 21. Transmisión de calor alrededor de un tubo de la primera fila de los tubos de un intercambiador.
- Fig. 22. Relativa a la transmisión de calor por radiación en un hogar de locomotora con combustión a la gasógena.
- Fig. 23. Combustión en fase gaseosa y radiación a lo largo de la llama.
- Fig. 24. Flujo de llamas en un hogar sin bóveda.
- Fig. 25. Damage caused by intercrystalline cracking in a locomotive boiler riveted seam.
- Fig. 26. Relativa al intersticio placa-tubo.
- Fig. 27. Tensiones de flexión al final de la zona mandrilada.
- Fig. 28. Vista del interior de la caldera de una caldera americana 141 R. después de 2 000 000 km.
- Fig. 29. Configuración propuesta para calderas de locomotoras con presiones de hasta 20 kgf/cm².

1. Objeto del informe e introducción.

Al presente (Febrero de 1980), el Departamento de Termodinámica de INTI está efectuando un estudio tendiente a solucionar el problema creado por las pérdidas que se dan en las placas tubulares de los hogares de las calderas de locomotora del Ferrocarril de Rio Turbio. Simultáneamente, algunos industriales usuarios de calderas horizontales han requerido, a INTI, asistencia técnica por el mismo problema. Una sumaria encuesta realizada en el medio industrial ha mostrado que las pérdidas en las placas tubulares (o "pérdidas de tubo") se dan con una extensión y frecuencia que se estaba lejos de sospechar. Por lo que hace a la técnica de las locomotoras de vapor, el problema se daba por resuelto y, con respecto a las calderas horizontales industriales construidas en su mayoría bajo licencia, también. No es así.

Ello ha determinado el propósito del Departamento de Termodinámica de ampliar el horizonte de la investigación tratando de reunir la información que surge de ambos campos del arte; requerir la colaboración de fabricantes, usuarios y licenciarios; obtener información a nivel internacional, etc. apuntando a los siguientes objetivos fundamentales:

1. Dar orientaciones que permitan con urgencia al menos paliar los inconvenientes que se producen.
2. Dar soluciones de fondo a la cuestión.
3. Conseguir un auténtico avance en la tecnología del país.

Pasando por alto las componentes anecdóticas del problema y que podrían relacionarse con...///

///... en el momento de escribir este informe, un mayor avance en ese dominio, como que el de las calderas industriales ha venido a agregarse sólo recientemente. Ese desbalance, se espera, había de ser corregido a breve plazo, con lo que el tratado ganará en universalidad.

Dado que, al presente, el estudio se halla más avanzado en lo que hace al particular problema de las locomotoras del FC Río Turbio, el tema ha sido tratado con particular acento sobre las mismas. Estas acusaban frecuentes pérdidas con rajaduras de tubos, placas y soldaduras, especialmente en la zona central del área cubierta por los tubos "chicos" (46/51 mm).

Habría también de disculparse, en este primer estadio inicial, una falta de rigor y un cierto abuso de esquemas y explicaciones intuitivas.

///... el decaimiento que, en todos los órdenes, se ha dado en el país según es de dominio público, es evidente que en el trasfondo hay algo de sustancial que obliga a una investigación profunda que explique, en términos cuantitativos, el mecanismo de las fallas.

El presente informe N°1 ha sido preparado a fin de detallar el estado de la cuestión en función de los conocimientos e información que, en la fecha, se disponen en el Departamento de Termodinámica. La intención es que sirva de primera base para reunir a los potenciales interesados conforme a la nota-circular de presentación oportunamente enviada. El adjetivo "preliminar" ha sido agregado para denotar con toda claridad que está lleno de presunciones, datos cuya veracidad ha de ser confirmada, errores, etc. que habrán de ser ratificados y rectificados a medida que el estudio avance sobre más firmes bases. Se prefiere, pues, "hablar demás" en la presente instancia, como que así se desencorajará la inspiración de quienes quieran contribuir con su aporte.

Entre las varias dificultades que se presentan en orden a la comunicación, está la que se deriva de la falta de un lenguaje común a ambos campos (el ferroviario y el industrial) y de la carencia de un recíproco conocimiento de lo que ocurre en el dominio del otro. Ello es consecuencia de que las exigencias que deben satisfacer los tres tipos de calderas (se agregan las calderas marítimas "de hogar interior") son en extremo divergentes, por lo cual se remite al lector a los apéndices A2 y A3.

Dado que el origen cronológico de esta investigación ha sido un problema ferroviario, existe, ...///

2. Antecedentes históricos.

Las pérdidas en las placas tubulares han sido una tradicional plaga en la operación de las locomotoras de vapor. La aplicación de tratamientos de agua, aún cuando fueran imperfectos, determinó una sensible mejora, siendo quizá su mejor exponente el caso de las locomotoras 141R de los Ferrocarriles Franceses: éstas alcanzaron en 2 000 000 km con sólo 502 horas-hombre de trabajos de reparación de caldera bajo el régimen de aplicación del tratamiento interno carbonático TIA. Durante ese recorrido evaporaron 300 000 m³ de agua (\cong) a una presión de 16 kgf cm² y 380 °C de temperatura, con un régimen medio de ≈ 60 kg m² h⁻¹ (máximo ≈ 110 kg m² h⁻¹) conteniendo el agua de alimentación 60 000 kg de sales incrustantes. Los trabajos de calderería sobre tal kilometraje fueron aproximadamente fueron unas 600 h-Hombre distribuidos como sigue.

- 95 tubos chicos reemplazados ($\approx 50\%$)
- 25 " grandes " " ($\approx 60\%$)
- 25 repasos de unión tubo-placa por soldadura.
- Recarga, por soldadura, de algunas casetas de estay en el hogar.

Esos 2 000 000 km representarían unas 50 000 h de trabajo y 100 000 h bajo presión, cifras que han de juzgarse bajo los patrones de referencia propios de la explotación ferroviaria.

El autor de este informe data el problema por resuelto como resultado de su propia experiencia. Esta, como ha dicho RICHARDSON(1)(*),

--- III

(\cong) La locomotora trabaja con BS a 100% de reparación.

(*) Los números entre paréntesis se refieren a la bibliografía.



III... viene a sumarse a las cifras millonarias que se han dado en Inglaterra, Francia, Alemania, etc. luego de la sustitución de otros tratamientos de agua por tratamientos internos de inspi-ración americana. Sin embargo, el hecho

es que el problema subsiste (como fue la presente investigación lo prueba) sin que sus últimas causas sean - como se verá - conocidas, tanto en orden a dar razón de las fallas cuanto del éxito.

Hasta la llegada de la soldadura, el único medio conocido para fijar los tubos a las placas ha sido el mandilado. Este proceso, tan anti-guo como el arte de la calderería, se desarrolló empíricamente, al punto que sólo a partir de los años 30 se dan estudios más profundos. (2)(3)(4)(5)(6)

(1) RICHARDSON, W. R. (experto de British Railways en misión en Argentina): "Informe sobre tratamientos de aguas en calderas de locomotora y de industrias en la Argentina". British Railways, 19-11-71.

(2) FISHER, F. F., and COPE, E. T.: "Rolling in of boiler tubes". Trans. ASME 57, paper FSP-57-7 (1935).

(3) THUM & JANTSCHA: "The rolling and pressing in of boiler and superheater tubes made from various metals" (en alemán), Archiv für Wärmewirtschaft, 11, 397-401 (1930)

(4) LIEBERHERR, A.: "The stress in the drum of a water tube boiler". Schweizerische Bauzeitung 102, 397-401, (1933)

No es sin embargo hasta que aparece el fundamental "paper" de NADAI (7) que el modo de trabajo de la unión mandrilada empieza a ser conocido con claridad, poniéndose de manifiesto en forma cuantitativa las elevadas tensiones a las que tanto el tubo como la placa están sometidos.

Esos estudios, sin embargo, se aplican sustancialmente a casos distintos del que aquí interesa: fijación de tubos a los tambores y colectores de las calderas acuotubulares, a economizadores, condensadores, etc. en los que el fuerte impacto de la llama o gases caliente está ausente y, de consiguiente, las tensiones térmicas que de ellos resultan.

Hasta la guerra, la práctica ferroviaria adhirió a los hogares de cobre en Europa y a los de acero en EEUU. En los ferrocarriles de nuestro país el acero se utilizó junto con el cobre, habiendo máquinas con hogares de este último metal todavía en servicio hasta hace pocos años. Se dan, pues, dos desarrollos históricamente paralelos:

(5) SIEBEL, E.: "Rolled joints" (en alemán), Stahl u. Eisen 53, 1205-1215 (1933)

(6a) GRIMISON & LEE (Babcock & Wilcox): "Experimental investigation of tube expanding"

(6b) MAXWELL, C.A.: "Practical aspects of making expanded joints" (Babcock & Wilcox)

(6c) GOODIER & SCHOESSOW (B.P.W.): "The holding power and hydraulic tightness of expanded tube joints".
Trans. ASME 65, 487-522 (1943).

(7) NADAI, A.: "Theory of the expanding of boiler and condenser tube joints through rolling". T. ASME 65, 865-879 (1943)

(a) Hogares de cobre.

El empleo del cobre arsenical en Europa hasta la II.ª guerra se dio (a pesar de ser más caro) a causa de su mejor comportamiento frente a las incrustaciones y corrosiones propias de los imperfectos tratamientos de agua de la época. El colmo se dio en Alemania, país en el cual, por adherir a las ideas de BUNTE (ver (8)) (quien afirmaba que había de elegirse entre incrustaciones o corrosiones) (Fig. 1) prácticamente no se hacía tratamiento de aguas.

En ese país, la sustitución de cobre por acero durante los años de la 1.ª guerra y los siguientes, resultó en un estrepitoso fracaso, incomprensible frente al uso corriente del acero en América.

Ese fracaso, como lo dice TROSS (9), se debió al mantenimiento de los mismos espesores de los originales hogares de cobre, hecho atribuible a la falta de comprensión del modo de falla según TROSS (9), hombre de ese mismo país, que lo pone de manifiesto muchos años más tarde, hacia 1935.

Los hogares de cobre, con chapas planas de 16 mm de espesor y virutillos espaciados de ≈ 80 mm en malla cuadrada, se emplearon ---!!!

(8) United Nations: "Locomotive boiler water treatment". Report presented to Railway Sub-Committee of the ECAFE, 3rd Session, Tokyo, Oct 1954.

(9) TROSS, A.: "Neue Erkenntnisse und Konstruktions-Richtlinien auf dem Gebiet des Lokomotiv-Hinterkessels". Glasers Annalen 75, Okt-Dez. 1951.



Bild 60
Blick auf die
Deckenstehbolzen
nach Verwendung
von Speisewasser
ohne innere
Aufbereitung

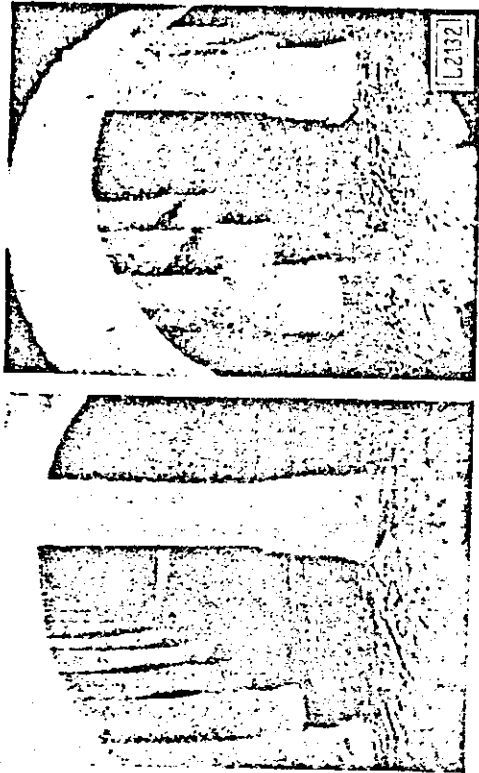
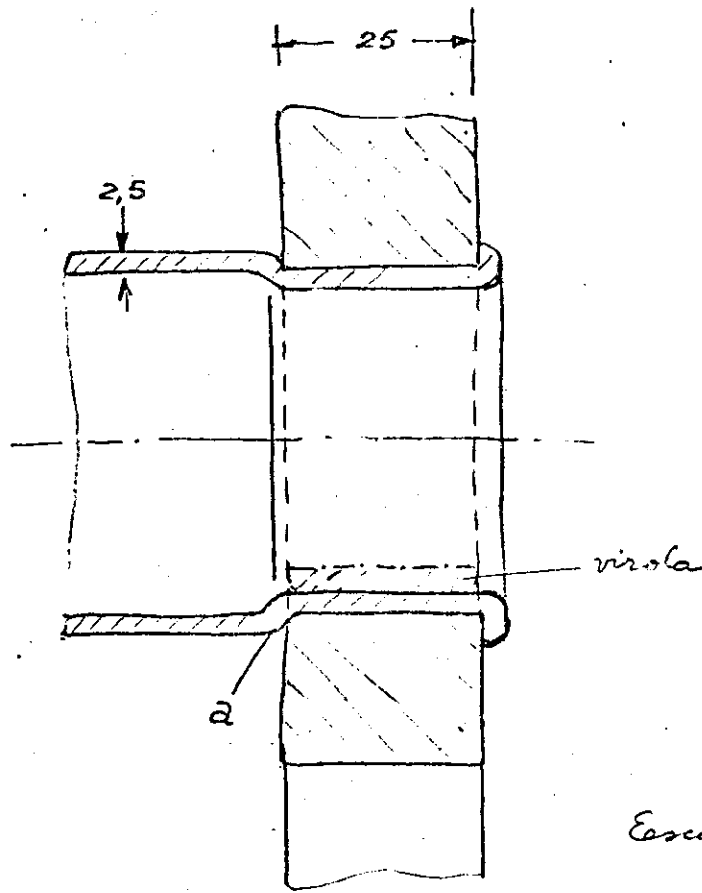


Bild 62 Blick auf den Deckenstehbolzen nach Verwendung von Speisewasser mit innerer Aufbereitung



Bild 61
Blick durch die
Rohrwand
auf Kesselrohre
mit starkem
Kesselstein-
belag

Fig 1. Vistas de tubo y cielo del hogar de
caldera de locomotoras en
Alemania antes y después de
la aplicación de la latamita
internas NALCO, DISKRO ó TIA.
(De Eisenbahn - Lehrbucherei
des Deutschen Bundesbahn,
Band 134, "Dampflok-Konstruktion".
Josef KELLER Verlag Starnberg, 1. Auflg.
(1937))



Escala 1:1

Fig. 2

Aplicación de tubos chicos
sobre placa tubular de cobre.

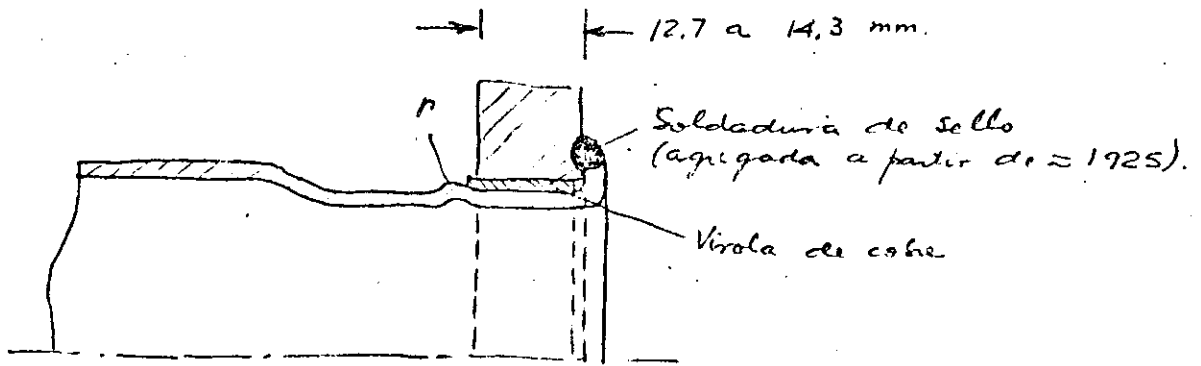
///... en Inglaterra con presiones de hasta 17.5 kgf cm^{-2} y en Francia y Alemania hasta con 20 kgf cm^{-2} . En este último país las series experimentales (04, 44 y 24) con 25 kgf cm^{-2} de presión se hicieron con hogar de acero IZETT resistente al envejecimiento (-hacia 1935), pero, por causa de la falta de un adecuado tratamiento de aguas, no constituyeron un éxito. Esos hogares de cobre se cargaron hasta un límite de $\approx 4 \cdot 10^6 \text{ kcal m}^{-3} \text{ h}^{-1}$ (en Francia $6 \cdot 10^6$ * casi simultáneamente con la aplicación del tratamiento TIA).

La placa tubular de cobre es usualmente de 25 mm de espesor (Fig. 2) y algo menos de la mitad de la superficie opacada es cubierta con tubos "chicos" cuyo diámetro va de 40 a 55 mm, (espesor de 2.5 mm). Estos tubos son de acero muy dulce (ya no se emplean más tubos de latón); inicialmente tienen un reborde α de apoyo axial, siendo mandrilados y rebordados. El resto de la superficie de la placa está ocupado en su parte superior por tubos de $133 \times 4 \text{ mm}$ que se reducen a $\approx 110 \times 4$ cerca del hogar y en los cuales se alojan los elementos sobrecalentadores. En Inglaterra la práctica era de rosacar, mandricular y rebordar los tubos "grandes" en la placa.

Es importante hacer notar que, dado que la sección de pasaje de gas del haz tubular es el mayor condicionante del diseño de la caldera, la placa tubular lleva el máximo posible de tubos colocados al trebolillo y a la mínima distancia posible. Esta última conforme a una larga experiencia, debe permitir todavía un ancho mínimo de malla de 20 mm entre agujeros ...///

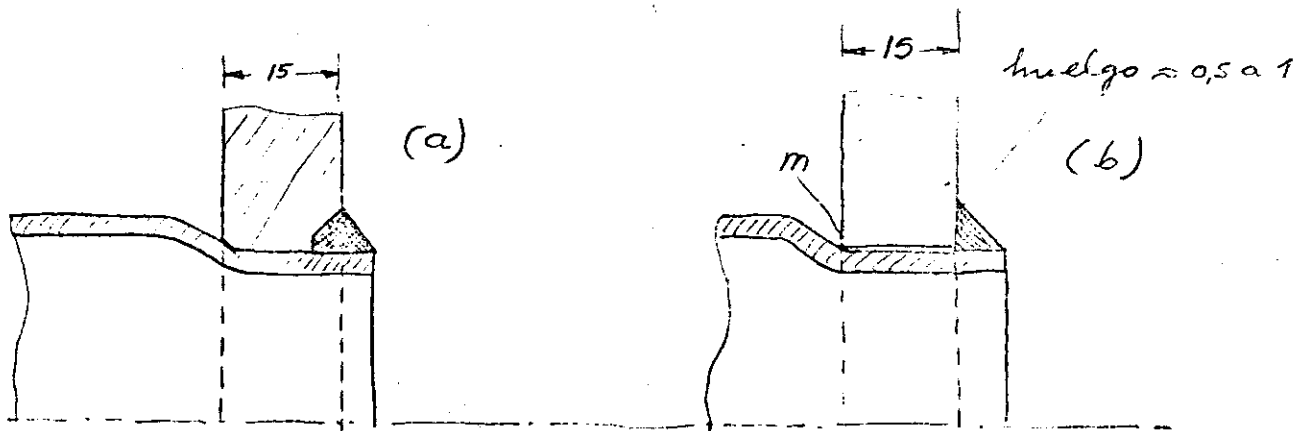
III-- a fin de asegurar un mandilado eficaz, todo, por supuesto medido con la vara relativa de la razonabilidad de la explotacion ferroviaria tradicional.

El cobre tiene la ventaja de una conductibilidad siete veces mayor que el acero (lo que sin embargo tiene influencia despreciable sobre el rendimiento de caldera), un módulo de elasticidad mitad y un coeficiente de la dilatación algo mayor, lo que da por resultados tensiones térmicas de sólo $\frac{1}{10}$ de las que, para igual flujo calorífico, se dan con el segundo. El tubo de acero, al estar, en principio, más caliente que la placa tendería a asegurar la estanqueidad durante las cargas máximas. Esta acción a veces se ha complementado con una virola superpuesta (Fig. 2), la que sin embargo tiene un grave peccio en forma de tiraje incrementado y propiende a la formación de depósitos de cenizas que, en estados pastoso, se pegan (nidos de golondrina).



Escala ≈ 1:1

Fig. 3. Unión tubo-placa en lugar de acero.
 (EE.UU, hasta 1925 y también usual en Argentina).



Escala ≈ 1:1

Fig. 4. Unión tubo-placa adoptada en Alemania.

La práctica ferroviaria es de soldar, previo mandrilado, con la caldera llena de agua a 50°C (Francia) ó 90°C en la SR de Inglaterra, donde BULLOID introdujo los hogares de acero. En nuestro país se ha adherido a la práctica americana (Fig. 3), pero se suelda sin calentar ni siquiera a 50°C . En Tafi Viejo (FCGB) se emplea electrodos básicos de bajo hidrógeno AWS E 6018 ó E 7018. En talleres Santa Fe (FCGB) se utilizaba, desde 1950, y por consejo del autor, el sistema alemán de la Fig. 4b, sólo que "arrimando" el tubo a la placa con un mandrilado muy liviano y sin poner énfasis en el apoyo axial m.

Es usual, en la práctica ferroviaria, reducir el diámetro de los tubos en los últimos 200 a 100 mm cerca de la placa a fin de incrementar el espesor de la malla cizjonista para asegurar el mandrilado, conservando siempre un discreto espesor mínimo de la lamina de agua entre tubos ($\approx 13\text{ mm}$). La experiencia, confirmando la teoría de la transmisión del calor por ebullición, confirma largamente que este espesor es más que suficiente pese a las altísimas intensidades de evaporación que se han anclado más arriba.

Las calderas de locomotoras tienen placas tubulares para las cuales no se cuenta apoyo alguno en los costados como se da en algunos tipos de intercambiadores de calor: por eso su espesor no está condicionado por razones de resistencia. Tampoco comportan tubos-estay (stay-tubes, anker-rodre) como las calderas marinas, tubos que son de mayor espesor, aún de tener anclajes especiales en forma de arandelas roscaadas, etc. Esta...///

(b) Hogares de acero.

Las calderas americanas siempre tuvieron placas laterales de acero de 9,6 a 10,5 mm de espesor, atornilladas con estays remachados y distribuidos sobre una cuadrícula de 100 mm; esto aún con presiones de hasta 22 kgf cm^2 . La placa tubular era, hacia 1920, de entre 12,7 y 14,3 mm, sobre la cual los tubos en esa época eran simplemente mandrilados y rebordados con interposición de una virola de cobre destinada, se decía, a mejorar el mantenimiento de la estanqueidad (Fig. 3). A veces se incorporaba un reborde especial que hecho con un mandril especial (Prossering).

Evidentemente la hermeticidad dejaba que desear, dado que en la década del 20 se introduce la soldadura como un complemento de sello, situación que se conserva todavía en India (3000 locomotoras, hoy en servicio), Sud África (2000), China, etc. Gracias a esa soldadura de sello, CHAPELON declara que sus calderas pudieron alcanzar sin problemas vaporizaciones de hasta 120 $\text{kg m}^2 \text{h}^{-1}$; el autor, por su parte, la asocia a su record mundial de 140 $\text{kg m}^2 \text{h}^{-1}$ (locomotora N° 3477 del FCGR). Nuevamente, es de recordar que estas performances deben ser medidas con los cartabones ferroviarios.

Después de la guerra, Alemania adoptó el hogar de acero con placa tubular de acero y unión conforme se muestra en la Fig. 4a. Puede observarse el fuerte cordón de soldadura, la mandriladura y el apoyo axial. También se ha utilizado la unión indicada en la Fig. 4b, con unkelgo entre tubo y placa como se da para los muy exitosos estays TROSS(9) soldados sin rosca.

III... última exigencia parecida derivada de la poca confiabilidad atribuible a las uniones simplemente mandriladas sin rebordar y que otrora estaban en boga. En realidad, en tanto que el viejo régimen de explotación ferroviaria se contentaba con un uso muy intermitente de sus unidades, ello no puede darse en el mar: allí no hay posibilidad de desenganchar una locomotora cuyos tubos pierden y sustituirla por otra: el viejo barco cargado con trigo debía llegar en una singladura desde Buenos Aires a Hamburgo; quien haya visto como, en tales circunstancias, las pérdidas crecen día a día, se dará cuenta del porqué de los "ankersahre".

En las locomotoras, la placa N° 2 (delantera) es usualmente más gruesa (22 mm); los tubos van simplemente mandrilados y el espesor de malla es muy pequeño (≈ 13 mm), a pesar de lo cual jamás se dan pérdidas.

El desarrollo, como se ve, ha sido completamente empírico. De la unión simplemente

mandrilada y rebordada con virola de cobre, se pasó al progreso aportado por el sello de soldadura suprimiéndose luego el mandrilado para quedar finalmente en una unión con huelgo de la Fig. 4b. Este es todo de cosas ha sido, en algunos casos, altamente satisfactorio, pero no así en otros: en Sud Africa las placas se cambian sistemáticamente cada reparación general ($\approx 150\,000$ a $300\,000$ km); en los EE UU tenemos noticias de que una cosa parecida ocurría, bien que ello pueda ser atribuible al brutal maltrato de que hasta COX(10).

(10) COX, E.S.: "Locomotive Panorama", Ian Allan London 1965.

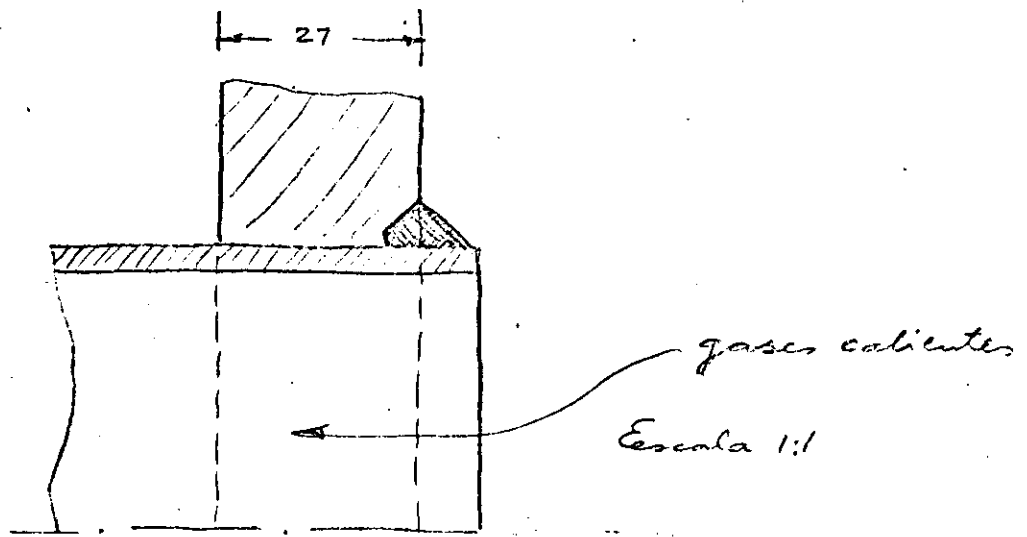


Fig. 5. Típica unión placa-tubo de una caldera
hormotubular industrial.

Las calderas humotubulares industriales tienen un diseño de placas tubulares cuyo espesor (. 22 a 28 mm) se presume más conservativo. La superficie ofrecida para implantar tubos no está tan utilizada como en el caso de las locomotoras y los tubos no son reducidos en su diámetro cerca de la placa, ni tampoco suelen presentar su extremo "frio" agrandado en 1 mm para facilitar el desmontaje. Las variaciones de carga son infinitamente más atenuadas e irregulares que las que se dan en las locomotoras. En tanto, por ejemplo, que una máquina del servicio suburbano del FCBR sufre 100 ciclos de carga por día (20000 por año), en los que la carga va desde 10% al máximo en 15 segundos y cesa en un segundo, una caldera industrial típica tiene a lo sumo 20, lo que explica que las dificultades aparezcan en un tiempo mayor, conforme al esquema que se verá.

Una típica unión placa-tubo es la que muestra la Fig. 5. Se observa una gruesa placa tubular y una fuerte soldadura que no puede considerarse como simple cordón de sello. Los tubos son mandrilados soldándoseles sin agua, lo que explica las pérdidas de contacto con introducción de productos que resultan de la evaporación. Como este huelgo no es buscado de intento, se va fuera de control con los resultados que, se presume, están descritos más adelante.

Por lo menos en la práctica ferroviaria, las calderas no son recocidas dado que, salvo raras excepciones, son remachadas. Por lo tanto la placa tubular siempre es asiento de fuertes tensiones residuales. Esta situación también se da cuando se cambian tubos.

3. Como trabaja la unión placa-tubo.

Se considera esencial poder describir en forma cuantitativa, siquiera groseramente aproximada, la forma en como trabaja la unión; las temperaturas, dilataciones y contracciones; la acción de mayor o menor agresividad del medio (agua, humos y cenizas), etc. estudiándose, como primer paso, lo que se estima ser la buena práctica. Esto ha de conducir (i) a un mejor diseño y prácticas de construcción y operativas, (ii) a la evaluación de las irregularidades y por ende su corrección y (iii) a la interpretación de las averías, sea que se deban a una insuficiencia técnica del esquema empleado, sea que se deban a malas prácticas o procedimientos erróneos de diseño, fabricación u operación, etc.

La primera idea que viene a la mente es que las placas tubulares tienen sus dimensiones condicionadas por razón de resistencia frente a los esfuerzos que origina la presión del vapor. Es así, por ejemplo, que el viejo código alemán Werkstoffvorschriften für Kesseldampfessel (15 Sept. 1926 y 25 Mayo 1927 (11)), reza lo que sigue.

Espesor de las paredes planas

A. Generalidades

Las indicaciones que siguen se refieren a paredes planas que no presenten agujeros para tubos, embocaduras, etc. Si existe alguna de éstas, o si hay elementos de la caldera formados por varias paredes planas contiguas, por ejemplo, tubos cuadrangulares, hay que tener en cuenta estas circunstancias de un modo especial.

Los valores indicados para la fijación de tubos mandrilados se aplican a paredes planas. En los demás casos es preciso tomar debidamente en cuenta, para el cálculo, la forma de la pared tubular.

B. Paredes planas

1. Sean: s el espesor de la chapa, que constituye el fondo o pared, en mm;

p la máxima presión efectiva interna, en at (Kg/cm²);

a la equidistancia entre los virotillos o tirantes de una fila, en mm;

b la equidistancia entre las filas de virotillos, en mm;

$$s = c \sqrt{p(a^2 + b^2)} \dots \dots \dots (4)$$

(11), HUTTE, "Manual del Ingeniero," tomo II, p. 480, 2ª edición, GILI, Barcelona 1950, traducida de la 26ª edición alemana.

- $e = 0,0170$ paredes, con virotillos o tirantes atornillados y ramachados, con una cara bañada por el agua y otra cara en contacto con los gases;
 - $e = 0,0150$ paredes, como las anteriores, si no están en contacto con los gases;
 - $e = 0,0155$ paredes, con virotillos o tirantes atornillados y asegurados por fuera mediante tuercas o cabezas tornicadas, con una cara bañada por el agua y otra por los gases;
 - $e = 0,0135$ paredes, como las anteriores, si no están en contacto con los gases;
 - $e = 0,0140$ paredes arriostradas con tubos-estay.
2. Para paredes arriostradas por tirantes, con tuercas sobre arandela de asiento:
- $e = 0,013$ si el diámetro de la arandela es $\frac{1}{2}$ de la distancia entre tirantes, y su espesor $\frac{1}{2}$ del grueso de la pared;
 - $e = 0,012$ si el diámetro de la arandela es $\frac{1}{3}$ de la distancia entre tirantes, y su espesor $\frac{1}{2}$ del grueso de la pared;
 - $e = 0,011$ si el diámetro de la arandela es $\frac{1}{4}$ de la distancia entre tirantes, y su espesor igual al de la pared, estando la arandela roblonada a ella.

Dichos valores se refieren al caso de que la pared no esté en contacto con los gases; si por una cara la bañan los gases, y por la otra el vapor, se aumentará s en $\frac{1}{10} \cdot s$ si no la protege una pantalla contra el fuego.

3. Si los virotillos o tirantes están irregularmente distribuidos (fig. 12), se hará (dando a c el valor que corresponda):

$$s = \frac{1}{2} \cdot c \cdot (d_1 + d_2) \sqrt{p} \dots \dots \dots (5)$$

4. Las paredes planas (expuestas a los gases, pero no a la llama) «doblad» con un refuerzo de chapa podrán tener un 12,5% menos del espesor teórico s , siempre que el refuerzo o forro no tenga un grueso inferior a $\frac{1}{2} \cdot s$ y que esté bien roblonado a la pared.

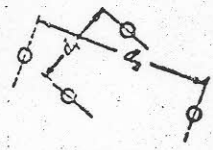


Fig. 12

5. Para placas rectangulares fijadas por su perímetro se hará:

$$s = 0,053 B \sqrt{\frac{p}{k[1 + (B/A)^2]}} \dots \dots \dots (6)$$

expresando por A y B (en mm) los lados mayor y menor, respectivamente, del rectángulo, y por k el coeficiente de trabajo, admisible por tracción (que puede llegar a una cuarta parte del coeficiente de rotura adoptado), en Kg/mm^2 .

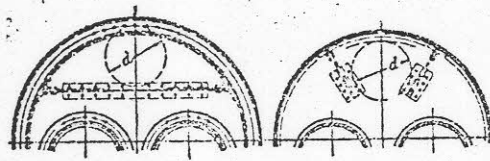


Fig. 13

Fig. 14

6. Las placas no afianzadas con tirantes o con virotillos, sino mediante cartabones o riostras eficaces de forma parecida, deberán tener un espesor:

$$s = 0,017 d \sqrt{p} \text{ en mm.} \dots \dots \dots (7)$$

si no se prueba que basta un espesor más reducido; d representa, en mm, el diámetro (figuras 13 a 16) de la mayor circunferencia que pueda trazarse sobre la placa, tangencialmente a sus ejes o líneas de sujeción. Si no se conocen los radios de acuerdo, de las pestañas o rebordes, se supondrá que tienen 50 mm.

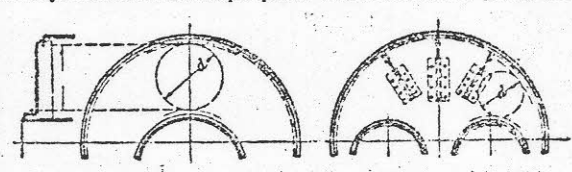


Fig. 15

Fig. 16

7. Las fórmulas anteriores se refieren a chapas de acero dulce Martin-Siemens. Si aquéllas tienen 41 a 50 Kg/mm^2 de resistencia, se multiplican por $\sqrt{36/41}$ los espesores de las fórmulas (4), (5) y (7).

8. Para planchas de cobre, afianzadas con tirantes o con virotillos, el espesor s deberá ser (en mm): si los puntos de sujeción forman una cuadrícula regular,

$$s = 5,83 c \sqrt{(a^2 + b^2) \cdot p / K_2} \dots \dots \dots (8)$$

y si están irregularmente distribuidos (como en el caso de la figura 12),

$$s = 5,83 c \frac{d_1 + d_2}{2} \sqrt{\frac{p}{K_2}} \dots \dots \dots (9)$$

La resistencia K_2 del cobre se tomará del «Pliego de condiciones del material» (IV. c, pág. 492); para c se adoptará el valor que corresponda (pág. 496).

C. Placas tubulares de las calderas de tubos de humos

1. La porción de la placa no interesada por el haz tubular debe arriostrarse de modo que satisfaga, según los casos, una de las fórmulas (4) a (9) anteriores, siempre que así lo exija el área de la superficie de placa expuesta a la presión del vapor.

2. El espesor de aquella porción de la placa que forme parte del haz tubular, se calculará del modo siguiente.

a) Si se emplean tirantes o tubos-estay, fijados a la placa por rosca, se adoptarán las fórmulas (4), (5), (8) ó (9); en tal caso, los demás tubos pueden ir simplemente mandrilados pero, a fin de asegurar su fijación, la placa no tendrá grueso inferior a:

$$s = 5 + \frac{1}{8} \cdot d, \text{ si es de acero dulce, para tubos de diámetro } d = 38 \text{ a } 100 \text{ mm,}$$

$$s = 10 + \frac{1}{8} \cdot d, \text{ si es de cobre, para tubos de diámetro } d = 38 \text{ a } 75 \text{ mm;}$$

d representa, en mm, el diámetro exterior de los tubos en el punto de fijación. Es indispensable, además, que la separación cd (fig. 17) entre dos agujeros represente una sección mínima de:

- si la placa es de acero dulce, 180 mm^2 para $d = 38$ mm, aumentando gradualmente hasta 2,5 veces dicho valor para $d = 100$ mm;
- si la placa es de cobre, 340 mm^2 para $d = 38$ mm, aumentando gradualmente hasta 2,5 veces aquel valor para $d = 75$ mm.

b) Si la placa tubular no tiene arriostramiento especial alguno, y en el supuesto de emplearse materiales de calidad adecuada (y de ser excelente la ejecución, y normales las condiciones de funcionamiento de la caldera), se considerará descartado el peligro de que se deslicen los tubos, si la fatiga, por centímetro de perímetro del tubo:

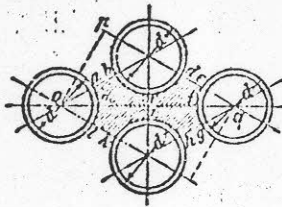


Fig. 17

$$\sigma = p \frac{\text{área } abcdefghiklm}{\pi d} \dots (10)$$

no pasa de 40 Kg en aquellos extremos de tubo que van mandrilados (lisos o con ranuras) en agujeros cilíndricos, y de 50 Kg en aquellos tubos que en uno de sus extremos van mandrilados y rebordados en agujeros cilíndricos. Si los tubos van rebordados en ambos extremos podrá admitirse para σ un valor hasta de 70 Kg. Cuando las áreas interceptadas no

sean iguales, el promedio de resistencia, de cada dos áreas contiguas, no debe rebasar los valores antes indicados. Para el cálculo de las áreas correspondientes al borde de la zona tubular (que han de ser examinadas con cuidado especial), puede admitirse que la mitad de su carga es soportada por la pared contigua de la caldera.

c) La fatiga por flexión k_b del material de la placa tubular, dentro del área sombreada *abcdefghiklm*, se calculará por la fórmula:

$$k_b = \frac{p}{360 \left(1 - 0,7 \frac{d}{e}\right) \left(\frac{s}{e}\right)^2} \dots (11)$$

En ella representan:

s el grueso de la chapa (mm),

p la presión máxima efectiva de servicio (Kg/cm²),

d el diámetro exterior del tubo en el punto de fijación (mm),

e el lado, en mm, del cuadrado formado por cada cuatro tubos, o bien la media aritmética de los lados del rectángulo determinado por dichos cuatro tubos (por ejemplo, en la figura 17, $e = \frac{0,7p + p,7q}{2}$),

k_b la fatiga de flexión a que está sometido el material de la placa (Kg/mm²), para la cual puede admitirse un valor hasta de 1/4,5 de la resistencia a la tracción (en condiciones de servicio desfavorables deberá tomarse menor todavía).

3. Cuando el cielo de la caja de fuego no esté ligado, con el cuerpo de la caldera, por tirantes o virotillos, sino afianzado mediante puentes o riostras independientes cuyos extremos descansen en las placas trasera (de puerta) y delantera (tubular), el espesor de ésta será:

$$s = \frac{p \pi b}{1900 (b - d_f)} \text{ en mm} \dots (12)$$

siendo *w* la profundidad de la caja de fuego (fig. 21), *b* la distancia de centro a centro de tubo y *d_f* el diámetro interior de los tubos (todo en mm).

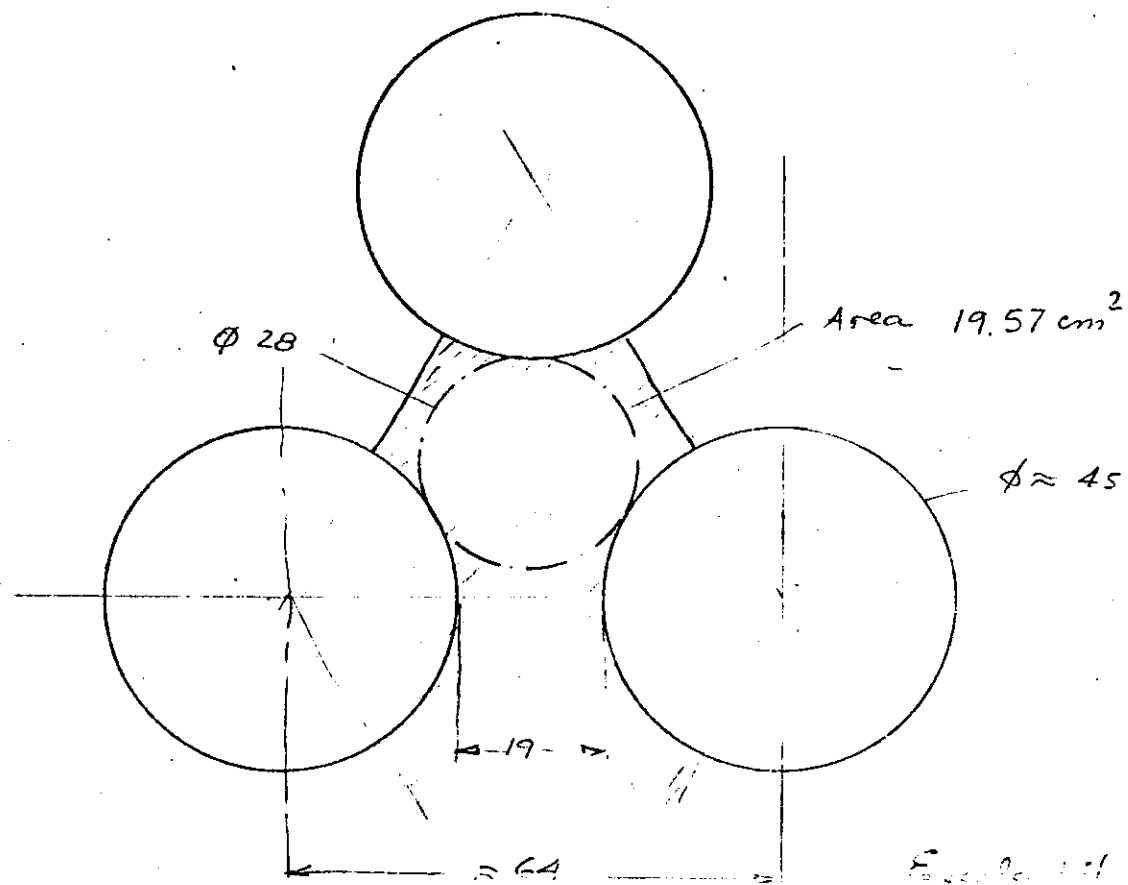


Fig. 6. Placa tubular de las locomotoras del FCPT
en la zona de tubos chicos (medidas aproximadas)

Suponiendo, en el ejemplo de las locomotoras del FC Rio Turbio, que los tubos fueran simplemente mandilados, el espesor de la placa (Fig. 6) no será inferior a $5 + \frac{1}{8} \cdot 45 = 10,6$ mm en la zona de los tubos chicos y de $5 + \frac{1}{8} \cdot 108 = 18,5$ mm en la zona de los tubos grandes "a. fin de asegurar la fijación", valores estos que no están lejos de los 12,7 a 14,3 mm de las placas americanas anteriores a 1920. Si la placa hubiera sido de cobre, el espesor en la zona de los tubos grandes hubiera sido de $10 + \frac{1}{5} \cdot 108 = 31,6$ mm, todavía superior a los 25 mm usuales, pero no tanto que no evoque paréntesis.

Aplicando la fórmula (10) del HUTTE, la fatiga por centímetro de perímetro de tubo es

$$\sigma = 16 \text{ at.} \cdot \frac{19,57 \text{ cm}^2}{\pi \cdot 4,5 \text{ cm}} = 22 < 50 \text{ kgf cm}^{-1},$$

con lo que la condición se verifica en la zona en que la malla es tan pricta como lo indica en la figura, pero ello no es necesariamente en toda su extensión.

La fatiga k_b del material (fórmula (11) del HUTTE), es (en flexión):

$$k_b = \frac{16}{360 \left(1 - 0,7 \frac{45}{73}\right) \left(\frac{16}{73}\right)^2} = 1,6 \ll 7,8 \text{ kgf mm}^{-2} \text{ permisos.}$$

Las cifras anteriores indican que los espesores de placa de 12,7 a 15 mm que hoy se usan guardan relación con las exigencias de resistencia de antaño. Si se considera una unión con una fuente soldadura como la de la Fig. 4, se tiene:

(i) Considerando el paño de 28 mm de diámetro entre tubos, la presión admisible es aproximadamente (12)

$$\text{presión} \approx \frac{(16-1)^2 \cdot 100 \cdot \frac{20}{1,5}}{0,45^2 \cdot 28^2} = 1900 \gg 16 \text{ kgf cm}^2 ;$$

(ii) Si se considera al tubo como un estay que resiste la presión ejercida sobre su área respectiva ($19,57 \cdot 16 = 313 \text{ kgf}$), la tensión sobre la sección de soldadura ($\approx 4,5 \cdot \pi \cdot 0,6 = 8,5 \text{ cm}^2$) es bajísima:

$$313 / 8,5 = 36,7 \text{ kgf mm}^2 \ll 8 \text{ kgf mm}^2. \quad \text{La}$$

tensión de tracción sobre el tubo es asimismo

$$\text{bajísima: } 313 / \pi \cdot 4,5 \cdot 0,25 = 0,90 \text{ kgf mm} \ll 10$$

Para una caldera industrial con placa de 25 mm, tubos de 76 mm centrados en una malla cuadrada de 100 mm, soldados conforme a la Fig. 5, se tiene

(iii)

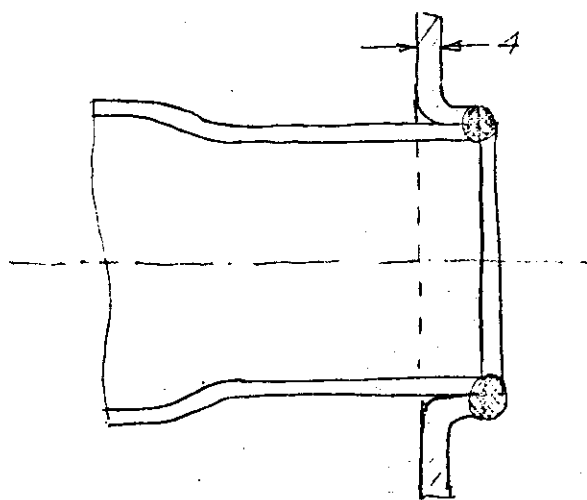
$$\left\{ \begin{array}{l} \text{presión admisible} \\ \text{en el paño} \end{array} \right\} \approx \frac{(25-1)^2 \cdot 100 \cdot \frac{20}{1,5}}{0,45^2 \cdot 65^2} = 900 \text{ kgf cm}^2 \gg 15 \text{ kgf cm}^2$$

(iv) Para una presión de diseño de 12 kgf cm^2 y considerando al tubo como un estay que resiste la presión ejercida sobre su área respectiva ($45,4 \cdot 12 = 545 \text{ kgf}$), la tensión sobre la sección de soldadura ($\approx 7,6 \cdot \pi \cdot 0,8 = 19 \text{ cm}^2$) es también bajísima: $545 / 19 = 28,7 \text{ kgf mm}^2 \ll 8^*$ permisible. La tensión de tracción sobre el tubo es asimismo muy baja: $545 / \pi \cdot 7,6 \cdot 0,3 = 0,76 \text{ kgf mm}^2 \ll 10^*$

(12) Werkstoff und Bauvorschriften für Dampfkessel.
Edición 1953.

III... para no hablar de los 21 kgf/mm^2 (fluencia) que serían necesarios para que se diera fragilidad caustica, por ejemplo.

Es evidente que tanto en el caso de las locomotoras, cuanto en el de las calderas industriales de hogar interior, la resistencia dista de ser elemento condicionante del diseño, por lo menos cuando se trata de uniones soldadas. Ello se explica por el proceso histórico, en el que la soldadura apareció como un elemento de hermeticidad que se sobrepuso a la construcción mandilada. De allí que la cosa esté en revisión, como que la literatura técnica de la industria química muestra diseños como el de la Fig. 6 (13)(14)(15)(16).



Escala 1:1

Fig. 7. Diseño de placa tubular para la industria química (13).

(13) WEISS, E.: "Steifigkeitsverhalten gelochter Platten mit aufgebördelten Lochrändern". Maschinentechnik 18, Heft 12, 624-628 (1967).

Ha de notarse que el tubo trabaja bajo una presión externa, lo que da lugar a tensiones de compresión y no de tracción, las que por otra parte son muy bajas. Para un tubo de locomotora de 51 mm de diámetro exterior y 2,5 mm de pared, con una presión de 16 kgf cm^2 , la tensión es de $16 \cdot 5,1 / 2 \cdot 0,25 = 1,63 \text{ kgf mm}^2$.

La tabla I muestra que la unión placa-tubo trabaja, en las calderas humotubulares, de un modo muy distinto al que se da en la unión domo-tubo o colector-tubo en las calderas acuotubulares,

(14) JUNG, H.: "Die Beanspruchung der Rohrböden von Wärmeaustachern". Chemie-Ing.-Techn. 42, 515-520 (1970).

(15) WEISS, E.: "Festigkeitsuntersuchungen an Wärmeübertragern mit Leichtbaurohrböden". Maschinentechnik 17, Heft 5, 249-254 (1968).

(16) SCHÖBEL, R.: "Rohrbündelwärmetaucher in Leichtbauweise durch geschweisste Ausführung". Schweisstechnik 15, Heft 4, 159-164 (1965)

Tipo de caldera:	HUMOTUBULAR	ACUOTUBULAR
Tensiones producidas por la presión del vapor en el tubo:	Muy bajas, de compresión.	Más altas, de tracción.
Tensiones producidas por la presión del vapor en la placa (o en el tambor):	Despreciables.	Muy altas, con fuerte concentración de tensiones en los agujeros, a las que se suman las propias de las deformaciones plásticas introducidas por el mandrilado.
Tensiones introducidas por el mandrilado (cuando lo hay):	Muy altas (más allá del límite de fluencia); tracción en la placa, compresión en el tubo; repetidas e irregulares. Puede darse también compresión en la placa.	Muy altas, como para las calderas humotubulares.
Tensiones térmicas:	Muy altas, con fatiga de bajo ciclo.	Usualmente bajas.
Efecto de la falta de la unión:	Nunca es peligrosa. O bien rápidamente el control del calentamiento de agua.	Muy peligrosa si aparecen fisuras en el tambor.

Tabla I. Comparación de la forma de las calderas humo y acuotubulares.

<p>Corrosividad del medio:</p>	<p>El proceso de evaporación determina importante incrementos en la concentración del agua junto al tubo y la placa y depósitos si hay huelgo entre tubo y placa. En el lado gas, las cenizas pueden ser corrosivas.</p>	<p>No hay concentración por evaporación. No hay corrosión significativa del lado gas.</p>
<p>Presiones de vapor</p>	<p>Hasta 25 kgf cm²</p>	<p>Hasta 100 kgf cm² y más</p>

Tabla I (continuación).

La moraleja que se deduce de lo comparación es que la filosofía con que debe tratarse el problema es muy diferente de la que se da con las calderas acuotubulares en las que los tubos trabajan a la tracción y la placa está sometida a tensiones muy altas cuando se la considera como membrana.

Las fisuras en una unión sólo mandrilada podrían explicarse intuitivamente diciendo que el calentamiento daba lugar a un aflojamiento de la unión por causa del estiramiento progresivo del material (que hoy llamamos "creep"). Pero, en una unión soldada, para que haya fuga es menester que se produzca una fisura.

PARA QUE HAYA FISURA, HAN DE HABER TENSIONES DE TRACCIÓN. ¿COMO APARECEN?

Aquí invitamos al lector a hacer una pausa que permita reflexionar sobre ese hecho capital, sobre el que nada hemos escuchado. e intentar, por su cuenta, pensar sobre los posibles mecanismos que conduzcan a la aparición de las fisuras antes de proseguir con la lectura del presente informe preliminar.

3.1 Descripción de la falla.

Por ser el caso que más interesa, la presente descripción se refiere al tipo de unión mostrada en la Fig. 4a; las distintas variantes serán asimismo consideradas. Una de las formas de falla es una fisura que aparece al pie del cordón de soldadura (Fig 8).

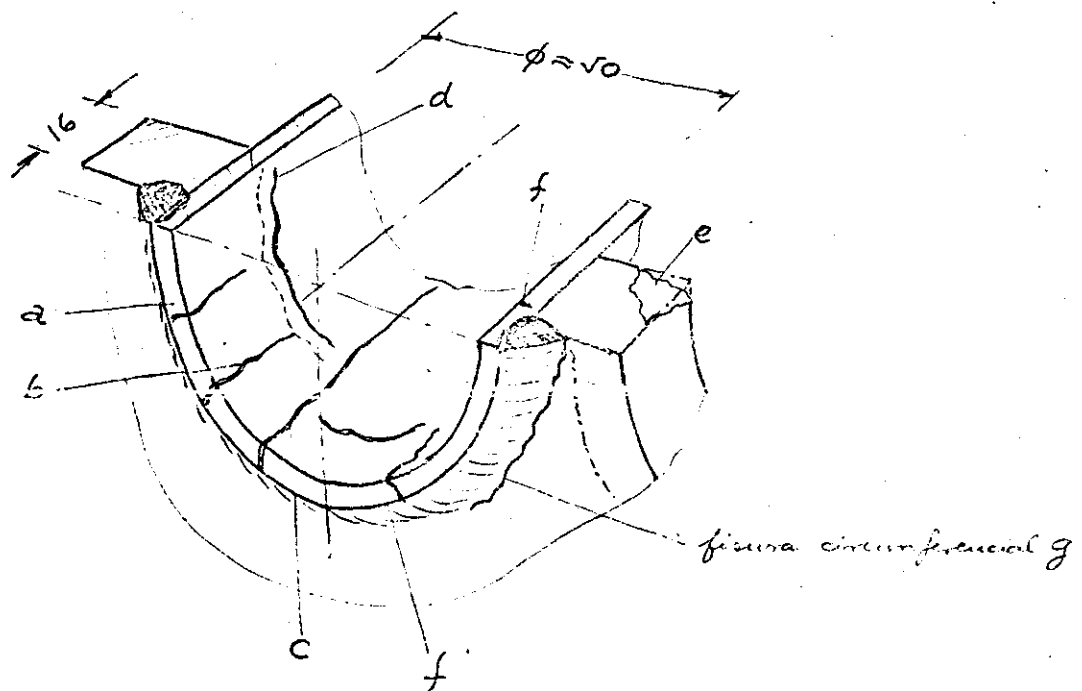
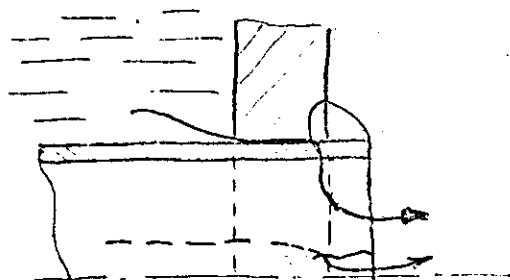


Fig 8. Fisuras que aparecen en el tubo y en la soldadura.

Obvio es que, si aparece una fuga por la soldadura, es porque la mandibuladura previa (si existió) la dejó pasar.

Otro tipo de fisura es el b (longitudinal al tubo). Esta suele originarse en el extremo a del tubo. A veces estas fisuras se extienden a lo... ///

III... largo del tubo por unos 10 cm (c). Las fisuras más cortas penetran más o menos hasta la mitad del espesor de la placa. Cuando sobrepasan la raíz del cordón de soldadura, aparece la fuga conforme se muestra en la Fig. 9,



Escala 1:1

Fig. 9. Mecanismo de la fuga que se da cuando una fisura de tipo longitudinal alcanza la raíz de la soldadura.

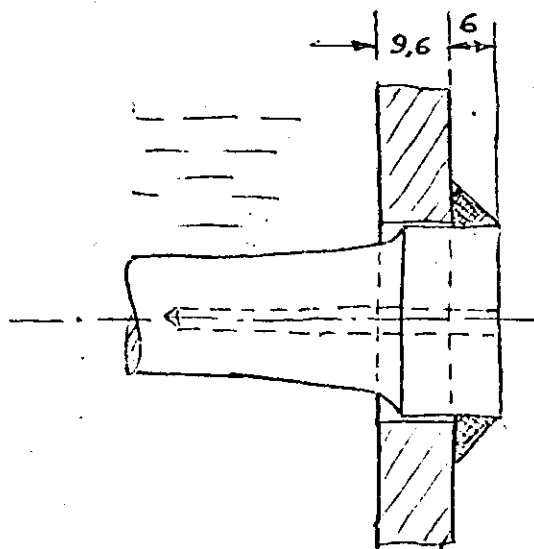
También aparecen a veces fisuras circunferenciales o cercanas a la cara lado agua de la placa. La clásica forma de fisuras en las placas consiste en una rajadura que se inicia en el borde lado agua de la placa (que usualmente tiene fuertes tensiones residuales remanentes del mandrilado, que se agravan con sucesivos remandrilados si se hacen) y progresa hasta unir dos agujeros contiguos (fisura e, Fig. 7)

Cuando las calderas están más o menos inautadas, las incrustaciones hacen de sello, al punto que es ya clásico el que la aparición de fugas en tubos, estays, costuras, etc. sea considerado un efectivo índice del éxito de un proceso de desincrustación instaurado sobre una caldera inautada.

Tambien a veces aparecen fisuras tales como la f. que son circunferenciales y que tienen su origen en la raiz de la soldadura; cuando progresan hacia afuera llegan a convertirse en las fisuras circunferenciales g.

En general, cuando las fugas son todavía incipientes, tienden a desaparecer cuando la caldera produce vapor. Este hecho es bien conocido en la práctica ferroviaria: cuando un maquinista va a hacerse cargo de una locomotora, le entregan la máquina "soplada" (con el fuego activo de modo que demarquen las válvulas de seguridad). La inspección que él hace en ese momento no revela "pérdidas de tubos", --- las que por supuesto aparecen "al primer cruce".

Las "rajaduras" de placas y tubos son tan viejas como la locomotora misma y son reparadas por soldadura. Ellas son aparentemente similares a las que se dan en la unión estay placa, lo que seguramente ha inducido a TROSS a extender su exitoso sistema de estays soldados sin rosca y con juego en la chapa (Fig. 10) a la unión tubo-placa (Fig. 46).



Escala 1:1

Fig. 10. Estay TROSS sin rosca. (Alemania, Argentina) (9)

Las fugas en estays toman dos formas (Fig. 11)
 y se disponen en forma "radial" conforme lo
 muestra la Fig. 11.

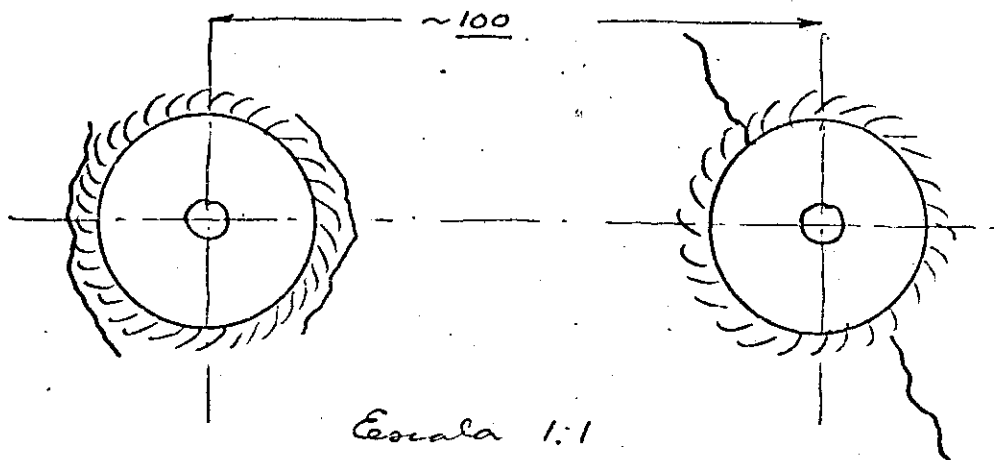


Fig. 11. Formas que asumen las fisuras en las
placas laterales de los hogares de locomotora.
 (S/TROSS, (9)).

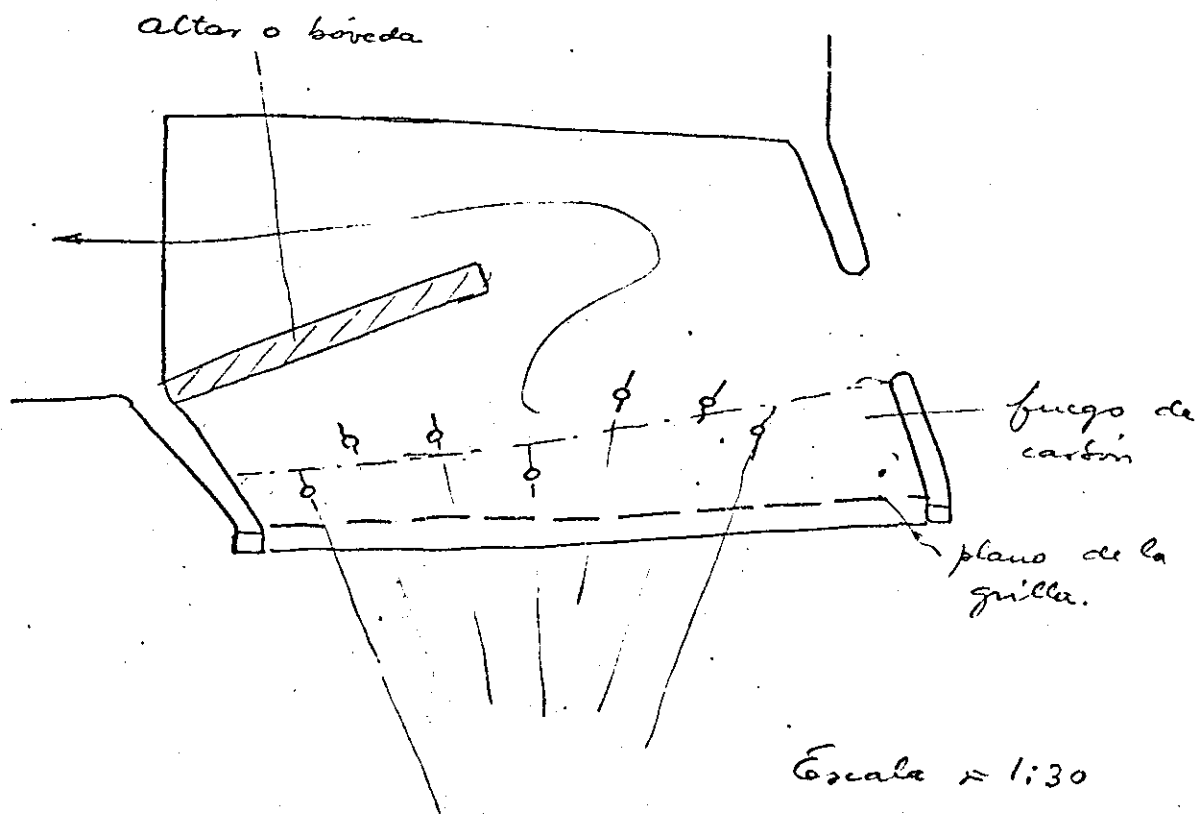


Fig. 12 Fisuras en las placas laterales de los hogares
de locomotora alrededor de los estays S/TROSS (9)

Dado que tales estays soldados se colocan también en calderas remachadas, no existe para ellos recocido distensionante.

A veces se encuentran signos, en las locomotoras por lo menos, de que el material ha sido sobrecalentado más allá de 450°C conforme lo muestra la esferoidización de la pedita, por ejemplo. Esto no se debe a insuficiencia de la transmisión de calor lado agua, ya que, de superarse el punto de flujo máximo de calor transmisible por ebullición (que como se sabe está en unos $2 \cdot 10 \text{ kcal m}^{-2} \text{ h}^{-1}$ para las presiones usuales de 10 a 20 at), el conjunto se quemará conforme lo muestra la clásica curva de NUKIYAMA (Fig. 13)

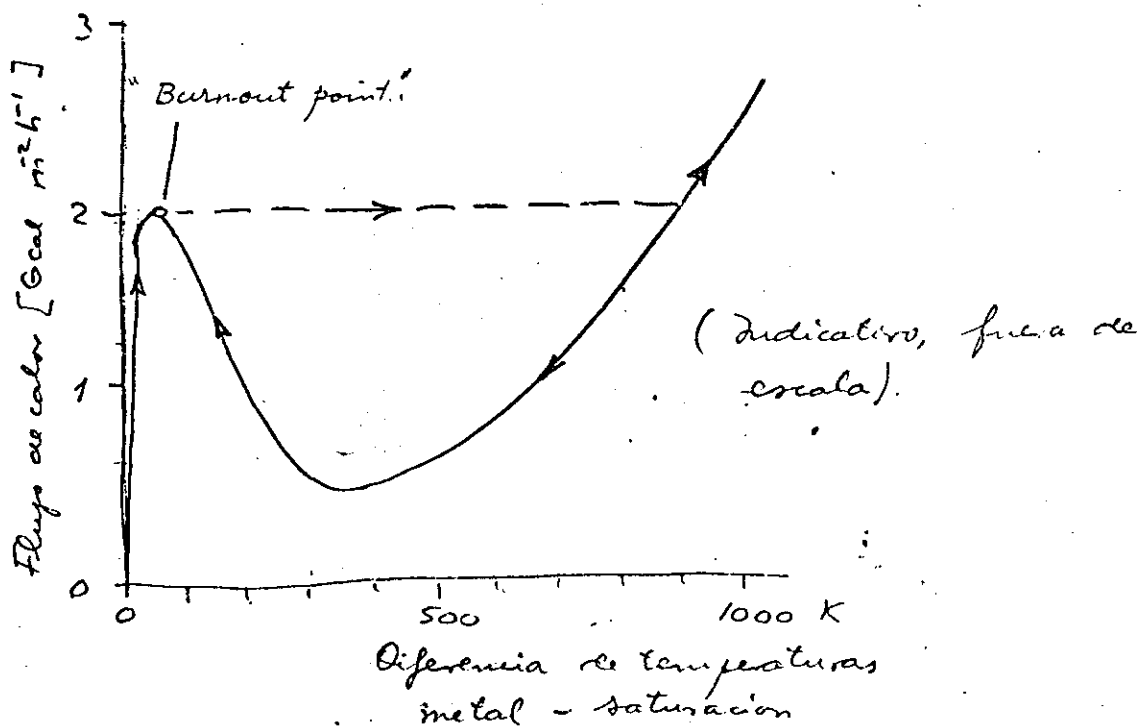


Fig. 13. La transmisión de calor conforme a la clásica curva de NUKIYAMA para ebullición.

Dado que, como se ha visto, las tensiones producidas por la presión del vapor son muy bajas, el conjunto puede soportar muy altas temperaturas sin que ocurra una falla catastrófica, como se da, por ejemplo, en un tubo de caldera acuotubular con deficiente circulación. LA ALTA TEMPERATURA DE METAL QUE A VECES ACUSA EL ANÁLISIS METALOGRAFICO SE DEBE, PUES, A OTRA CAUSA.

3.2 Mecanismo de la falla.

Con referencia exclusiva a las uniones placa-tubo que comportan soldaduras (es decir dejando de lado las puramente mandriladas) se postula que las tensiones de tracción necesarias para producir las fisuras se deben a un mecanismo de fatiga de bajos ciclos ("low cycle fatigue"). Las tensiones son de origen térmico y derivan de la caída de temperatura que necesariamente se da cuando existe un flujo de calor a través del metal del de la placa y del tubo. Las alternancias derivan de las variaciones de carga (producción de vapor) de la caldera y si los picos de tensión locales superan la capacidad del material para soportarlos, se producirán fisuras. Este proceso se acelerará si el medio es corrosivo, si el material es inapropiado, si la ejecución comporta fallas, si el diseño es incorrecto, si la operación es otra que la pensada por el proyectista de la caldera y el sistema de combustión, si se dan abusos, si hay incrustaciones de significativo espesor, si las soldaduras no están hechas conforme a las reglas del arte, etc.

Tal es el mecanismo de falla que, luego de ser descrito cualitativamente, debe ser puesto en números coherentes con la experiencia que universalmente se da sobre fatiga para que sea aceptable y conduzca a la solución del problema planteado. El presente informe preliminar pretende mostrar, mediante cálculos de primera aproximación, que el mecanismo postulado es por lo menos verosímil y razonable. Es decir: que, aun en los casos "normales" en los que no se dan por lo menos los abusos anteriormente ...///

III... anotados, las tensiones cíclicas de tracción se corresponden con las de resistencia de los materiales en forma de explicar la aparición de fisuras. Alcanzado este grado de prueba, (i) podrá por lo menos definirse la dirección en la que habrán de mejorarse los diseños, y (ii) podrá organizarse una encuesta técnica de mayor profundidad que incluya determinaciones y simulaciones experimentales.

No se tiene conocimiento de que el presente enfoque haya sido expuesto en la literatura técnica. En embargo se apoya en la filosofía de la respuesta técnica que, por medio de TROSS (9), Alemania dio al problema del alto mantenimiento de las calderas de las locomotoras de sus ferrocarriles. Digno es de notarse que esta respuesta fue distinta de la americana, francesa o inglesa para el mismo problema: el tratamiento de agua. Dichos sea de paso, por supuesto, ambos enfoques se complementan!

3.3 Tensiones térmicas.

Cuando la chapa P de un recipiente cualquiera, que contiene agua de un lado, recibe calor por el otro, se establece un flujo térmico que a su vez se acompaña con una caída de temperatura a través del espesor (Fig 14). Si la

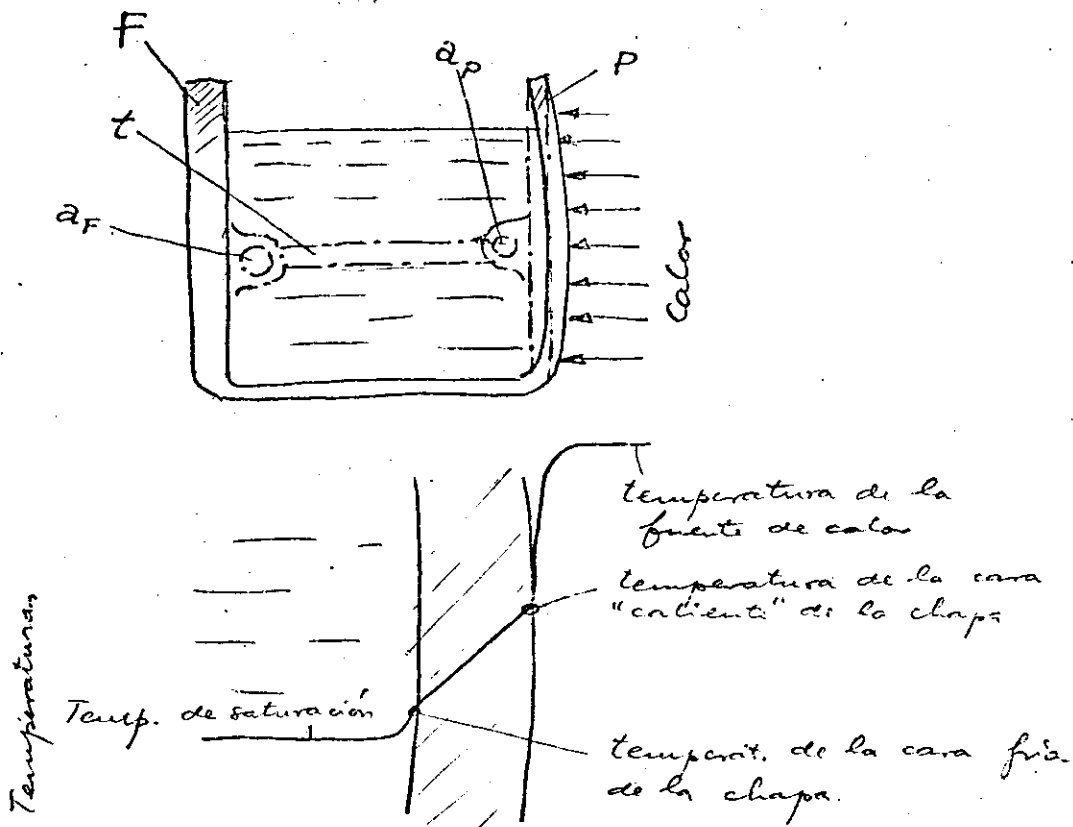


Fig. 14. Deformaciones en una chapa calentada.
por una de sus caras.

III--- chapa es libre, se deformará en forma esférica sin que en ella se generen tensiones térmicas. Si en cambio se ve contenida a mantener su posición y forma original, aparecerán tensiones térmicas: tal se daría, por ejemplo si se establece un vínculo t con la pared de enfrente F (Fig 14) y---

III-- si la misma es muy rígida en comparación con la pared P. En la Fig 15, el vínculo t ha sido dibujado con articulaciones a_p y a_f en cada extremo, pero puede no tenerlas (empotrado). Puede darse también una situación intermedia en la cual la placa F tenga la misma rigidez que la placa P, en cuyo caso ambas se deformarían (si están vinculadas) la mitad de lo que correspondiera a la deformación libre de la placa F (Fig. 14).

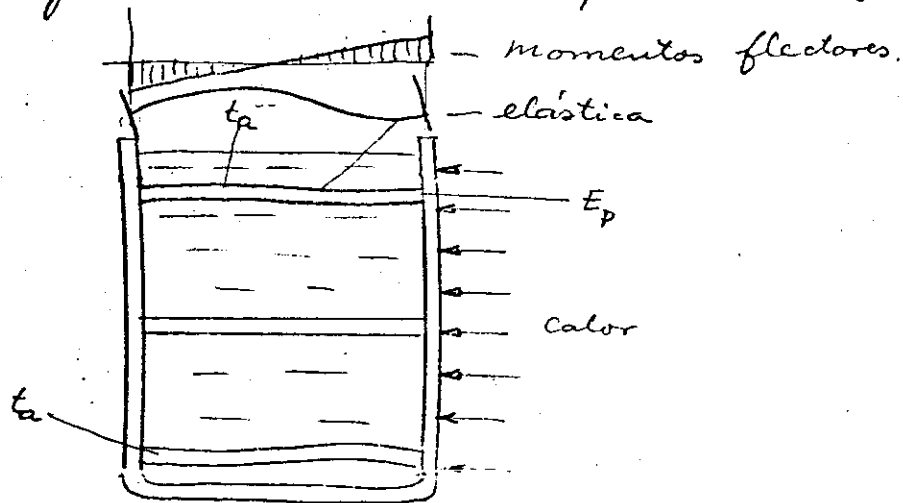


Fig. 15. Deformaciones de las placas vinculadas con vínculos elásticos empotrados.

Si los vínculos son elásticos, al estar empotrados mantendrán su ángulo respecto de las placas. Los vínculos del centro permanecerán con su forma original, pero los más alejados t_1 se deformarán según una elástica en forma de S acostada con el correspondiente diagrama de momentos que se indica en la figura y cuyos máximos corresponden a los empotramientos.

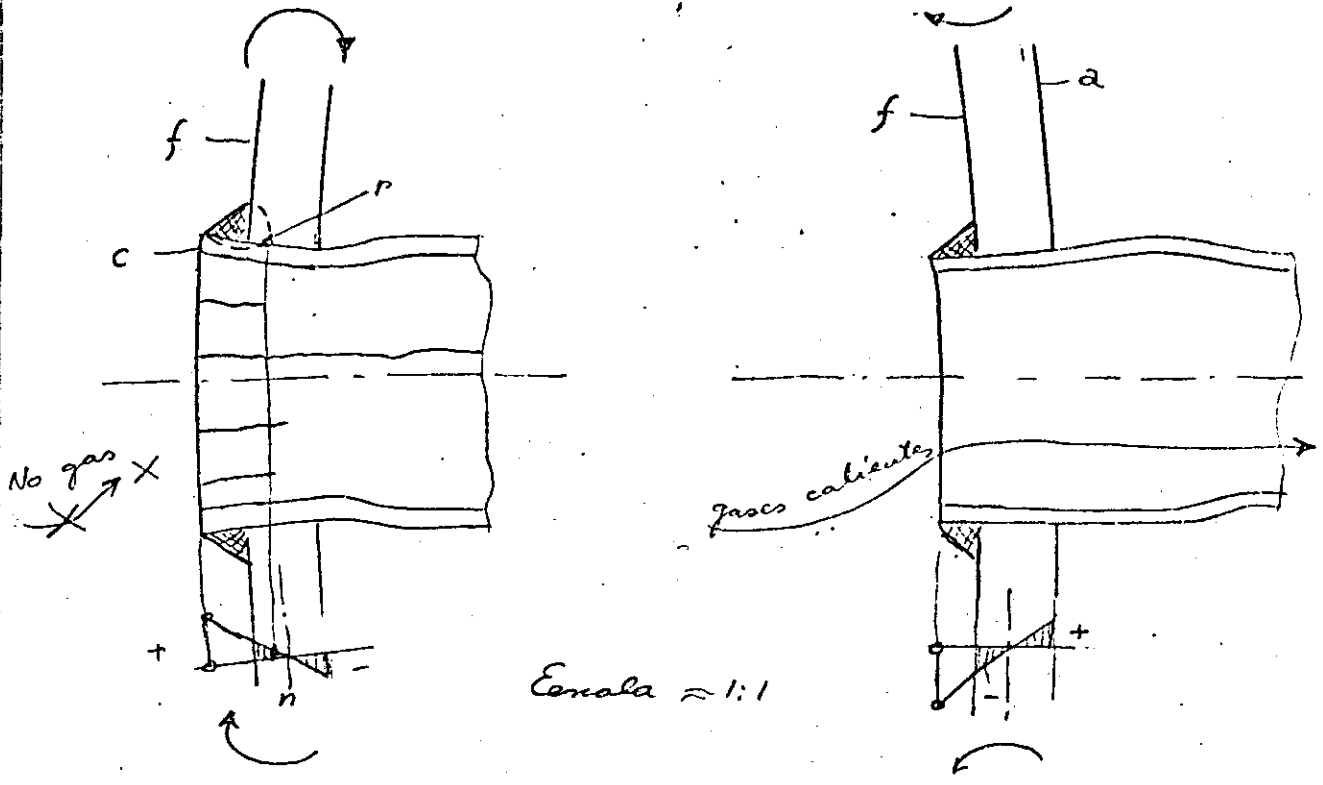
El juego de calentamiento puede ser cíclico, con lo que las tensiones ya caerán dentro de lo que se llama fatiga, sufriendo naturalmente más el --- III

III... empotamiento E_p porque la resistencia de su material puede estar disminuida si trabaja a mayor temperatura.

Ya se había adivinado que si los vínculos son huecos y el calor es aportado por un flujo de gases que golpea sobre la placa P, se tiene una caldera humotubular. En el caso de las locomotoras, la placa F (extremo caja de humos) es más rígida que la placa P ("trasera", extremo hogar). La situación se complica si los vínculos a su vez se dilatan, etc. de modo que cada caso ha de estudiarse en particular. Las tensiones resultantes de los momentos de empotamiento, que se suman a las residuales propias del proceso de mandrilado, podrían explicar las fisuras circunferenciales de tipo d (Fig 8).

Si la placa P no puede deformarse, aparecerán en ella las tensiones correspondientes a las deformaciones constreñidas, las que equivalen a las que se darían en el estado de carga correspondiente al indicado en la Fig. 16. El estado indicado en la Fig. 16b corresponde a la situación "caliente", (es decir cuando el flujo calorífico es máximo y por ende la producción de vapor); en él se dan compresiones en la cara f que recibe el impacto de los gases calientes o de la llama viva (locomotoras) y tracciones en la cara a, lado agua. Las compresiones no conducen a fisuras, pero si las tracciones, las que se dan en un medio que puede o no ser agresivo dado que, junto al metal, existe una fuerte concentración de sales disueltas (17). Esas fisuras --- III

(17) HÖMIG, H.E.: "Physiokhemische Grundlagen der Speisewasserchemie", 2 Aufl. VULCAN Verlag Dr. W. CLASSEN, Essen 1963.



(a) fuego apagado.

(b) máxima vaporización.

Fig 16. Estados de carga correspondientes a fuego apagado y máxima vaporización.

///... ocurren (naturalmente) en el lugar en el que la concentración de tensiones es mayor (es decir en el borde del agujero donde el espesor de la malla es mínimo) y progresan, una vez iniciadas, hasta el agujero más próximo.

La figura 16a se refiere a la situación "fría", es decir cuando la producción de vapor ha cesado. Aparecen tracciones en la cara f y compresiones en la cara a. Esas tensiones son algo menores en la primera que en la segunda dado que la fibra neutra n se encuentra algo desplazada hacia la cara f a causa del refuerzo que comporta la soldadura y el extremo sobresaliente de los tubos. Las tensiones son biaxiales y de igual magnitud, tanto en el plano del dibujo cuanto en el perpendicular a él, de modo que los agujeros y las distintas secciones del tubo permanecen redondos (sólo en primera aproximación). Por ello aparecen fisuras que se inician en el borde c, más alejado de la fibra neutra, en el que las tensiones (conforme al diagrama indicado) son máximas; progresan luego hasta llegar aproximadamente al plano de las fibras neutras, bien que algunas, por causas por el momento no esclarecidas, avanzan más, como ya se ha dicho.

Si bien la figura muestra un juego de tensiones de igual valor alrededor de una supuesta posición media, la realidad es que la placa empieza su trabajo bajo un esquema de muy fuertes tensiones residuales producidas por las contracciones derivadas de las soldaduras; de modo tal que las tracciones sobre la cara f y, en particular, sobre el borde c del tubo, son muy elevadas, amén de...///

///--- Los picos que resultan de toda suerte concen-
tración de tensiones propias de la soldadura. Por
ello, la experiencia ha consagrado el empleo de
materiales muy dúctiles.

La presencia de fuertes tensiones residuales
conporta un "trabajado frío" ("cold working") que
reduce la capacidad del material a la fatiga, o
sea la amplitud de las oscilaciones admisi-
bles. Esto se ilustra en forma intuitiva en la
clásico diagrama de la Fig. 17. En la misma ---///

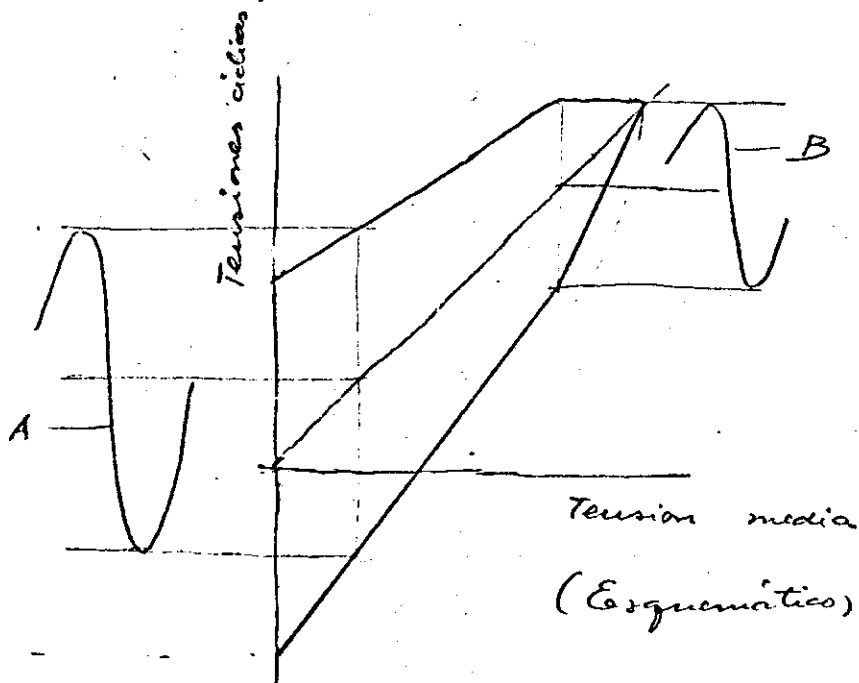


Fig 17. Diagrama de fatiga.

///--- se ve que el la amplitud del ciclo B es sensible-
mente menor que la del A.

Un punto muy sensible es el de la raíz r de
la soldadura. Por el momento, baste decir que
se trata de un lugar inaccesible, verdadero talón
de Aquiles de la unión; allí existe una fuerte
concentración de tensiones, escorias, poros, etc. Conforme
lo muestra el diagrama de tensiones de la Fig 16 a,
--- ///

III... las tensiones nominales, son menores que las que se dan, por ejemplo, en el borde c, pero los factores desfavorables que se acaban de enunciar tienen una influencia muy negativa. Dependiendo de la forma en como el mandilado puede asegurar o no el contacto entre tubo y chapa, en el caso en que tal contacto se pierda se dará un juego de apertura y cierre de la raíz de la soldadura que fatalmente progresará hacia afuera a lo largo de la (frágil) zona que está entre el material de aporte y el de base; y hacia adentro a través del material base del tubo que ha sido afectado por el calentamiento. Cabe anotar que las tensiones nominales en la raíz de la soldadura son tanto mayores cuanto más alejada esté ésta de la fibra neutra, SITUACIÓN QUE SE AGRABA CUANTO MAYOR ES EL ESPESOR DE LA CHAPA.

En términos generales, la amplitud de las oscilaciones de fatiga en un punto crítico cualquiera respondería a la siguiente expresión aproximada (se excluyen fisuras del tipo d, Fig. 8):

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Amplitud de} \\ \text{la oscilación} \\ \text{de tensión} \end{array} \right\} \approx \text{cte.} \left\{ \begin{array}{l} \text{flujo calórico} \\ \text{local} \\ \text{[kcal m}^{-2} \text{h}^{-1}] \end{array} \right\} \cdot \left\{ \begin{array}{l} \text{espesor de} \\ \text{la placa} \\ \text{[mm]} \end{array} \right\}.$$

$$\cdot \left\{ \begin{array}{l} \text{distancia del} \\ \text{punto a la} \\ \text{fibra neutra} \\ \text{[mm]} \end{array} \right\} \cdot \left\{ \begin{array}{l} \text{factor de} \\ \text{concentración} \\ \text{de tensiones} \\ \text{[-]} \end{array} \right\}^{0,6}$$

A su vez se puede poner, tentativamente, para el flujo calorífico local:

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{flujo calorífico} \\ \text{local} \\ [kcal\ m^{-2}\ h^{-1}] \end{array} \right\} \approx cte \left\{ \frac{\text{masa de gas por segundo } [kg\ s^{-1}]}{\text{sección de paso de gas } [m^2]} \right\}^{0.6}$$

$$\cdot \left\{ \frac{1}{\text{diámetro de los tubos}} \right\}^{0.4}$$

$$\cdot \left\{ \begin{array}{l} \text{Carga del hogar en la} \\ \text{zona a que corresponde} \\ \text{la llama } [kcal\ m^{-2}\ h^{-1}] \end{array} \right\}^{0.3}$$

$$\cdot \left\{ 1 + cte \left[\begin{array}{l} \text{opacidad de} \\ \text{los humos } [\%] \\ \text{(petróleo, carbón)} \end{array} \right] \right\}$$

Esa amplitud debe ser igual o menor que la de las tensiones admisibles en el material, para las cuales también puede proponerse una expresión aproximada como la que sigue:

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Amplitud de} \\ \text{la oscilación} \\ \text{de tensión} \\ \text{admisable} \end{array} \right\} \approx \text{cte} \cdot \left\{ \begin{array}{l} \text{resistencia} \\ \text{del material} \\ \text{a la tracción} \\ [kgf\ mm^{-2}] \end{array} \right\}^{0.5} \cdot \left\{ \text{cte} - \left[\begin{array}{l} \text{tensiones} \\ \text{residuales} \\ [kgf\ mm^{-2}] \end{array} \right]^2 \right\} \cdot \left\{ \begin{array}{l} \text{Factor de} \\ \text{corrosión} \\ \text{del medio} \\ < 1 \\ [-] \end{array} \right\} \cdot \left\{ \begin{array}{l} \text{Cantidad de} \\ \text{ciclos permi-} \\ \text{sible hasta} \\ \text{la falla} \end{array} \right\}^{-\frac{1}{3}}$$

Las precedentes expresiones han sido probadas, por el momento, sólo para las locomotoras y no pretenden mostrar más que un pantallazo sobre los fenómenos conforme se desprende de los primeros cálculos. El lector ya puede, por sí mismo, sacar conclusiones cualitativas por lo menos orientativas de una mejora en el diseño y la operación.

3.3.1 Transmisión de calor por convección.

Por las razones expuestas en la introducción, lo que sigue ha sido elaborado con referencia al problema de las locomotoras del FC Rio Turbio. Oportunamente ha de agregarse un análisis similar para las calderas industriales que presenten similar interés.

Un punto esencial es que los coeficientes de transmisión de calor por convección son muy altos en la entrada de los tubos en comparación con los que se dan en zonas alejadas de la misma. Esto ocurre así porque justo en el centro del paño entre tubos se forma una capa límite muy fina, aún en el efecto de la turbulencia que ya traen los gases y de la que se genera por causa de los remolinos que provoca el borde de entrada filoso, no abocinado. El flujo de calor es además muy intenso dadas las grandes diferencias de temperatura.

El apéndice A3 detalla y explica los cálculos de la transmisión de calor por convección para el caso de las locomotoras nombradas.

Dos esquemas pueden darse tanto para el flujo cuanto para la transmisión de calor según la entrada tenga bordes romos o filosos (Figs. 18 y 19). En el caso de una entrada de borde romo (tal que se acerca la forma común mostrada en la Fig. 2, incluso con soldadura de sellos), tanto la capa límite aerodinámica cuanto la térmica empiezan a formarse en el punto 2 en el centro del paño entre tubos. Esta capa límite crece en espesor hasta que, lejos de la entrada, alcanza el centro del tubo para continuar luego con lo que se llama "flujo turbulento plenamente desarrollado". No existe separación y, en consecuencia, "reatachment". El flujo calorí...///

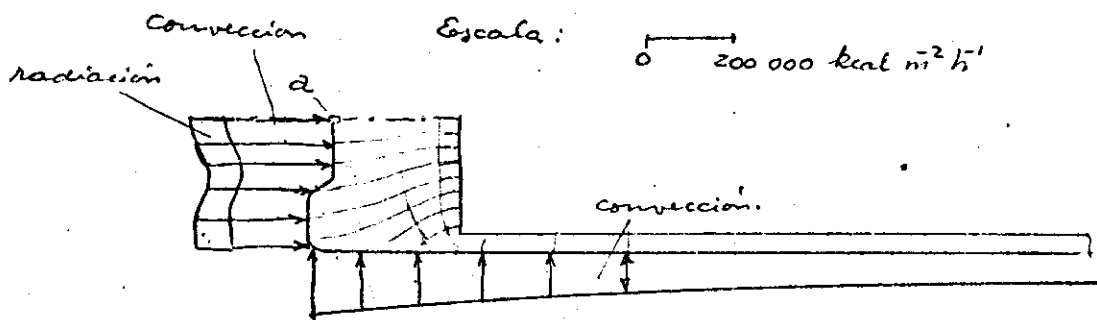
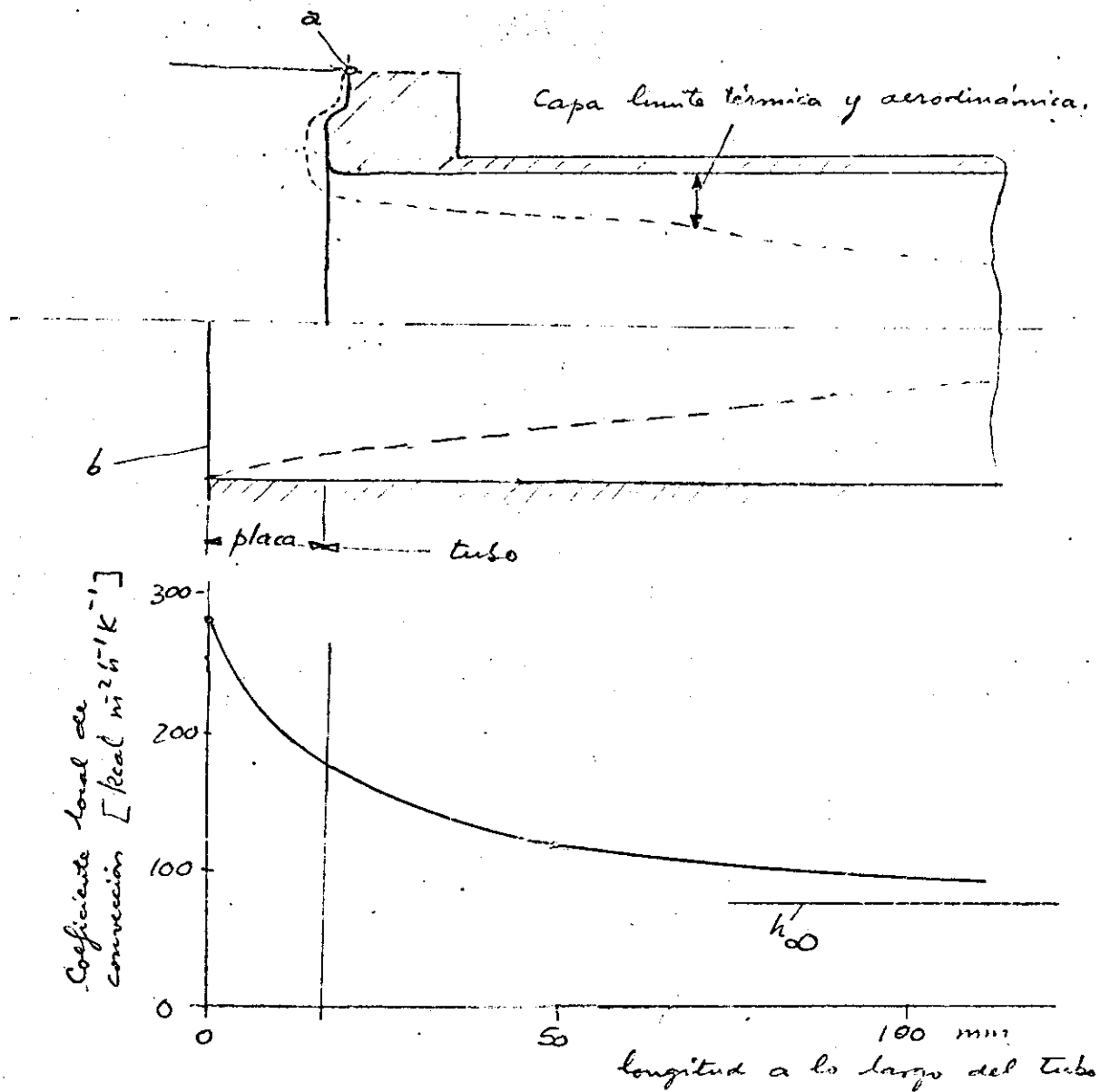
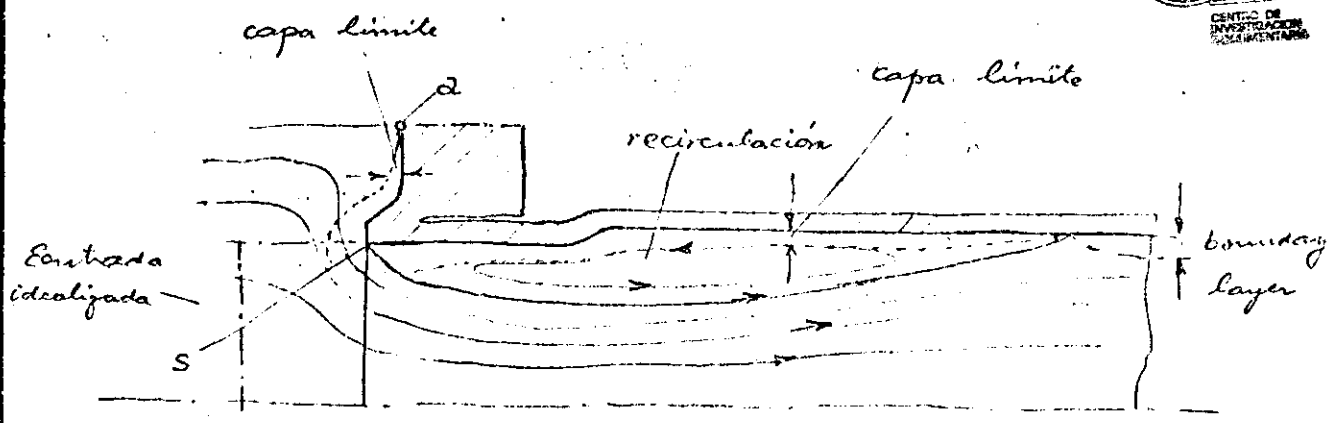


Fig. 16. Transmisión de calor por convección para tubos de bordes redondeados, placa no incrustada.



Coefficiente local de transmisión
 $[kcal\ m^{-2}\ h^{-1}\ K^{-1}]$

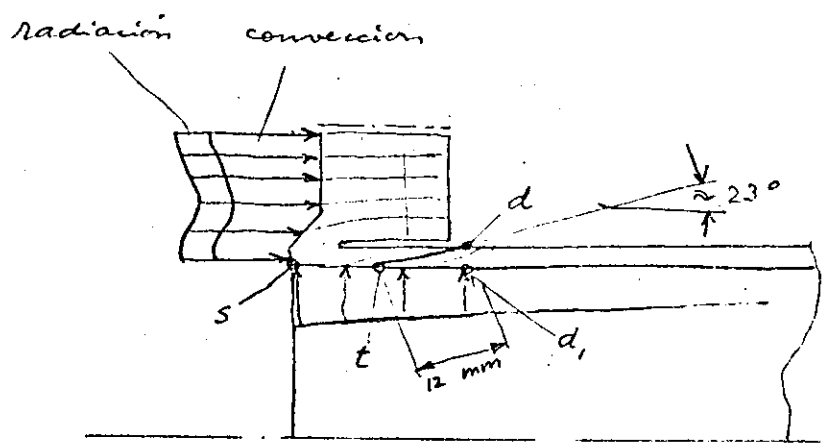
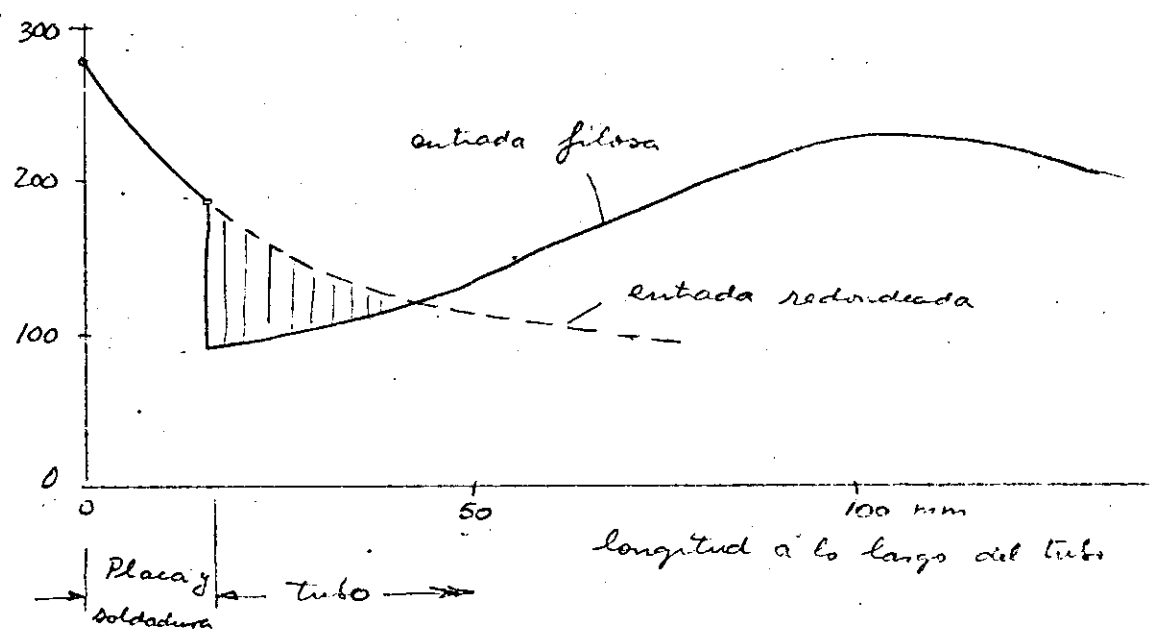


Fig. 19. Transmisión de calor para tubo de bordes filosos.

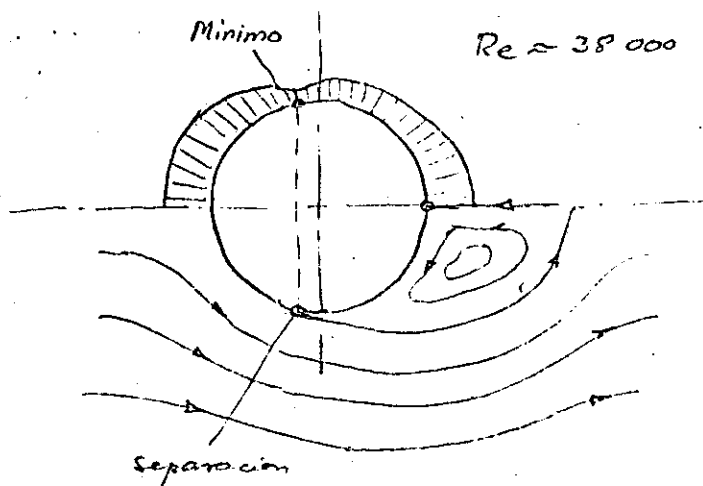


Fig. 20. Transmisión de calor y líneas de corriente
alrededor de un cilindro.

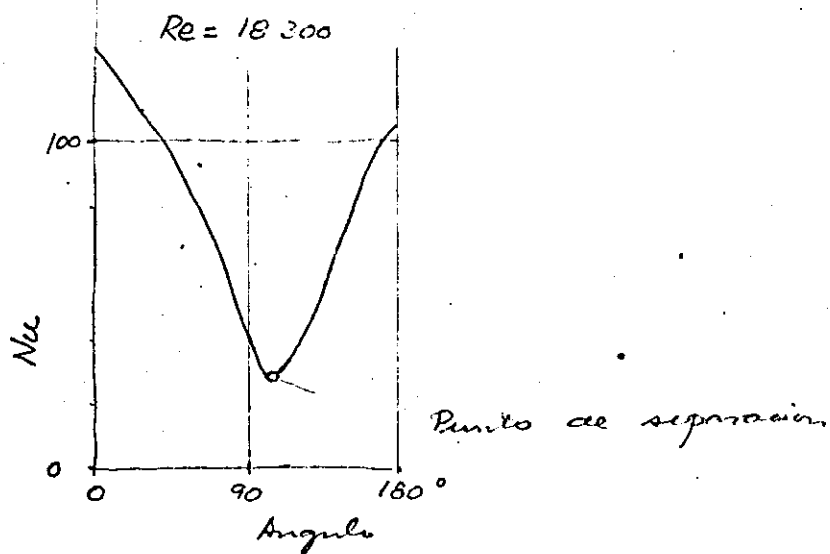


Fig. 21. Transmisión de calor alrededor de un tubo de la
primera fila de los tubos de un intercambiador.
(THOMSON et al (21).

El coeficiente es muy alto. Los coeficientes de transmisión de calor pueden ser calculados, en primera aproximación, como si se diera un perfil uniforme de temperatura y velocidad en una entrada idealizada $b(20)$.

En el caso de una entrada filosa como la de la Fig 4, el borde determina la bien conocida separación y el readhesión (Fig. 19). Aparece una zona de recirculación con su correspondiente punto de readhesión r . En este punto r se inician dos nuevas capas límite en las dos direcciones como ilustra la Fig. 19. En el centro de la placa se forma una capa límite igual que para el caso de borde romo.

En ambos casos hay un mayor trabajo mecánico gastado por unidad de longitud de tubo en comparación con el que se da lejos de la entrada. Cabe esperar que este mayor trabajo se traduzca en mayores coeficientes de transmisión de calor, aun cuando no proporcionalmente (18)(19). Sin embargo este incremento se extiende sobre toda la región aguas abajo en la cual la influencia de las condiciones iniciales se siente todavía y, como en el caso de borde filoso, se da...

(18) DAVIES & AL-ARABI; "Heat transfer between tubes and a fluid flowing through them with varying degrees of turbulence due to entrance conditions".
Proc. Inst. Mech. Engineers - - - - -, 993-1006.

(19) PORTA, L.D. "Heat transfer in container of any arbitrary form" (no publicado).

(20) DEISSLER, NACA TN 3016 (1953).

III-- una mayor pérdida de trabajo mecánico, resultan mayores coeficientes medios de transmisión de calor sobre los primeros diámetros de longitud de tubo. Como ha mostrado FILETTI & KAYS (23), el coeficiente local de transmisión de calor tiene un máximo que es 3 a 5 veces mayor que el que se da en el infinito; este máximo ocurre en el punto de readhesión r . También cabe esperar un mínimo en el punto de separación s : el flujo es análogo al que se da exteriormente a un cilindro (22) (Fig 20) o en los tubos de la primera hilera de un intercambiador de calor (21), Fig 21. El flujo que se inicia en el punto a (centro del campo entre tubos) es también muy similar al que se da en el caso de una placa golpeada de frente por una corriente.

Se está, en consecuencia, en una posición que permite el cálculo de los varios coeficientes locales de transmisión y, por lo tanto, los respectivos flujos de calor.

La temperatura del gas no es uniforme sobre una sección de la corriente. Se puede calcular ---//

(21) THOMPSON et al.: "Variation of heat transfer rates around tubes in cross flow". Proc. General Disc. Heat Transfer / Mech E & ASME, New York 1951, 177-180 & discussion.

(22) VDI-Wärmeatlas, edición 1953, fig 14, blatt A 11.

(23) FILETTI, E.G. and KAYS, W.M.: "Heat transfer in separated, reattached and redevelopment region behind a double step at entrance to a flow duct". ASME Journal of Heat Transfer, May 1967, 163-168.

III-- una temperatura promedio aplicando una forma modificada de la bien conocida equación de HUDSON-ORROK (24) que se utiliza con éxito en cálculos de primera aproximación. Pero, conforme es bien sabido en la técnica general de calderas, las temperaturas son mayores en el centro de la corriente (o algo más abajo por causa de la bóveda deflektor). Esto se debe a que las partes exteriores de la llama pierden calor más fácilmente por estar más cerca de las superficies receptoras de calor.

En este orden de cosas cabe señalar la importancia de una buena longitud de bóveda conforme lo señala CHAPELON en varios de sus escritos.

Un factor que también afecta la transmisión de calor por convección es la persistencia de la combustión en fase gaseosa cuando la corriente llega a la placa tubular. Ninguna locomotora en el mundo puede dar una satisfactoria producción de vapor si el hogar no está completamente lleno con llamas "macizas", opacas, que hacen buen contacto con las "paredes de agua". Y esto es también en cierto modo válido para el momento en que la llama entra en los tubos. Esto honrará a otros ingenieros no familiares al campo de las locomotoras, pero ha sido así desde hace más de un siglo y está bien. La diferencia es que la convección es reforzada por la reacción química (la "convection vive" de M. VERON).

Según se ilustra en el Apéndice A3, el coeficiente local de transmisión de calor --- III

(24) Mc ADAMS: "Heat Transfer, Mc Graw Hill, 3ª edición, New York.

III... que corresponde al ejemplo considerado varía conforme se indica en la Fig. 18 (entrada redondeada) en tanto que la Fig. 19 muestra la variación para el caso de los bordes vivos (Alemania, Fig 4). Como se desprende de las experiencias de EDE y de FILETTI & KAYS (23), la forma de la curva que da el coeficiente de transmisión local es diferente para ambos casos: cuando el borde es filoso se da una sensible reducción del flujo calorífico en la zona en que el tubo y la placa están en contacto, lo que se traduce en una modificación del mapa de isotermas. La parte correspondiente a la placa queda sin cambios.

En términos generales, los coeficientes de transmisión de calor en la región de entrada del tubo varían con la potencia 0,6 del flujo de gas (en $\text{kg m}^{-2} \text{s}^{-1}$).

3.3.2 Transmisión de calor por radiación (locomotoras).

Con referencia a la Fig. 22, que representa un típico hogar de locomotora con la combustión "a la gasógena" desarrollada por el autor, puede dividirse el espacio de combustión en fase gaseosa en tres zonas. La zona A, debajo de la bóveda

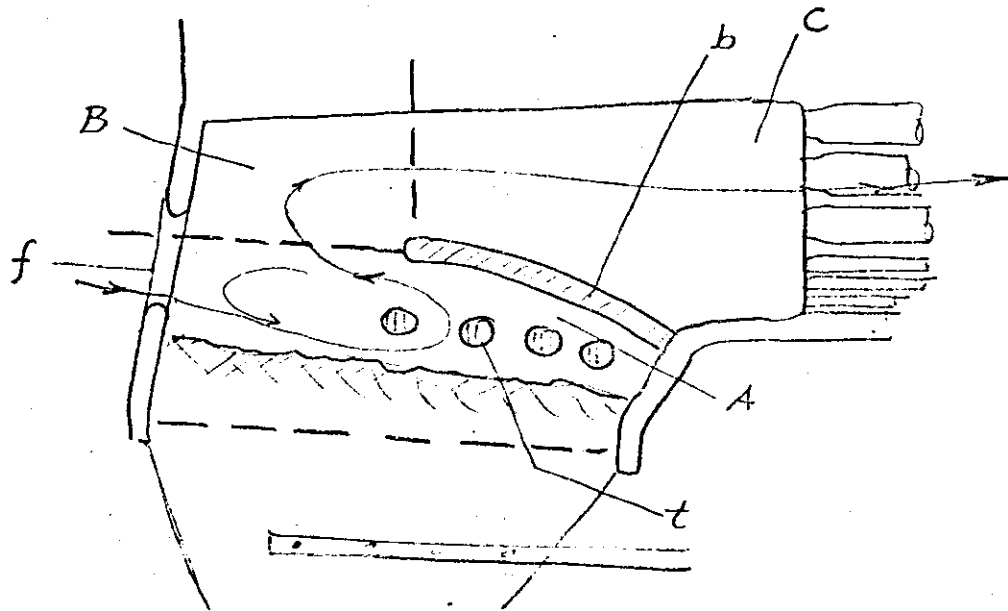


Fig. 22. Relativa a la transmisión de calor por radiación en un hogar de locomotora con combustión a la gasógena.

///--- deflectora b, en la cual los chorros de aire secundario que entran por las entradas de aire de costado t y por la puerta de carga f inducen una fuerte recirculación bajo la turbulencia que resulta de la alta velocidad del aire secundario. La temperatura de la llama es muy alta en esta zona, y la transmisión de calor también, dada la pequeñez de la superficie de calefacción que puede ser vista por la llama: La emisividad de la llama es también ---///

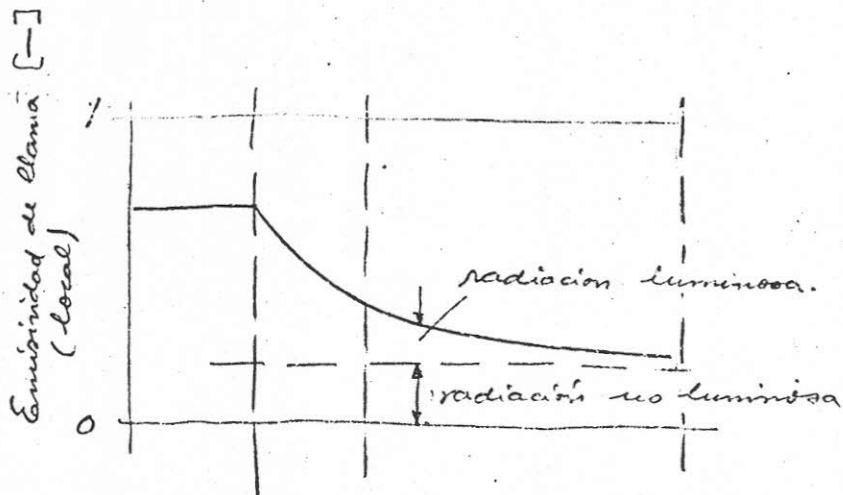
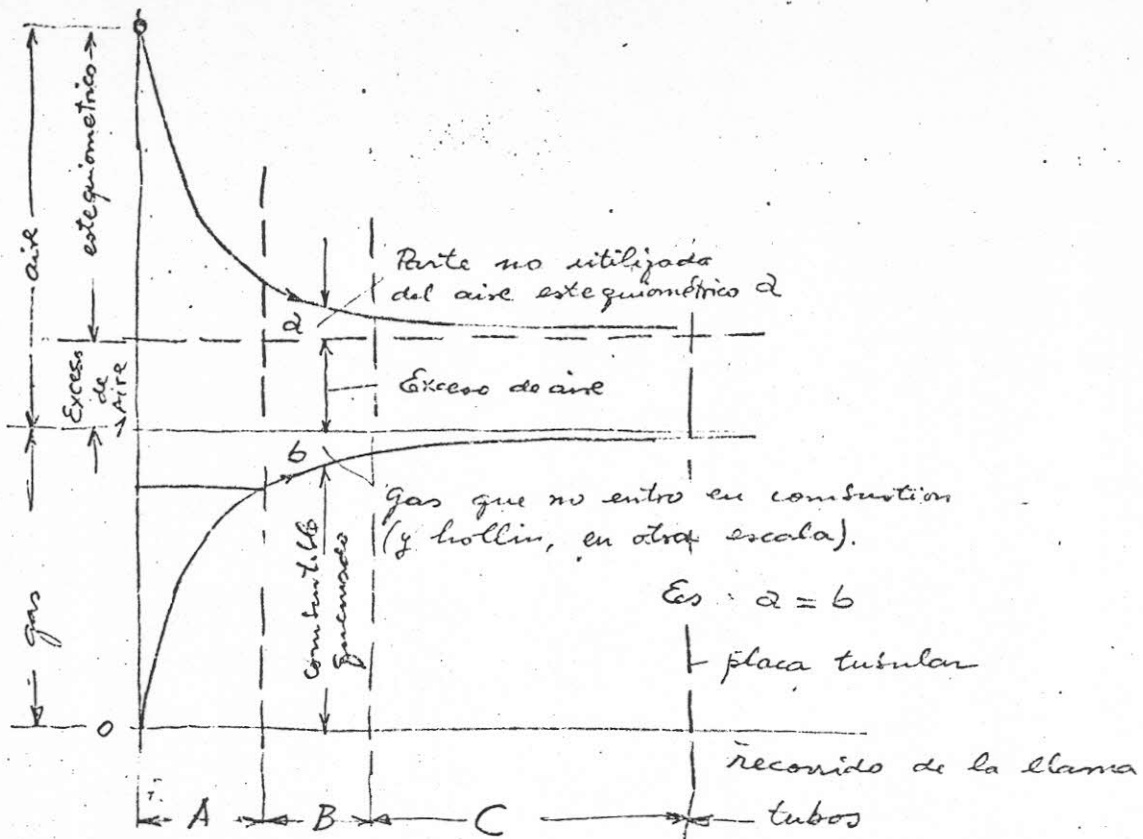


Fig. 23. Combustion en fase gaseosa y radiación a lo largo del recorrido de la llama.

III... muy alta dado que la cantidad de hollín que proviene del lecho de combustible es también grande.

La zona B se llena también con una llama densa, pero que no es tan opaca ni tan caliente como la de la zona A, en tanto que poca, si es que hay, recirculación existe. Dado que la combustión en fase gaseosa procede, en su proceso de completamiento a lo largo su camino hacia la placa tubular, como si fuera una reacción de primer orden (Fig. 23), la emisividad de la llama se reduce del valor de 0,6 a 0,7 (que se da en la zona A) a aproximadamente 0,2, valor que corresponde a los gases no luminosos.

Esto es así porque la combustión del hollín, condicionada por el proceso de mezcla, se hace a una velocidad no muy diferente de la de los componentes gaseosos. De hecho, la zona A puede ser considerada como un reactor homogéneamente agitado ("well stirred reactor") en el cual un 80% del calor disponible en fase gaseosa se libera, en tanto que las zonas B y C pueden ser tratadas como reactores lineales ("plug flow reactors").

A diferencia de la combustión normal, en la cual una parte importante del calor transmitido por radiación se origina en un lecho de fuego a muy alta temperatura, en el caso de la combustión a la garofoena ese lecho no sólo "no emite" sino que recibe calor radiado por la llama dado que su temperatura en la parte superior no va más allá de los 1000°C . Esto es: mucho menor que la temperatura reinante en la zona A ($\approx 1400^{\circ}\text{C}$). (Recordar la ley de las cuartas potencias).

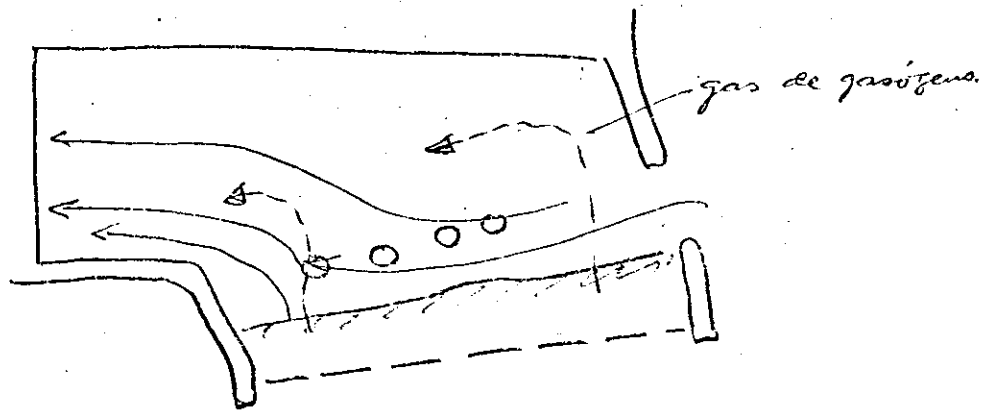


Fig. 24 Flujo de llaunas en un hogar sin bóveda.
(combustión a la gasógena)

Como ilustra la Fig. 22, la última parte de la llama (cerca de la placa) tiene una emisividad bastante baja, no mucho mayor que la que corresponde a su parte no luminosa, en tanto que la temperatura es la más baja de todo el hogar. Esto es exactamente así en el caso de una combustión a la gasógena normal que arroja de 0% a 10% opacidad en la chimenea.

Es bien evidente que ninguna parte de la placa tubular recibe radiación que provenga de la muy caliente y altamente luminosa zona A, o de la parrilla.

La transmisión de calor por radiación es de una complejidad mucho mayor de la que la precedente descripción es apenas un pálido reflejo; sin embargo, ésta sirve a título de primera aproximación a fin de proporcionar algunas cifras cuantitativas que reemplacen el tanteo y, por lo menos, sirvan de guía para mejorar el diseño y la operación.

La Fig. 24 muestra que si falta la bóveda (baffle, mamparo ó deflector) o si presenta defectos, las probabilidades de que se dé una buena turbulencia son escasas. Como lo muestra la experiencia, la combustión es pobre en tales circunstancias, lo que da lugar a la producción de un humo negro que indica que las reacciones químicas todavía se dan con apreciable intensidad cuando los gases llegan a la placa tubular. Esto es así especialmente en lo que concierne a la parte de la parrilla que está más cerca de la placa, cuyos gases llegan directamente a la misma (si falta la bóveda)... //

III... en su parte inferior (donde están los tubos chicos que más sufren) tras un muy breve recorrido. En esa zona hay muy altas temperaturas, en tanto que el fuerte tenor de hollín (que la chimenea acusa en forma de humo negro) da lugar a una muy alta emisividad.

Todo esto apunta a una alta transferencia de calor tanto por radiación como por convección.

Parecidas condiciones se dan cuando la bóveda es costa (como en las máquinas alemanas de pre-guerra), lo que requiere una fuerte limitación de la evaporación a la muy baja cifra de $40 \text{ kg m}^2 \text{ h}^{-1}$.

Aun cuando no es fácil hacer una predicción precisa del flujo calorífico que se da en la placa, algunos primeros cálculos muestran que, en comparación a la combustión a la gasógena normal, el flujo de calor aumenta entre 30 y 80%.

Y con ello las tensiones térmicas.

En tanto que es cierto que durante muchos años muchas locomotoras han trabajado sin bóveda, esto ha sido en el caso de máquinas a leña cuya intensidad de evaporación ha estado limitada por la capacidad de carga manual de leña.

Ninguna máquina americana o francesa, con calderas de alta intensidad de evaporación (carbón), han trabajado sin bóveda: jamás hubieran aguantado el intenso servicio que se les ha demandado.

Por lo que concierne a las máquinas a petróleo, la llama tiene el recorrido en U que corresponde a una bóveda "invisible". La experiencia del autor con la --- III

III... ya mencionada N° 3477 (FCGR, $140 \text{ kg m}^2 \text{ h}^{-1}$), que tenía una llama en S ("quemador atrás"), mostró que, al desaparecer el arco por accidente, aparecían los mismos antedichos fenómenos, esto es: humo negro, mala producción de vapor, baja de temperatura del vapor sobrecalentado, etc. todo en un cuadro coherente con la explicación que se ha dado para el carbón en combustión a la gasógena.

Esta precedente y larga digresión, que debiera ir al capítulo de las irregularidades, es hecha aquí para mostrar el contraste y la importancia del factor "flujo de calor" (heat impingement), como que puede llegar a ser factor decisivo en la frontera del "aguanta" - "no aguanta".

Las figuras 18 y 19 muestran también algunas líneas ventilativas del flujo de calor y sus isotermas correspondientes, naturalmente en una primera aproximación. Esta había, por supuesto, de ser sustituida por cálculos hechos para tres dimensiones con lo que será posible evaluar prolijamente las tensiones térmicas y sus ciclos de fatiga.

3.3.3 Conducción del calor y temperaturas de placa.

Si el problema se reduce, en primera instancia, a saber lo que ocurre en los primeros 30 mm de tubo, debe prestarse atención al hecho de que las superficies de calefacción empinadas por agua son algo menores que las del lado gas.

La conductividad del acero ha sido tomada en $\approx 40 \text{ kcal m}^{-1} \text{ h}^{-1} \text{ K}^{-1}$ para el rango de temperaturas que interesa, en tanto que una cifra redonda de $2 \text{ kcal m}^{-1} \text{ h}^{-1} \text{ K}$ es aceptada para las incrustaciones (25).

Las Figs 18 y 19, que se refieren a superficies limpias (no incrustadas) del lado agua, representan una primera aproximación a las varias configuraciones posibles. En la Fig. 18 se muestra la fuente carga térmica que resulta de la distorsión impuesta al flujo de calor por el espacio que se intentó se ha dejado en el sistema alemán (Fig. 4b). aparece mostrada con toda claridad en la Fig. 19. Esta situación también se ha observado en tubos mandilados de calderas industriales en los que, por causas que han de ser investigadas, el contacto se ha perdido, con el agravante de que ello es sólo parcial en la circunferencia, con lo que se introducen temperaturas, (y tensiones) cíclicas irregularmente distribuidos.

Otro punto a ser investigado es el de la alta concentración de calor en el punto d (Fig. 19), ---III

(25) ARMAND, L. : " L'entartrément et la corrosion des chaudières de locomotives à vapeur ". Rev. Gén. Ch. d. F., Juilliet - Août 1943.

III... es el que las líneas de flujo se juntan quizá sobrepasando localmente el flujo máximo admisible que es de algo así como 2 a $3 \cdot 10^6$ kcal m² h⁻¹. (Siempre nos estamos refiriendo a las locomotoras del Ferrocarril Turbio a título de ejemplo).

Alguna idea de las tensiones cíclicas en juego puede obtenerse si las temperaturas de las superficies de placa y tubo son calculadas, en primera instancia, en base a hipótesis simplificadas (Apendice A5). La tabla II detalla los valores encontrados para una placa tubular de 16 mm. No hay interés en calcular las temperaturas con mayor precisión dado que, para extraer las conclusiones parciales que siguen, ello no es necesario:

- (i) la temperatura (334°C) de la chapa limpia, no incrustada, bien protegida por la bóveda (como es de rigor para toda locomotora a carbón) está por debajo de un máximo de 400°C todavía tolerable para chapas de hogar (26);
- (ii) la falta de la bóveda determina un sensible incremento en la temperatura, aun para el caso en que la chapa esté limpia en el lado agua;
- (iii) Probablemente la cifra calculada (443°C) sea un valor tope, pero esa cara de la chapa se encuentra aun por debajo del punto de esferoidización de la perlita ($\geq 450^\circ\text{C}$) y en consecuencia no sujeta a alteraciones metalúrgicas;

(26) KLIE, R: "La sollicitación térmica de la caldera de locomotora" (en alemán). Glaser Annalen 76, Marzo de 1952.

Tabla II. Temperaturas de una placa tubular calculadas para las condiciones del ferrocarril de Rio Turbio cuando se evaporan los 10000 kg h⁻¹.
(para el cálculo ver los Apéndices correspondientes).

Incrustación de 2 mm				NO		SI			
Bóveda				SI		NO			
Temperatura de la chapa, lado fuego, en el centro del área de los tubos chicos, = (101) y (102), =			°C	334	443	≈ 580	≈ 740		
Temperatura del lado agua, =			"	210	210	≈ 460	≈ 590		
Caida de temperatura a través de la chapa, =			K	126	222	≈ 120	≈ 150		

- (iii) una "inocente" incrustación de 2 mm determina un fuerte incremento de la temperatura general de la chapa "limpia" a $\approx 580^\circ\text{C}$ en el lado fuego y $\approx 460^\circ\text{C}$ en el lado agua en el caso en que exista la protección de la bóveda; y a $\approx 740^\circ\text{C}$ y 590°C respectivamente si falta la bóveda. En ambos casos ---
- (iv) --- se excede la temperatura de esferoidización de la perlita, lo que significa que, ---
- (v) --- cuando ella aparece, la chapa ha sido sobrecalentada a un límite no previsto. De consiguiente, ---
- (vi) --- las tensiones cíclicas de fatiga, aun cuando sean menores por la baja del módulo de elasticidad y del flujo calórico máximo, se desarrollan en un rango de temperaturas en el cual el acero dulce apenas si tiene resistencia, con lo cual ---
- (vii) --- la vida útil decrece brutalmente.

Puede tenerse una idea de la temperatura que alcanza el punto t de la superficie del tubo (Fig 19) si se computa que el flujo de calor que cae entre los puntos s y d , ($\approx 70\,000 \text{ kcal m}^{-2} \text{ h}^{-1}$) debe recorrer un camino de $0,012 \text{ m}$ en el caso en que el tubo no haga contacto con la placa, esto es:

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{diferencia} \\ \text{de temp.} \end{array} \right\} \approx \frac{70\,000 \text{ kcal m}^{-2} \text{ h}^{-1} \cdot 0,012 \text{ m}}{40 \text{ kcal m}^{-1} \text{ h}^{-1} \text{ K}^{-1} \cdot \text{sen } 23^\circ} = 54 \text{ K}$$

lo que da $54^* + 10^* + 200^* = 264^\circ \text{C}$ para el punto t . Para el punto s , es, en primera aproximación:

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{diferencia} \\ \text{de temp.} \end{array} \right\} \approx \frac{100\,000^* \cdot 0,019^*}{40^* \cdot \text{sen } 20^\circ} = 139 \text{ K}, \text{ lo que}$$

se traduce en

$139^* + 10^* + 200^* = 349^\circ \text{C}$ como temperatura del tubo, por fortuna no demasiado diferente de los 334°C encontrados para la placa.

Ha de entenderse que los valores precedentes no son sino primeras aproximaciones que sólo pretenden dar una idea de los niveles de temperaturas, alargamientos y tensiones involucrados. Mejores cifras pueden obtenerse por procesos de iteración hechos con computadoras, pero ya es menester referirse a las múltiples combinaciones de diseños, geometrías, circunstancias operativas, estados de carga, etc. que interesan en cada caso particular. Sin embargo, no parece necesario esperar a tal para proponer decisivas mejoras conforme se vea en la sección 10.

3.4 Fatiga.

Las fallas, esto es fisuras, pueden darse sólo si las tensiones son de tracción y si son suficientemente altas. Y tanto más alta podrán ser que, en su límite en que se den muy pocos ciclos, se trabajará con buena parte del material más allá del límite elástico. Tal es el caso de las calderas remachadas, particularmente de locomotora, cuya construcción soldada estaba expresamente proscrita hasta las postimerías de la era del vapor (1955). Si las deformaciones y tensiones varían cíclicamente, la falla aparecerá tras un corto número de alternancias, tanto más corto cuanto mayor sea la amplitud de las deformaciones o de las tensiones (low cycle fatigue) y la concurrencia de factores coadyudantes.

Los cálculos detallados en el apéndice A8 no constituyen sino una primera exploración del complicado sistema de tensiones que resultan de los severos impedimentos con que se trata el libre juego de las dilataciones de las placas tubulares; sólo apuntan a establecer los niveles de tensiones reales frente a la esperable resistencia del material. Se tendrá así a poner números en las expresiones de la sección 3.3 en forma de estimar, para un diseño, construcción y operación dados, su vida esperable y cuán cerca o lejos la misma está de la razonabilidad.

Cuando se habla de fatiga de pocos ciclos (low cycle fatigue), es preferible hablar de deformaciones. Ha de entenderse aquí la "sinonimia" del lenguaje empleado, en el cual se habla de tensiones (a veces ficticiamente altas) que ...///

III... se muestran 20 múltiples deformaciones por el límite elástico a la temperatura correspondiente.

Los cálculos del Apéndice A8 se refieren al caso de las locomotoras del FC Rio Turbio, ejemplo que ha sido tratado bajo dos hipótesis: con bodega y sin bodega. Después de tener en cuenta una cierta fragilidad de la placa tubular N° 2 (extrema capa de laminas), el juego de las tensiones nominales de la placa tubular es, alrededor del valor medio, el que sigue (placa no incrustado):

Bodega	SI	NO
Tensión nominal, bi-axial (σ_2) =	$\text{kgf mm}^{-2} \pm 8,6$	$\pm 13,6$

Si se tiene en cuenta un factor de concentración de tensiones de por lo menos 1,3 las cifras se convierten en

	$\text{kgf mm}^{-2} \pm 11$	17;
Indicando el efecto de la soldadura, es	" ± 17	27

Estas cifras han de ser comparadas con los de la resistencia del material (que se supone de buena calidad). Se puede contar con que una probeta pulida de una dulce alcance una resistencia de $\pm 22 \text{ kgf mm}^{-2}$ a la flexión, a temperatura ambiente y en un número infinito de ciclos, valor que se reduce a $\approx \pm 17 \text{ kgf mm}^{-2}$ si la superficie no se puliera o queda con la capa de laminación. Si el número de ciclos es limitado, los valores varían aproximadamente como sigue:

Ciclos	10^6	10^5	10^4	10^3	10^2
Tensión, kgf mm^{-2} , \pm	17	21	34	68	150
					340

También, siempre en primera aproximación, puede pensarse que la temperatura ejerce una influencia desfavorable (esto es, por considerarse iteraciones metalúrgicas de carácter histéresis). En influencia... III

III... ha de computar también la que resulta de una oxidación más o menos catalizada por las cenizas.

En primera aproximación se puede poner:

temperatura, °C	200	400	500	600
factor de reducción [-]	0,9	0,75	0,6	0,4

Por encima de los 450°C aparece la influencia del "creep" cuya influencia es doble: (i) las puntas de tensión tienden a relajarse y (ii) la resistencia a la fatiga del material disminuye groseramente a la mitad. El tiempo de "descanso en tensión" ("hold up time") sólo necesita ser de algunos 10 a 15 min para ser significativo (58), lo que es conmensurable con los tiempos cíclicos que se dan en el servicio ferroviario o con un control "on-off" en las calderas industriales. Nótese que 450°C no es una temperatura demasiado anómala para una maltratada placa tubular de locomotora. (Tabla II.)

Un sensible efecto de la temperatura es el de la disminución del módulo de elasticidad, lo que se traduce en una disminución de las puntas de tensión en la cara caliente. Sin embargo, las tensiones de esa cara son de compresión cuando trabaja sometida a un flujo térmico, en tanto que las fisuras se producen (según se ha visto en 3.2) cuando la placa se enfía al cesar el flujo de calor.

Como quiera que sea, pueden adelantarse algunos valores relativos a la resistencia a la fatiga del acero dulce, valores que no deben tomarse sino a título de una primera grosera aproximación:

(58) JASKE, C.E.: "low cycle fatigue of AISI 1010 steel at temperatures up to 1200 °F (649°C)". ASME, J. of Pressure Vessel Techn., August 1977, 432-443.

Tabla III: Resistencia a la fatiga del acero dulce
en función de la temperatura y de las
condiciones de trabajo (Valores tentativos),
 (material no alterado).

Número de ciclos	∞	10^6	10^5	10^4	10^3	10^2
(a) temperatura ambiente, superficie no pulida:						
	± 17	21	34	68	150	340 kgf mm^{-2}
(b) temperatura $\approx 200^\circ\text{C}$, superficie no pulida:						
	± 15	19	31	61	140	300 kgf mm^{-2}
(c) temperatura $\approx 200^\circ\text{C}$, superficie no pulida, medio corrosivo:						
	± 13	16	26	50	110	260 kgf mm^{-2}
(d) temperatura $\approx 400^\circ\text{C}$, superficie no pulida (no corros.):						
	± 13	16	26	50	110	260 kgf mm^{-2}
(e) para 600°C , \pm	7	8	14	33	60	120 " (*)

Estos valores deben todavía reducirse en $\approx 30\%$ si el metal presenta fuertes tensiones residuales de tracción, y un incremento parecido si son de compresión.

Como quiera que sea, y a pesar de la considerable imprecisión de los precedentes valores, pueden adelantarse algunas conclusiones cuando se los compara con los ya vistos de 17 y 27 kgf mm^{-2} :

- (i) no se producían fisuras tipo e (Fig 8) en el lado agua si no hay incrustación ($\approx 210^\circ\text{C}$), aún en un medio corrosivo y si hay bóveda: $11 < 31 \text{ kgf mm}^{-2}$ para 100 000 ciclos;
- (ii) lo mismo aún cuando no haya bóveda: $17 < 31 \text{ kgf mm}^{-2}$ (100 000 ciclos);
- (iii) lo mismo si hay bóveda aún cuando existan 2 mm de incrustaciones (temperatura $\leq 400^\circ\text{C}$): $17 < 26 \text{ kgf mm}^{-2}$ (100 000 ciclos);

(*) Si el medio es corrosivo todavía hay que multiplicar por 0,7.

(iv) si no hay bodega y si la placa está incrustada (temperatura $> 400^{\circ}\text{C}$) la resistencia o fijas del tipo e se acerca al límite de los dados.
Comparar 1.7 con 14 kgf mm^2 para 10^5 ciclos a 600°C .

Las cifras precedentes se refieren al caso en que no hay mandrilado o si el mismo es lo suficientemente fuerte como para dejar fuertes tensiones residuales de compresión alrededor del agujero y si la configuración es la indicada en la Fig. 4b (Alemania), pero no se las prevé muy diferentes para las otras configuraciones. Queda dicho que son las máximas que se alcanzan, siempre para el ejemplo de las locomotoras del FC Rd Turbis, cuando la vaporización llega a $10\,000 \text{ kg h}^{-1}$.

Por lo que respecta al lado fuego, el punto más débil sería la punta del tubo por estar más lejos de la fibra neutra. Esto vale tanto para la configuración alemana (Fig. 4.6) cuanto la tradicional americana (Fig. 3). En esta última el metal ha sido sometido a un fuerte estiramiento en frío resultante de la operación de rebordado, lo que disminuye la resistencia a la fatiga del metal en $\approx 30\%$ o más según se ha dicho; sin embargo, esas tensiones desaparecen en alguna medida por causa del recocido resultante del calor propio de la operación de soldar, la cual como conjunto deja una contracción residual extendida a toda la placa cuya importancia sólo puede evaluarse mediante mediciones experimentales (ver sección 7).

La experiencia, conforme se ha descrito en la sección 3.1, indica que, en general, las fisuras del tipo b (Fig. 8) comienzan en la punta del tubo. Allí, las tensiones reales, según

haya o no bóveda, son $(157) = \pm 24$ y 37 kgf mm^{-2} .

Comparando esos valores con los de la tabla III

se pueden proponer las siguientes conclusiones:

- (v) la punta del tubo resistirá la fatiga si la cara lado agua está limpia y si el hogar tiene bóveda (es decir cuando alcanza una temperatura no mayor de $(96) = 334^\circ \text{C}$), dado que $\approx 24 < 26 \text{ kgf mm}^{-2}$ para 100 000 ciclos;
- (vi) la punta del tubo soportará más de 10 000 ciclos si la chapa no tiene incrustaciones (sin bóveda). $(96) = 443^\circ \text{C}$, dado que $37 < 50 \text{ kgf mm}^{-2}$;
- (vii) la punta del tubo no resistirá la fatiga, y se producirán fisuras tipo b (Fig. 8), si existen incrustaciones en el lado agua, aún cuando haya bóveda (temperatura $(96) > 580^\circ \text{C}$), dado que ...//

III--- 37 < 33 kgf mm^2 para solo 10 000 ciclos, para no hablar del "creep" que, al reducir la resistencia a la mitad, acortará la vida a solo 1000 ciclos.

Las tensiones nominales son también altas en el plano de la raíz de la soldadura: $(173) = \pm 6,5$ y $\pm 12,3 \text{ kgf mm}^2$ (con boveda y sin boveda). Las temperaturas no son tan altas allí, pero es menester computar por lo menos un factor un factor de concentración de tensiones ≥ 3 con una muy variable sensibilidad a la entalla. Dos casos han de distinguirse:

(a) el tubo, se supone, se mantiene libre en la placa dado que el juego que expresamente se ha dejado (sistema alemán, Fig 4b) permite una libre "respiración" del tubo respecto de la placa. En tal caso la raíz de la soldadura hace de "visagra" con un conjunto de factores actuando en contra:

- la raíz de la soldadura es tosca, teniendo, por lo tanto, toda suerte de concentración de tensiones;
- no puede ser objeto de control;
- el medio puede, al menos potencialmente, ser agresivo como resultado de un proceso de concentración, y
- con toda probabilidad, si una fisura se produce, progresará a través de la estructura heterogénea que existe entre el metal base afilado térmicamente y el metal depositado.

La "respiración" tiende a ser contrarrestada por el hecho de que al tubo se calienta más que la placa (en un mismo plano transversal); en ese caso, y si todas las circunstancias favorecen...///

III-- la hendidura tiende a cerrarse durante la parte "caliente" del ciclo acompañando el movimiento del agujero, con lo que aparecen tensiones de compresión en la raíz.

El esquema-limite precedente tiende a convertirse en el del caso (b), más abajo detallado, si la hendidura se llena de incrustaciones sólidas que inmovilizan el tubo respecto de la placa, situación análoga a la bien conocida que ocurre con las rótulas de los estopos flexibles.

(b) El tubo permanece bien adherido a la placa durante los movimientos de ésta porque ha sido mandrilado y soldado con la caldera llena de agua. En tales condiciones no hay respiración de la raíz de la soldadura.

Cualquiera fueren los fenómenos que se dan en la raíz de la soldadura, pareciera que son tanto más intensos cuanto más lejos está ésta de la fibra neutra, lo que conduciría obviamente a proponer su ubicación (la de la raíz) justamente en el plano que contiene la fibra neutra.

El mandrilado agrega tensiones que le son propias y que se tratan en la sección 9.

En términos generales, cabe decir, en relación con las tensiones de tracción que son necesarias para que haya falla por fisura, que la vida útil del conjunto varía aproximadamente con el cubo de esas tensiones, de modo que el salto de "lo no aceptable" a "lo aceptable" puede ser materia de pequeñas diferencias muchas veces sumadas concurrentemente.

4 Influencia del tratamiento de agua.

La influencia del tratamiento de agua sobre el comportamiento de la placa es por demás conocida de modo que apenas debería ser mencionada. Sin embargo ese saber... de dominio común no abunda, según se verá, en las causas, con lo que la falta de ese conocimiento se traduce (i) en la falta de firmes decisiones en orden a la disciplina de aplicación y (ii) en erróneas interpretaciones de las averías.

El contraste entre un disciplinado pero insuficiente tratamiento de agua es brillantemente ejemplificado por el caso de los ferrocarriles franceses. Las horas-hombre empleadas en el mantenimiento de calderas bajó a una décima parte en el caso de viejas y sulfidas locomotoras, en tanto que máquinas nuevas (como las 141 R) alcanzaron fantásticos kilometrajes con ≈ 500 hH de trabajo. Por lo que hace a la placa tubular, la gran diferencia ha sido, por supuesto, la resultante de la eliminación de incrustaciones y con ello de todos los males asociados al sobrecalentamiento.

Los tratamientos de agua ferroviarios han evolucionado en todos los países, desde la Argentina al Canadá, Rusia o Malasia, al tipo interno carbonático, a veces con asistencia de ablandamiento previo (40)(8). La dureza del agua cruda, o la que queda remanente de un tratamiento previo, es precipitada en la caldera como lodos de CaCO_3 , Mg(OH)_2 , etc. cuyas partículas se hacen
mojables ---//

(40) PORTA, L.D.: "Steam Locomotive Water Treatment".
1976, (No publicado).

III... para que se comporten como cuerpos sin influencia, amén de no adherirse entre sí y dispersarse fácilmente. A pesar de que se alimenta agua casi saturada con oxígeno (≈ 5 a 8 ppm) no se hace degasificación (ex-GWR "top feed", dispositivo GRESHAM, sistema de los ferrocarriles alemanes, etc.) no porque no se pueda, sino porque no es necesaria. Se utilizan poderosos antibullidores que aseguran una contaminación del vapor < 1 ppm aun con un TSS $\geq 20\ 000$ ppm, lo que es enteramente satisfactorio para la vida de la máquina y los elementos sobrecalentadores (temperatura del vapor ≈ 400 °C). El CO_2 proveniente de la disociación del exceso de Na_2CO_3 se descarga con el vapor sin inconvenientes dado que el poco equipo que hay - si lo hay - después de la máquina no puede ser corroído gracias a la protección que brinda el muy estable aceite mineral que es arrastrado por el vapor servido. El agua de caldera siempre es fuertemente alcalina (≥ 1000 ppm), lo que, unido al empleo de taninos (que se usa como eliminador de oxígeno), ha eliminado la corrosión.

Tal es, en esencia, la base de todos los tratamientos empezando por el famoso TIA francés, los americanos DEARBORN y NALCO con sus aplicaciones europeas (DISKRO en Alemania; NALCO en Italia, etc), el ICI en Inglaterra, el HAUSMANN en España, el desarrollado por INTI en Argentina para el FCGB, etc.

Por lo que concierne al tema de las placas tubulares que aquí se trata, el problema consiste en saber (i) si el tratamiento asegura en cada caso particular una adecuada limpieza --- III

///-- de la placa tubular (y de los tubos cercanos a ella), y (ii) si la fragilidad cáustica puede ser causa, ella sola (o influir sensiblemente) para provocar la falla de la unión placa-tubo.

(a) Por lo que concierne a las incrustaciones, es evidente que su influencia dependerá, según se ha visto, de la intensidad del flujo calorífico, de modo que un "inocente" espesor de 2 mm que no hace "mayor daño" en las locomotoras a leña que trabajan en fáciles servicios de llanura, es fatal para locomotoras de montaña.

(b) por lo que concierne a la fragilidad cáustica, el problema debe ser reexaminado a fondo a pesar de que, como se lee más adelante, los ferroviarios de todo el mundo (salvo en los históricos casos del Baltimore and Ohio y el Chicago N.W. en EE.UU.) NIEGAN LA EXISTENCIA DE FRAGILIDAD CÁUSTICA EN LAS CALDERAS DE LOCOMOTORAS.

Este re-examen se impone porque la atención se ha concentrado siempre en las remachaduras (por su gravedad), en tanto que las fisuras en las placas y tubos (infinitamente menos peligrosas) han sido en general tomadas como una enfermedad con la cual uno ya se había acostumbrado a vivir desde el tiempo de las placas simplemente mandriladas, sin ahondar en la interpretación de su naturaleza.

Hablando de la fragilidad cáustica en general, la clásica formulación del problema debe ser revisada. La aparición de la fragilidad cáustica, QUE DEBE SER DISTINGUIDA DE LA CORROSIÓN BAJO TENSION (HÖMIG, (17)), exige que simultáneamente se den tres condiciones con carácter...///

III... de necesario:

- 1a. Condición: La concentración local de soda cáustica debe ser mayor de 10% ($\approx 100\,000$ ppm, ARMAND (43)), lo que hace $\approx 250\,000$ ppm expresado en CaCO_3 (El agua de caldera de locomotora contiene, a lo sumo, 800 ppm de NaOH (como CaCO_3), de donde se requieren ≈ 300 concentraciones).
- 2a. Condición: Las tensiones en el metal han de ser muy altas, cercanas al límite de fluencia, tensiones que deben ser de TRACCIÓN.
- 3a. Condición: El agua en la caldera, en el punto considerado, debe ser fragilizante.

Citando a ARMAND (43), se puede poner:

La corrosion caustique fissurante n'a jamais été observée sur les chaudières des locomotives de la S.N.C.F. Elle serait assez fréquente aux Etats-Unis d'Amérique où se sont multipliées depuis vingt ans les études qui la concernent. Elle apparaît, en général, dans les coutures rivetées, sous forme de criques dont la largeur atteint jusqu'à 5 mm et qui suivent à peu près la ligne des efforts maximum, c'est-à-dire qui cheminent d'un trou de rivet au voisin, en évitant parfois un ou plusieurs trous, mais sans jamais se prolonger au delà du recouvrement.

La fragilidad cáustica no se ha dado tampoco en los Ferrocarriles Sudafricanos (41) y, por lo que se sabe (42) tampoco en el extenso FCGB (más de 1000 locomotoras). Sin embargo, ---III

(41) WARDALE, D., comunicación personal.

(42) Inspección de calderas del FCGB, comunicación personal.

(43) ARMAND, L. "L'entartement et la corrosion des chaudières de locomotives à vapeur". Rev. Gén. Ch. Fer, Juillet-Aout 1943.

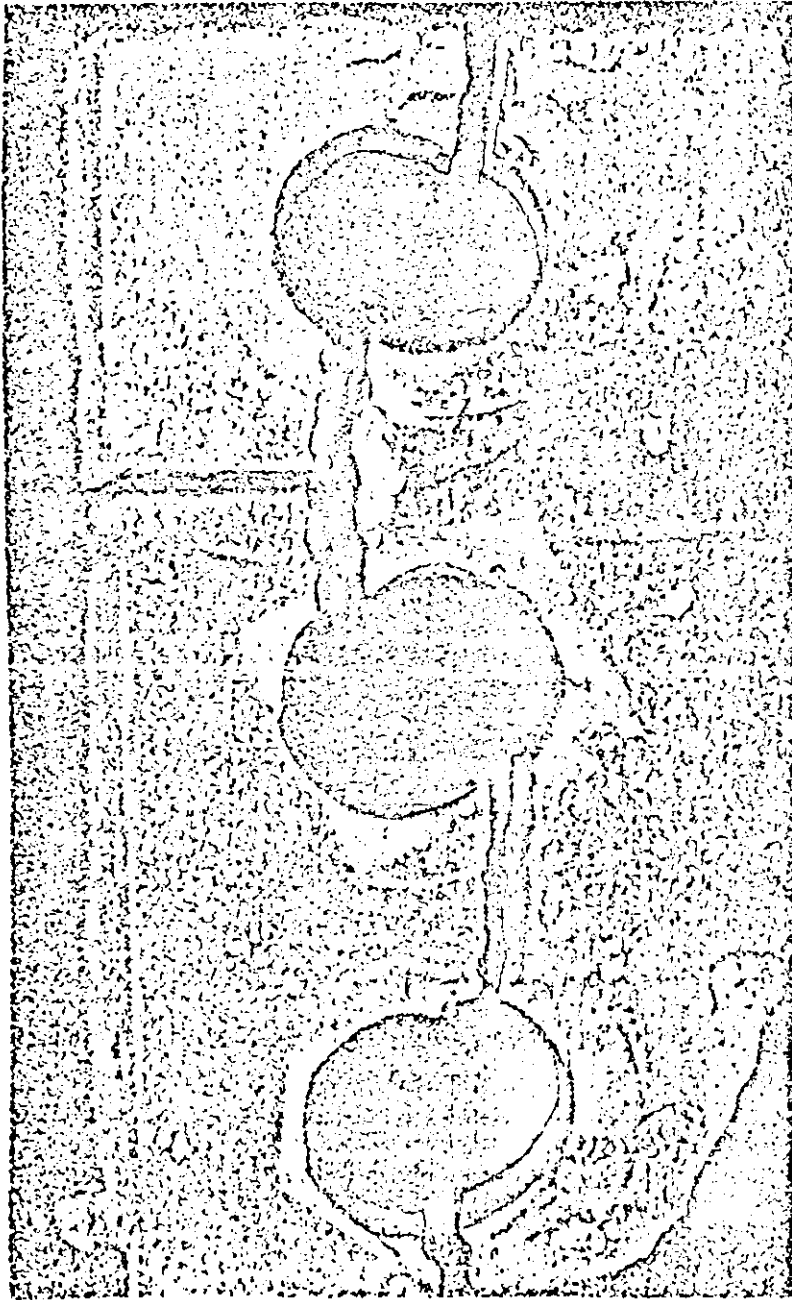


Fig. 25 Damage caused by intercrystalline cracking

in a locomotive boiler riveted beam

(From BETZ, "Preventing boiler metal embrittlement",

Petroleum Refiner 24, 98-102 (1945))

III-- la fragilidad cáustica dió lugar a un alarmante (y gravísimo) número de rajaduras de las chapas de las uniones soldadas en los dos ya mencionados ferrocarriles norteamericanos conforme puede verse en las Figs. 25, 26 y 27.

Las rajaduras en las juntas principales de los cuerpos cilíndricos de las locomotoras no era materia para un "take it easy", de modo que se creó el "Joint Research Committee on Boiler Feed Water Studies" conducido por alguien de tan alto nivel como el US Bureau of Mines, --- esto para un problema que se da por inexistente en Francia, Sud Africa, Argentina, etc.(!). Esos estudios contribuyeron al arte con nada menos que el famoso detector de fragilidad SCHROEDER, cuyos méritos se han juzgado tales como para elevarlo al rango de Norma ASTM N° D 807. El problema no era, pues, materia para escolares.

Ha de tenerse presente que por esos años había unas 70 000 locomotoras de vapor en EEUU y probablemente medio millón en el mundo y que la construcción soldada no estuvo permitida para las calderas de locomotoras aún hasta los últimos tiempos de la tracción a vapor en países como EEUU, Francia, Argentina, Canadá, etc. La soldadura no podía, pues, ser adoptada como una respuesta al problema de potencialmente catastróficas averías en las costuras del cuerpo cilíndrico.

Caben dos preguntas:

(i) ¿Porqué la fragilidad cáustica ha sido prácticamente desconocida en los ferrocarriles, excepto en el notable caso de los dos mencionados?

Tratamiento antiincrustante introducido en 1924.

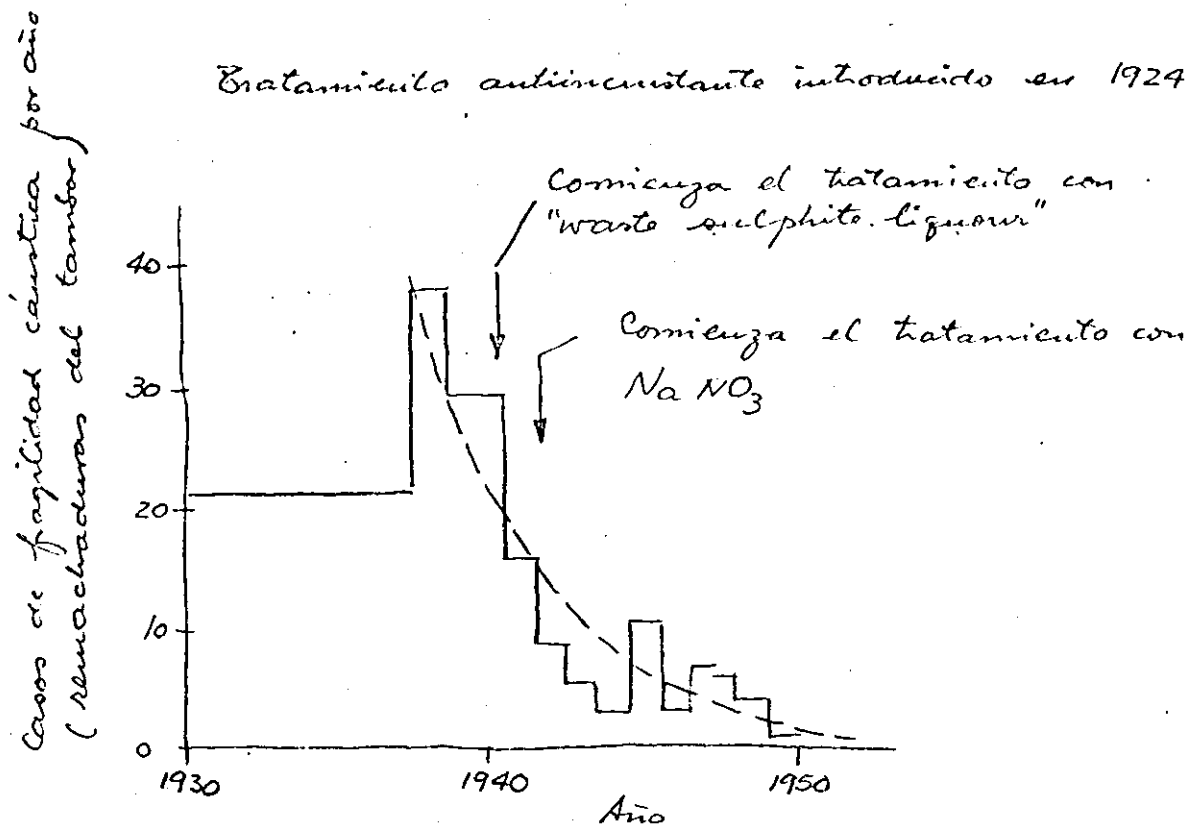


Fig. 26 Avenidas de juntas remachadas de cuerpo cilíndrico remachadas debidas a la fragilidad cáustica (según BERK (44)).

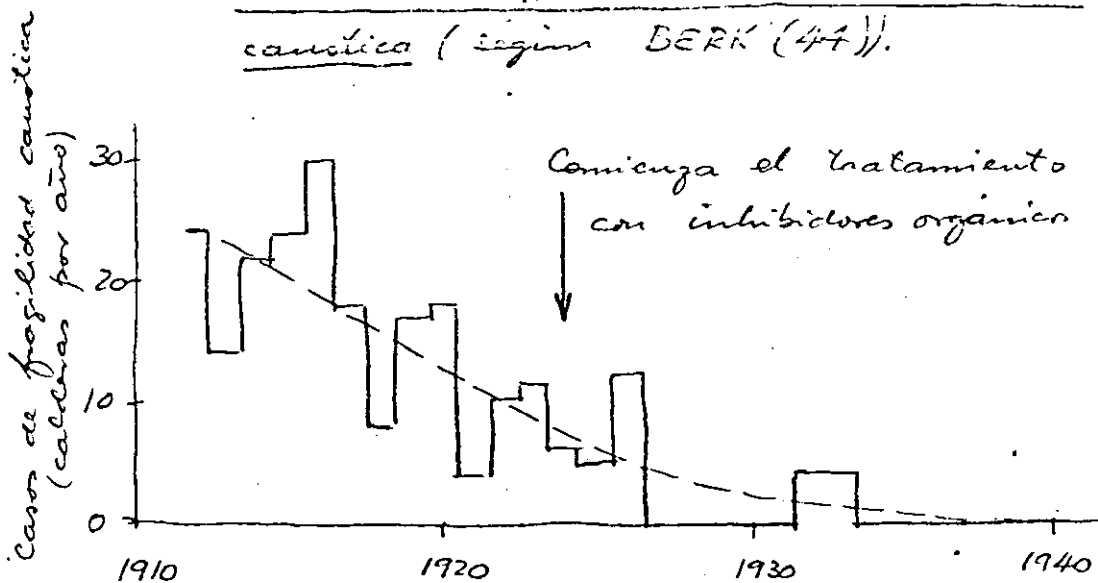


Fig. 27. Como para la Fig. 27, Ferrocarril Chicago & NW.

(44) BERK, A.A.: "Railroad boiler-steam cracking controlled by nitrate treatment." *Ind. & Eng. Chem.* 40, 1371-1375 (1948).

(ii) ¿Porqué esos dos ferrocarriles sufieron en forma aguda ese problema?

La respuesta es que parece ser que el tanino, particularmente el de quebracho, ha sido de uso universal, en tanto que (según la información publicada) sólo en parte de los dos mencionados ferrocarriles (donde se daban las avenidas). Y tan así que, en ellos, la búsqueda de un inhibidor se orientó al correlacionarse la falta de fragilidad con el uso de anticorrosivos que contenían tanino y que muchos maquinistas conocían desde tiempo inmemorial. Esto explica el inmediato éxito de líquidos sulfatados ("waste sulphite liquor") con alcalinidades tan altas como 40 % del TSS.

Antes de escribirse el presente informe se han vuelto a repasar unas 1000 páginas de literatura técnica sobre fragilidad cáustica sin encontrarse mención relativa a las placas tubulares ni su posible contribución al problema de las pérdidas en las mismas, sean de calderas de locomotoras o industriales. No es así en lo que se refiere a las mandiladuras de tubos de agua a los domos de las acuotubulares. Pero, como se desprende de la Tabla I, ello tiene relativamente poco que ver con el caso de que aquí se trata. Pudiera ser (i) que la fragilidad cáustica no incidiera sobre el comportamiento de la unión placa tubo, o (ii) que, como se ha dicho, los ferroviarios se acostumbraron a las pérdidas tomándolas como un mal del tiempo de las mandiladuras que la soldadura de sello redujo a proporciones tolerables como para vivir con él. Las cosas parecen no ser tan satisfactorias como el del brillante ejemplo de...//

III... de las ya mencionadas 141 R francesas cuyas placas tubulares duraron más de 2 000 000 km.

En Sud Africa las placas se cambian a cada retención general (43), en tanto que CHAPELON menciona que encontró que en EEUU duraban dos años. Pero esto último puede deberse al bárbaro maltrato que describe COX ((42), vol II, p. 38).

Un interesante caso se dio con las calderas de las locomotoras Pacific con las que BULLÉID introdujo la construcción soldada y el hogar de acero en Inglaterra (41): muchas rajaduras se dieron en el hogar (tratamiento interno francés con agua alcalina en caldera), pero "the metallurgical examination of fractures... did not show any signs of caustic embrittlement" (Ref (41), p. 295).

Como quiera que sea, el problema está siendo revivido por las razones anteriormente anotadas y porque se han detectado fisuras intergranulares en las placas tubulares y tubo de las locomotoras del FC Rio Turbio, de modo que la posición adoptada es la de demostrar, si es posible (i) que las fisuras se deben a la fragilidad cáustica y no, por ejemplo, a "creep"; (ii) que en caso de haber fragilidad cáustica ella sola es causa

---III

(41) BURROWS & WALLACE; "Experience with the steel fireboxes of The Southern Region Pacific locomotives". Journal Loco E 48, Pt 2, 242-305 (1958-1959).

(42) COX, E.S.: "Locomotive Panorama". Jan Allan, Londres 1965.

(43) WARDALE, D.: Comunicación personal, 1979.

2. La temperatura es un acelerador de la velocidad de progreso de la fisura.
3. Las concentraciones mínimas de NaOH necesarias para producir fragilidad cáustica está entre 5 y 10%.
4. Tanto en el ferrocarril C&O cuanto en el Chicago NW, la fragilidad cáustica se manifestó en forma de cabezas rotas de remaches y agujeros fisurados.
5. La incrustación podría constituir una forma de protección (esto explicaría porqué las calderas viejas han sido inmunes en el pasado).
6. El NaNO_3 es un inhibidor efectivo, especialmente si se lo usa junto con un inhibidor orgánico.
7. La relación (tanino/NaOH) necesaria para inhibir la fragilidad cáustica es de 0,2 a 200°C , pero llega a 0,4 a 250°C . Las locomotoras requieren más alta dosis para compensar la falta de control preciso.
8. No es fácil garantizar que siempre haya suficiente cantidad de inhibidor presente en agua de caldera porque el control analítico es difícil.
9. El efecto del trabazado en frío sobre el metal es marcadamente desfavorable respecto de la tendencia a la fisura e incrementa con la distorsión de los límites de los granos. Esto no se aplica a tensiones de compresión.
10. A 250°C , las fisuras se dan sólo en presencia de sílice; por debajo de 250°C no es necesaria esa presencia.

(52) HUMPHRIES & PARKINS: "Stress-corrosion cracking of mild steels in sodium hydroxide solutions containing various additional substances".
Corrosion Science 7, 747-761 (1967).

11. El detector SCHROEDER rápidamente desplazó otros dispositivos de investigación.
12. Se ha demostrado que un agua de caldera de muy baja alcalinidad puede convertirse en una solución de muy alta concentración cáustica. Por ello la cuestión de saber cual es la más baja concentración de cáusticos en el agua de caldera sólo tiene una importancia académica.
13. La concentración de tanino debe ser relativamente alta.
14. Se ha encontrado que el NaNO_3 protege hasta una presión de 60 at y el tanino hasta 50 at.
15. A veces, la descomposición del tanino que se da en calderas de intensa evaporación da lugar a una falta de efectividad. Por esa causa en algunos casos se ha cambiado al NaNO_2 .
16. El consenso en los EEUU es que el detector es el único medio apto para establecer la agresividad de un agua de caldera en relación a las fallas de las costuras remachadas.
17. El acero 18/8 no se agrieta por fragilidad cáustica.
18. Existe muchas pruebas de que el hierro sometido a tensiones se hace más anódico en relación a muchos líquidos.
19. Se ha encontrado que, para que haya fisura por fragilidad cáustica, es necesario que exista una considerable no uniformidad de tensiones.
20. El LLOYD's informa que, estadísticamente, la incidencia de la fragilidad cáustica en las calderas marinas es muy pequeña.
21. Es posible que algunos plásticos, de curado en caliente, en otro medio que pudiera interponerse entre las chapas y ser curado al levantar...//

- III... presión, pudiera, quizás, probar su conveniencia para evitar la entrada de agua de caldera en los intersticios.
22. El método de la brucina es adecuado para controlar el NaNO_3 .
 23. Si se emplea el método del "fosfato coordinado" es menester un cuidadoso ajuste del pH y del contenido de fosfato de modo de asegurar que no se forma alcali por evaporación.
 24. Las fisuras intergranulares también pueden ser producidas por "creep".
 25. La materia orgánica es fuertemente adsorbida por los lodos de caldera (es decir que desaparece purgando).
 26. La experiencia en Alemania es que no ocurre fragilidad cáustica si las tensiones son de compresión. Por ello, los tubos mandrilados (en las calderas acuotubulares) no se fisuran en las mandriladuras, sino a alguna distancia de las mismas.
 27. KRUPP esperaba alcanzar protección gracias a una soldadura auténtica del acero 12ET, resistente al envejecimiento. Tal soldadura sólo resiste el ataque cáustico si es martillada, en forma que queden tensiones residuales de compresión.
 28. La presencia de magnetita en la costura remachada es un medio de identificar que hay fragilidad cáustica (Sin embargo es discutible).
 29. La experiencia india que no es necesario tener altas concentraciones de NaNO_3 para obtener protección contra el ataque cáustico en las calderas de baja presión que trabajan con alto TSS y alta alcalinidad.

A pesar de lo que más adelante se lee, cabe consignar algunas potenciales contribuciones a la solución del problema que, por lo menos a beneficio de inventario, podrían derivarse de los precedentes conceptos. (Los números guardan correspondencia).

- 1' En el trabajo mencionado sería difícil, sin un control químico fastidioso, mantener la relación ASME. Es, pues, una sustema que ya no sea más considerada decisión.
- 2' Como se verá en la sección 4.11, el espacio entre tubo y placa está sometido a temperaturas significativamente altas por causa de la transmisión de calor que le está asociada.
- 3' Los valores son menores que el 10% que da ARMAND (43).
- 4' No se tiene conocimiento de que haya ocurrido tal cosa en Argentina.
- 5' Hasta ahora, los espacios entre tubo y placa se han encontrado colmados de incrustación.
- 6' Así lo comporta, por ejemplo, el tratamiento de agua de los ferrocarriles de Inglaterra (ICI).
- 7' En consecuencia sería necesario poner más que la relación "0,4" recomendada para locomotoras (atención, recomendada pensando en las costuras remachadas) dado que el intersticio placa-tubo puede alcanzar altas temperaturas.
- 8' Por eso la dosis de tanino usual en Inglaterra es muy alta; 30 ppm en agua de alimentación, de las cuales ≈ 12 ppm desaparecen al combinarse con el oxígeno disuelto.
- 9' Esto obliga a descartar cualquier tubo estirado en frío. El mandrilado, cuando puede garantizarse que permanezca, genera fuertes tensiones ---///

- 11'--- de compresión (incluso en la chapa, ver sección 9) que contribuirían a dar protección.
- 10' El problema de la sílice en el agua de alimentación de calderas de locomotoras (que llega a valores tan altos como 70 ppm) debe ser tratado especialmente. Lo más probable es que siempre haya sílice.
- 11' Sin embargo, ello se aplica al problema de las costuras, que es diferente del que aquí se considera.
- 12' Esto es un punto importantísimo, pero no es riguroso. (i) todo proceso de concentración guarda relación con la concentración del agua lejos del punto donde se produce la concentración (leyes de la difusión). En el peor de los casos, una alta concentración en la masa ^{de agua} reduce el tiempo para alcanzar una concentración peligrosa en la hendidura o debajo de una inestación. "Tiempo" aquí habría de ser traducido como "vida útil".
- 13' Tanto la experiencia inglesa como la francesa, indica que un exceso de tanino conduce a la formación de banos adheridos a la placa tubular en las locomotoras.
- 14' Esto es buen augurio para el desarrollo de futuras locomotoras de vapor que, a tiempo que prescindan del petróleo, mejoren su rendimiento térmico.
- 15' Este punto necesariamente debe ser investigado en el caso de las locomotoras.
- 16' Ver 11'.
- 17' Sí, pero se fatiga si está sometido a tensiones cíclicas.

Es posible que todo lo antedicho comporte contradicciones; como que en la fecha en que los puntos 1 a 29 fueron dichos (1952), la situación estaba lejos de ser bien comprendida. Esto ha sido resumido en términos dramáticos doce años más tarde por HUMPHRIES y PARKINS (52) (1967):

"... el mecanismo de la fragilización caústica está todavía (1967) lejos de haber sido completamente comprendido, siendo la literatura de la materia confusa y contradictoria en algunos aspectos."

También... "parece que la mayor confusión se da respecto de la composición del electrolito. La más baja concentración a la cual las soluciones cáusticas en ebullición parecen producir corrosión es $\approx 5\%$ de NaOH. STRAUB & BRADBURY (*)

y SCHROEDER & BERK dicen que sólo las soluciones que contengan Na_2SiO_3 favorecen la fragilización.

Análogamente, PARTRIDGE, KAUFMAN & HALL dan resultados que no prestan apoyo a la conclusión de que el SiO_2 es necesario para producir la falla, y ciertamente afirman de que posiblemente haya un efecto de inhibición del Na_2SiO_3 cuando su concentración excede la del NaOH. La situación respecto de los agentes oxidantes es igualmente confusa.

Así, SCHROEDER, BERK & O'BRIEN dicen que la presencia de pequeñas cantidades de KMnO_4 , NaNO_3 y Na_2CrO_4 dan lugar a la fisuración, en tanto que el NaOH puro no la produce. Por otra parte, se agrega NaNO_3 al agua de caldera para evitar la fisuración, en tanto que RADAKER & --//

(*) Las referencias están indicadas en (52).

- 20' Sin ninguna duda esta situación se da en la raíz de la soldadura y en la zona inmediatamente al lado de la placa donde se producen fisuras del tipo d (Fig 8).
- 21' Esta solución puede ser atractiva (¡LOCTITE?).
- 23' El método del fosfato coordinado exige un nivel de conocimientos en química que lo coloca fuera del de la mayoría de los usuarios de calderas industriales. En las locomotoras es inaplicable.
- 24' La información que se tiene hoy (1980), es que de ninguna manera la fisuración intercrystalina es sinónimo de fragilidad caústica.
- 25' Esto es particularmente cierto con respecto al tanino, el cual cumple también la función de asegurar la movilidad de los lodos y de asegurar el mojado de los cristales precipitados de modo de evitar su incidencia en el proceso de contaminación del vapor.
- 26' Habría que averiguar si en la época de los tubos exclusivamente mandrilados se daban fisuras en los tubos.
- 27' El acero 12ETI fue regularmente utilizado por los ferrocarriles alemanes para la construcción de hogares.
- 28' PEREIRO (52a) (de INTI) dice lo contrario.
- 29' Se toma nota.

(52a) PEREIRO, R.: Comunicación personal (INTI)

11... GRAFEND (Alemania) encontró que burbujear oxígeno a través de una solución de NaOH en ebullición evitaba la fragilización, cosa que también se daba con el pasaje de N_2 sin oxígeno (burbujeados) a través de la solución. Sin embargo, se dio una pronta fijación con nitrógeno + trazas de oxígeno burbujeados, explicándose estos diferentes resultados en un trabajo posterior en términos relacionados con el efecto de los gases sobre la formación de la película pasiva."

"Se ha dicho (RADAKER & GRAFEN) que los cloruros retardan la fragilización; esos autores han observado solamente "pitting" en ensayos hechos con soluciones con 100 ppm. Cl por litro de NaOH. STRAUB ha informado que el Na_2SO_4 , que frecuentemente ha sido propuesto como un inhibidor de la fragilización, es sólo efectivo si el contenido de NaCl en el agua de caldera es mayor que 0,6 · alcalinidad. Sin embargo WEIR, al hacer un análisis estadístico de aguas de caldera empleadas en ensayos de fragilización, manifiesta que la variación en la concentración de cloruros no ejerce influencia en la relativa frecuencia de la fragilización cáustica.

"La situación con respecto a los tratamientos preventivos, que implican el control de la composición del agua de caldera, también deja mucho que desear." --- "Las pruebas (WEIR & HAMER) apuntadas en favor del $NaNO_3$ y del tratamiento fosfórico coordinado para evitar la fragilidad cáustica en las calderas es convincente, aunque de ningún modo está universalmente aceptado que el tratamiento con $NaNO_3$ es completamente efectivo o que el uso de taninos con el mismo propósito pueda mirarse como algo establecido fuera... III

"//I-- de toda duda".

Hasta aquí se ha citado a HUMPHRIES & PARKINS (52).

Case, TENTATIVAMENTE, proponer algunos pensamientos que se desprenden de lo anterior y de lo que se sabe respecto de la fragilidad cáustica y su posible influencia en orden al problema placa-tubo.

- (a) Es esencial que se produzcan fuertes tensiones de TRACCIÓN para que aparezca la fragilidad cáustica. No puede haber fragilización cáustica si existen compresiones residuales o durante la vaporización cuando se supone que se puede producir el ataque.
- (b) La concentración local de cáusticos debe ser por lo menos de 4% de NaOH = 100 000 ppm como CaCO₃.
- (c) Puede considerarse que el tanino es un excelente inhibidor, pero lo que cuenta es su concentración en el punto en peligro después de tener en cuenta la desaparición que se origina por su combinación con el oxígeno disuelto y la destrucción por las altas temperaturas que pueden reinar en el punto peligroso. Sin embargo, la protección por tanino se da por efectiva hasta $\approx 280^\circ\text{C}$.
- (d) La concentración inicial de cáusticos en el agua de caldera no tiene significación si el proceso de concentración posibilita un incremento indefinido (evaporación en una fisura) o un definido equilibrio de concentración que depende sólo de la ley de RAOULT (ver HALL (53)).

(53) HALL & PARKS, Trans. ASME 66, 79-100 (1944) y Trans ASME 67, 335-338 (1945).

En este último caso, una baja concentración sólo demora el proceso, pero puede ser favorable en orden a un equilibrio de difusividad en el espacio tubo-placa si tal es buscado.

(e) Todo lo que usualmente se escribe sobre fragilidad cáustica en calderas se refiere a las tensiones más o menos constantes que se dan en los cuerpos cilíndricos o domos. Estos están sujetos a pocas variaciones de presión (tensiones de membrana), aún cuando la caldera de locomotora absorbe gran proporción de las tensiones cíclicas de carácter mecánico que le transmite el bastidor. Estas tensiones (de fatiga) han siempre sido bien absorbidas por las calderas remachadas, aún cuando ningún código las ha contemplado (p.ej. ASME 1953).

(f) Una consecuencia de lo anterior es, que si la placa tubular falla por un proceso de fatiga en el cual se dan ciclos de tensión,

(i) tal falla por fatiga ha de ocurrir fatalmente si los niveles de tensión son suficientemente altos para la combinación de material, concentración de tensiones, tensiones residuales de tracción, estado de la superficie, corrosividad del ambiente, temperatura ("acep"), tiempo de relajación en tensión (por encima de 400°C), historia térmica del material, etc.

(ii) la posible contribución del medio a gaseoso (agua, cenizas o gases) ciertamente reducirá la amplitud de la oscilación necesaria para provocar una fractura, pero como lo enseña la ciencia de la fatiga, ésta...

III... puede desarrollarse aún en el más inocuo de los medios en ausencia de toda corrosión (p. ej. un cigueñal en aceite).

- (3) Todos los factores que hacen a la fatiga se suman en su acción negativa.
- (4) La obvia consecuencia de lo anterior es que las condiciones de fatiga pueden ser largamente aliviadas si se aplican todos los recursos que se conocen.

En tal caso, el tratamiento a dar al asunto de que aquí se trata es el de fatiga en un medio corrosivo, sea que el medio sea favorable o no a la fragilidad cáustica.

- (i) Si bien, como se ha dicho, los ferroviarios declaran no tener dificultades derivadas de la fragilidad cáustica, desde que saben que puede existir, se protegen de ella a un costo más que moderado: por ejemplo con taninos de quebracho en Argentina o taninos y nitrato en Inglaterra.

4.1.1 Fenómenos en el intersticio placa - tubo.

Pueden darse tres alternativas: (a) que el tubo se mantenga firmemente apretado contra la placa a pesar de los movimientos y dilataciones antes mostrados; (b) que finalmente se abra una pequeña hendidura y (c) que se deje de intento una luz de 0,5 a 1 mm (tipo alemán). Por lo que concierne al caso (a), habría que probar que el contacto metálico se mantiene, lo que parece al menos dudoso. En el caso (b) pueden enumerarse varias influencias (Fig. 26); se tiene para chapa no incrustada:

1. existe un proceso de difusión que tiende a mantener una composición uniforme de todo el intersticio e igual a la que prevalece en el punto a. En este punto existe una concentración variable de sales función de la intensidad de la vaporización local, de modo que en la hendidura el equilibrio difusional tiende a una concentración igual a la media en el tiempo. Esta media es muy cercana a la media del agua de caldera en razón del servicio que prestan las locomotoras, y probablemente (significativamente) más alta en el caso de las calderas industriales en razón de que su relación carga media mensual / carga máxima es más cercana a 1;
2. Dado que la temperatura crece hacia el punto c como lo exige la transmisión del calor, a cada lugar del intersticio corresponde un nuevo equilibrio fisicoquímico definido por la temperatura, de modo que se darán concentraciones cada vez más crecientes de todos los sólidos de caldera. En el límite es probable que exista una evaporación a seco y, donde la temperatura sea...///

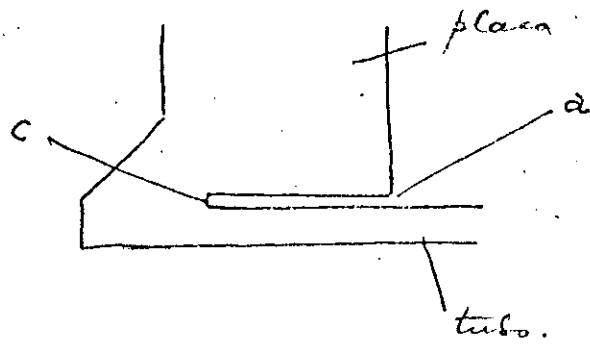


Fig 26. Relativa al insterticio placa-tubo.

III-- suficientemente alta (es decir hacia la (insensible!) raíz de la soldadura), descomposición del CaCO_3 en CaO y otras reacciones, además de la descomposición del tanino con la consiguiente presumible pérdida de su poder inhibitorio de la fragilidad cáustica.

3. Ambos equilibrios (difusional y fisicoquímico) se contraponen de modo que la composición de la materia que llena el intersticio debe tener algún estado intermedio del cual por el momento poco puede saberse. Sin embargo, la presencia de magnetita sería incompatible con un medio tan fuertemente alcalino como el mínimo necesario (4%) para atacar el metal.

Si la chapa está inmutada en su cara que da al agua, los procesos anteriores son similares, sólo que todo ocurre como si la herrumbre fuera sumamente larga tanto en lo que hace a la difusión cuanto a la fisicoquímica de la materia que llena el intersticio. Por ello su constitución mineralógica ha de sufrir los cambios que se conocen, todos ellos con mayor intensidad cuanto mayor sea la temperatura de la chapa. Fruto de una anormal intensidad del flujo calorífico al que se multiplica con la acción aislante de la incrustación. La moraleja, en este caso, vuelve a ser la misma: aún cuando la seguridad no esté comprometida (porque las tensiones mecánicas son bajas) el conjunto jamás podrá trabajar bien y permanecer estanco.

Un fenómeno importante es el de la baja elasticidad de la capa protectora de magnetita. Si ésta no sigue con sus propias dilataciones y con su (escasa) elasticidad los movimientos que las tempera --- III

///--- tensiones imponen al metal, se desquebrajará (como ocurre con una olla esmaltada puesta al fuego en seco), con lo que se producirán puntas abiertas al ataque para la formación de una nueva capa de magnetita. Este proceso de reconstitución, es por cierto favorable, pero, desde el punto de vista de la fatiga, reduce sensiblemente la amplitud admisible de las tensiones.

4.1.2 Fenómenos en el lado agua.

Seguendo el detallado tratamiento de HÖMIG ((17), p. 271) cabe decir que, junto a la superficie que transmite el calor al líquido, existe una película con concentración variable de sales en razón de la evaporación y del equilibrio fisicoquímico al que el sistema local tiende a llegar en función de la mayor temperatura reinante (teoría del Δt de HALL (53)). Este equilibrio no es estático, sino cinético, dado que por la mayor concentración se genera un gradiente difusional que se opone al anterior. HÖMIG (17) desarrolló los primeros pasos de una teoría para su predicción, la que, a pesar de sus incertidumbres, puede aceptarse por lo menos a título de primera aproximación. Para un flujo de calor de unas $300\ 000\ \text{kcal m}^2\ \text{h}^{-1}$, la concentración es ≈ 30 veces; para un flujo de calor cercano $1 \cdot 10^6\ \text{kcal m}^2\ \text{h}^{-1}$ (como se ha medido en algunos lugares del hogar de algunas locomotoras), las concentraciones suben a ≈ 100 . Si, a título excepcional la alcalinidad total del agua de caldera llega a $3000\ \text{ppm}$ de Na_2CO_3 (valor no deseado en las locomotoras) y suponiendo que el 80% se disocia en razón de la alta temperatura que reina cerca de la placa, el contenido de NaOH llega a ser

$$3000 \cdot \frac{40}{106} \cdot 0.8 \cdot 30 = 27\ 000\ \text{ppm} \approx 27\ \text{g dm}^{-3}$$

$\approx 3\%$, lo que está todavía lejos de los valores mínimos que se han mencionado para dar lugar a que la fragilidad cáustica se desarrolle aún en ausencia de inhibidores. Esto se corrosiva, cualitativamente, porque no se da fragilidad cáustica en el borde de los agujeros de las...-///

///... paredes laterales de los hogares en los cuales se roscan con fuerte aprieto los estayos. En ese lugar ya las tensiones nominales son muy altas, para no hablar de las tensiones térmicas (TROSS (9)). En tales lugares el flujo de calor puede ocasionalmente llegar a tener puntas de $1 \cdot 10^6$ kcal h⁻¹ m⁻² (lo que está lejos del límite de transferencia por ebullición, $\geq 2 \cdot 10^6$ kcal h⁻¹ m⁻²). La concentración de NaOH según HOMIG sería de unas 100 veces la del agua de caldera:

$$3000 \cdot \frac{40}{106} \cdot 0,8 \cdot 100 \approx 100\,000 \text{ ppm} \approx 10\%$$

La experiencia sobre la que se tiene conocimiento directo (FCGB y FCRT) prueba que no ocurren tales fisuras ni que existe corrosión -tales placas laterales, en tanto que las placas tubulares no estarían sujetas a semejante flujo calorífico. Cabe, sin embargo, hacer un estudio más detallado del flujo que se da localmente en el rincón tubo-placa (punto d, Fig. 18).

Todo lo hasta ahora dicho se refiere al caso de la chapa limpia, libre de incrustaciones. De haber éstas, la concentración de sales se da en la superficie de las mismas, estando la chapa y el tubo en contacto con el sólido sobrecalentado en cuyos poros no hay otra cosa que vapor.

Admitiendo, no obstante, que el agua es fragilizante y que localmente alcanza las concentraciones necesarias, cabe preguntarse como es que se llega a las tensiones de tracción necesarias. Esto ha de entenderse, en este caso, para las estáticas, puesto que si se trata de las cíclicas ya se entra en el campo de la fatiga.

Si los tubos son mandrilados (NADAI, (55)), según la fuerza con que se haga el mandrilado pueden quedar fuertes tensiones tangenciales de tracción en la placa, las que sin embargo llegan sólo a 0,577 del límite de fluencia luego de retirado el mandril: no habría pues lugar a tensiones suficientemente altas para la fisuración por fragilidad caústica aun cuando el material haya sido deformado plásticamente.

El tubo mandrilado queda con tensiones de compresión, consecuentemente sin susceptibilidad al ataque. Sin embargo, si inicialmente no ha sido colocado con el mínimo juego posible como manda el arte (HOELLE (54)) pueden darse tensiones de flexión como lo señalan GOODIER & SCHOESSOW (Discusión en (55), p. 879).

(54) HOELLE, M.: "Les chaudières de locomotives". Document SNCF, Région Nord, Service du Matériel et de la Traction, École de Maîtrance d'Erment, édition 1949.

(55) NADAI, A.: "Theory of expanding of boiler tubes and condenser tube joints through rolling". Trans. ASME 65, 865-880 (1943).

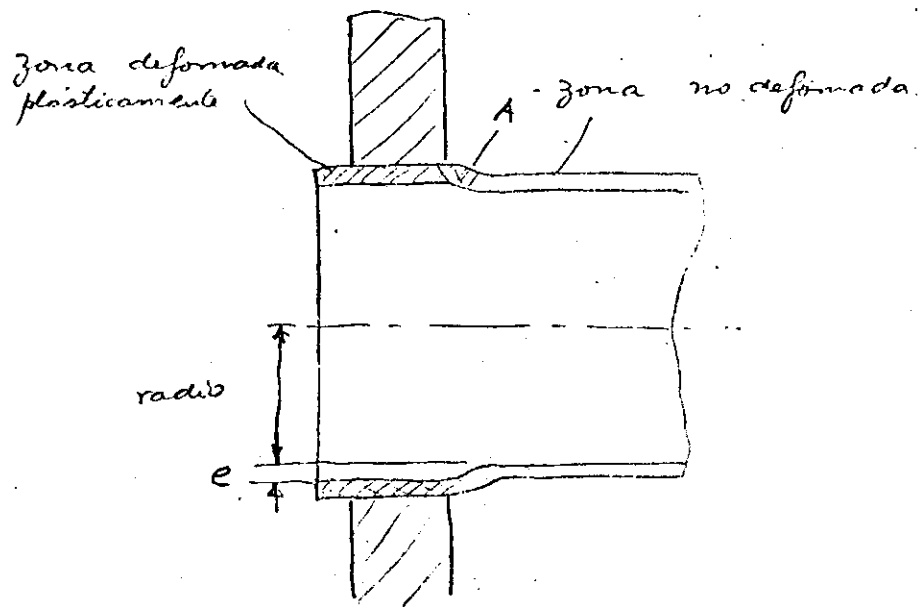


Fig. 27. Tensiones de flexión al final de la zona mandilada

Con referencia a la Fig. 27, las tensiones de flexión en el punto A son

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Tension} \\ \text{[kgf/mm}^2\text{]} \end{array} \right\} = 0,58 \cdot \frac{\left\{ \begin{array}{l} \text{incremento} \\ \text{de radio, } e, \text{ [mm]} \end{array} \right\}}{\left\{ \begin{array}{l} \text{radio [mm]} \end{array} \right\}} \cdot \left\{ \begin{array}{l} \text{modulo de} \\ \text{elasticidad} \\ \text{[kgf/mm}^2\text{]} \end{array} \right\}$$

Tomando como máximo e/radio el correspondiente al límite elástico, se ve que estas tensiones sólo pueden alcanzar a 58% de la del límite de fluencia, es decir todavía lejos, como tensión estática, de la necesaria para possibilitar la fagilización caústica. Como quiera que sea, contribuirán a las ciclicas de fatiga, especialmente si hay el empotramiento de que ya se ha hablado.

También en orden a un posible modo de falla por fragilidad cáustica ha de mencionarse que, al soldarse los tubos a una placa que no se recove (caso de las locomotoras) ésta queda con un fuerte estado de tensiones residuales. Al ser éstas tensiones de tracción en el lado fuego, necesariamente debe quedar un esquema de compresiones bi-axiales del lado agua, lo que aleja la situación de las elevadas tracciones necesarias para que se dé fragilidad cáustica.

La conclusión es que hasta ahora no se puede probar que haya fragilidad cáustica... lo que no quiere decir que no la haya.

5 Reglas de operación.

Cualquier clase de tecnología en máquinas motrices debe ser concebida como un conjunto en el cual cada uno de sus aspectos se ajusta armoniosamente con el resto.

Esto ananua desde la termodinámica que sirve de origen y termina en lo que ocurre cada día.

Por ejemplo: una locomotora alemana de pre-guerra, concebida para trabajar con una evaporación máxima de $57 \text{ kg m}^{-2} \text{ h}^{-1}$ y usualmente no más allá de los 40° , no puede ser operada como las máquinas de CHAPELON que llegaban a 120° y que diariamente trabajaban los 100° en la línea de Brive-Montauban; de ser así, su placa tubular más o menos incrustada, mal protegida por una bóveda corta, "lloverá" tras una semana de semejante tratamiento. Por ello las máquinas de los EEUU, tradicionalmente operadas fuertemente, tuvieron, desde muy antiguo, bóvedas largas, tratamientos de arena (aún que inicialmente fueran imperfectos) y hogares de acero con tubos soldados.

El último desarrollo tecnológico que se hizo con el vapor (hacia los años 50) se caracterizó por un fuerte aumento en la vaporización máxima (de ≈ 60 a $120 \text{ kg m}^{-2} \text{ h}^{-1}$) y en la intensidad en la combustión; esto fue el resultado de un significativo progreso en cuatro aspectos:

- (i) un mejor aerodinamismo interno que posibilita que el motor sea capaz de ser alimentado con grandes cantidades de vapor, las que sin embargo son aprovechadas eficientemente;
- (ii) los sistemas mejorados de tiraje son los que hacen posible tal intensidad de evaporación (600 a 700 mm H_2O en las 141R francesas) y, ...///

III... gracias a la combustión a la gasógena, aún con carbones "de seguridad";

- (iii) la mejora de la robustez del mecanismo hace posible que el mismo soporte la duplicada potencia que, para una misma cilindrada, resulta de los factores anotados en (i) y (ii); esto con todavía mayor confiabilidad, lo que se traduce en ...
- (iv) ... que las máquinas pueden ser trabajadas a plena potencia durante un mayor número de horas por día y por año, etc.

Sin embargo, las últimas locomotoras americanas que hacían fantásticos kilometrajes mensuales (42 000 km/mes en el caso de las NIAGARA) estaban lejos de llegar al factor de utilización de una central eléctrica moderna. En efecto, $42\,000 \text{ km/mes} = 1400 \text{ km/día}$. Si la velocidad media es de 115 km/h , esto corresponde a $1400^* / 115^* = 12,2 \text{ h/día}$. Si la potencia media era de 60% de la máxima, el factor de utilización es de $0,6 \cdot 12,2^* / 24^* = 0,31$, cifra muy por debajo de la de 0,8 de una central de base, para no hablar que en las locomotoras corrientes ni siquiera llega a 0,1. El campo de mejora que hay por delante es obvio.

El proceso que se ha descrito para las locomotoras también ha tenido su paralelo en las calderas industriales. La motivación ha sido la de obtener el máximo beneficio de una inversión de capital dada. Ello fue posible cuando desapareció la noción de que existía un límite a la capacidad de evaporación de una superficie de calefacción dada y de que ... III

III-- la capacidad de absorción de calor con buen rendimiento era prácticamente independiente de la velocidad de los gases. Este concepto aparece como consecuencia de los sencillos trabajos de NUSSELT en 1914, si bien la técnica de las locomotoras lo utilizó, sin saberlo, desde 1829 en que G. STEPHENSON inventa el tiraje inducido. Pero no es sino hacia 1926 en que el mundo ferroviario descubre ese hecho con los célebres trabajos de L. FRY y que sólo CHAPELON en 1931 lo explota a fondo para obtener las elevadas cifras de vaporización ya anotadas.

El límite no lo da la capacidad de la superficie de calefacción para transmitir calor, sino el consumo de energía que insumen los altos tirajes; energía mecánica que, en el caso de las locomotoras se obtiene a costa de una contrapresión en la parte inferior del ciclo y en el caso de las calderas industriales en forma de energía eléctrica que hay que comprar.

Hacia fines del siglo pasado la caldera humotubular sustituye a las ineficientes calderas de gran volumen de agua bajo el argumento de la inocuidad respecto de las explosiones (¡solo un tubo!), aun cuando otros argumentos válidos en su momento. Pero se redescubren los méritos de la caldera humotubular bajo variantes de la vieja caldera marina escocesa, ahora con el apote del tiro mecánico y del tratamiento de aguas; de modo tal que, después de la guerra, florecen las "económico boilers" en Inglaterra con el agregado del concepto "paquete", es decir de unidad con todos sus accesorios integrados.

5.1 Aplicación del tratamiento de aguas.

El final de la era de progreso con la tracción a vapor (hacia los años 50) fue testigo de la supervivencia de la locomotora tradicional de diseño STEPHENSONiano. Esto fue así no porque no hubieran muchos serias tentativas de avanzada vinculadas a nombres tan ilustres como KRUPP, SCHWARTKOPF, General Electric, LJÜSTRÖM, SCHNEIDER, HENSCHEL - SCHMIDT, WINTHERTUR, LÖEFFLER, VELOX, etc. que se afanaron a aplicar las tecnologías de las turbinas, del carbón pulverizado, de la condensación, etc. sino porque esas realizaciones no resistieron "the test of the time". El desarrollo de la locomotora tradicional recibió considerable ímpetu gracias a los trabajos que CHAPELON hiciera entre 1930 y 1947, en tanto que ARMAND, en Francia (1949) coronó el progreso con un notable tratamiento de agua TIA. De hecho, este tratamiento de agua no es sino la versión francesa de los tratamientos internos que, como resultado de los trabajos de HALL en EEUU, aparecieron en ese país en la década del 20. El Zeolite o la cal-soda no producen resultados satisfactorios, pero el TIA baja los costos de mantenimiento a una décima parte de los anteriores a su aplicación, al punto de llegarse a las brillantes cifras ya mencionadas (los "2000 000 km").

El tratamiento de aguas representó un hecho decisivo en la tecnología de la tracción a vapor, comparable al de la invención del sobrecalentador en 1905. Y su valor fue tal que la condensación, que alcanzó en Alemania y Sud Africa un extraordinario nivel de perfección hacia 1945-1950...///

III-- perdió todo atractivo como recurso para hacer frente a una reposición de 100%: las locomotoras a condensación sudafricanas están hoy (1980) siendo desprovistas de su sistema de condensación.

El tratamiento interno de agua para locomotoras, sea o no precedido de un parcial o casi total ablandamiento externo, se base en mantener en caldera las siguientes condiciones:

- sólidos solubles 8000 a 15000 ppm;
- alcalinidad total (CaCO_3) 15 a 30% de TSS.;
- antibullidores que garanticen una contaminación del vapor menor de 1 ppm;
- taninos en exceso contra la presencia de oxígeno;
- algunas veces, NaNO_3 como resguardo contra la fragilidad cáustica;

No hay degasificación ni pre-evaporación como en las calderas de las centrales eléctricas en tanto que existe siempre alguna forma de control químico.

El resultado es que tal tratamiento asegura, con un mayor o menor grado de perfección que puede (caso TIA e ICI por lo menos) asegurar la ausencia de incrustaciones, lo que se traduce en una reducción de las tensiones térmicas a los límites de tolerancia del diseño. La alternativa era ya un alto costo de mantenimiento en forma de pérdidas, estajos rotos, rajaduras de placas del hogar y remachaduras, corrosiones, etc, ya una reducción en el régimen de trabajo (intensidad de la vaporización) por debajo de los valores posibles, como fue el caso de las locomotoras alemanas de pequeña. Al respecto es oportuna la siguiente cita (58)

Bunte claimed to have proved that it was not possible to obtain a chemical balance preventing both scaling and corrosion in the boiler. This partly explains why the question was never solved in Germany, where technicians did not believe it could be solved and also why the German railways have no efficient process for the treatment of boiler feed water. In a relatively recent article, written just before the second world war, a German engineer declared that one should not try to eliminate scaling, since all the methods tested had proved useless, but that one should "compromise" with it and try to lessen its effects, which mostly lead to increased fuel consumption and maintenance costs.

Esto no va en zaga de errores, por ejemplo, cometidos en Inglaterra conforme los describen RICHARDSON (1), PARSONS (56) y HANCOCK (57)

No puede esperarse ninguna satisfactoria hermeticidad en la placa tubular si no se garantiza una superficie completamente libre de incrustaciones. Los ferroviarios, acostumbrados a las incrustaciones, se consideran satisfechos cuando no ven más de un espesor de 2 mm; pero, según se muestra en la sección 3.3.3, esto representa una fuerte aislación (desde luego función de la intensidad del flujo térmico) que conduce a altas temperaturas en el metal. Cualquiera haya sido el momento histórico ... III

(56) PARSONS, A.J., "Some aspects of locomotive boiler feed water treatment", Paper 572, J. I Loco E, 47, Pt 3, 229-251 (1957).

(57) HANCOCK, J.S.: "A brief history of locomotive feed water treatment on the LMR of British Railways". Paper 573, J. I Loco E 47, Pt 3, 251-273 (1957).

(58) United Nations: "Locomotive boiler water treatment" Report presented to the railway Subcommittee of the ECAFE, Third Session, Tokyo, Oct. 1954.

III... en el que esas temperaturas se hayan producido (generalmente fuera de control) la consecuencia es que las propiedades de chapa y tubo en orden a su resistencia a la fatiga ciertamente se habrán resentido por causa de sus deseadas alteraciones en su estructura metalográfica.

El punto obvio, en lo que hace al tratamiento de agua, es que su aplicación se haga conforme a la prescripción de quien lo ha desarrollado. La violación de este principio da pie a las eternas quejas de los proveedores de productos o tratamientos. Esa aplicación no suele ser fácil, porque los usuarios tienen el centro de sus preocupaciones en materias otras que las calderas; tampoco es fácil en el caso de los ferrocarriles, particularmente los de origen o escuela británicos, porque muchas decisiones han sido tradicionalmente dejadas en manos de los niveles más bajos (p.ej. el maquinista o el mecánico) a causa de la insuficiencia de los niveles más altos para dar respuesta a pequeños pero significativos problemas de la vida diaria.

Un punto cardinal del tratamiento interno es que toda incrustación que se produzca por falta temporaria o por error NO SE REDISUELVE, aun si fuera pequeña. Esto no es (necesariamente) el caso de incrustaciones previas. Las fallas más frecuentes suelen ser (locomotoras):

- falta temporaria de tratamiento "porque no hay dinero para comprarlo";
- incorrectas prácticas de lavado de caldera que conducen a barnos que se "cocinan" sobre las placas calientes;

Adelante →

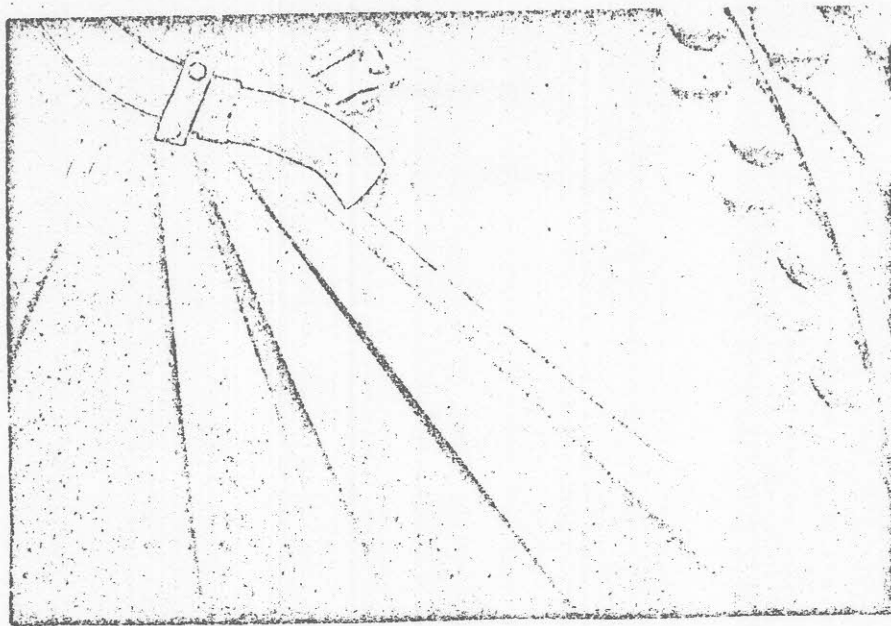


Fig. 28. Vista del interior de la caldera de
una locomotora americana 141R.
después de 2000 hrs. (Trenes de
Francia, tratamiento interno TIA).
Puede verse el caño de descarga de la
alimentación por debajo del nivel de agua.
(mirando hacia adelante).

- fugas no corregidas que se comportan como purgas continuas no deseadas y fuera de control.
- falta de tratamiento durante unos pocos días en los que "no pasa nada" (¡posible!).
- defectos en el equipo de alimentación, o modificaciones que los mecánicos introducen por su cuenta.
- falta de tratamiento después del lavado.

También es punto fundamental y usualmente pasado por alto, el de la introducción de la alimentación de agua por debajo del nivel, como muestra la Fig. 28. La descarga en el vapor, aún cuando no de lugar a una fuerte mezcla, da por resultado un proceso de calentamiento de parte de la corriente de agua de alimentación en ausencia de adecuada concentración de tanino y álcali. Esto conduce a condiciones de cristalización otras que las deseadas, lo que tiende a producir lodos no móviles y pegajosos que, a la postre, resultan tan aislantes y nocivos como las auténticas incrustaciones.

En tanto un proceso de afinamiento de un tratamiento de agua no haya alcanzado a acercarse a su asíntota de perfección, el lavado de caldera constituye un punto que merece la máxima atención, razón por la cual todas las operaciones han de hacerse conforme a un esquema que comienza con el retiro de la locomotora del servicio y termina con su vuelta al servicio en el menor tiempo posible; y han de hacerse bien so pena de que, en relación con el problema de gine agua se trata, se produzcan daños no deseados.

5.1.1 El lavado de caldera.

Esta era una operación tradicional en los días anteriores a los tratamientos de agua; se llevaba a cabo en la esperanza de eliminar las incrustaciones y lodos acumulados, así como un recurso para tener un agua no ebulliciva en la caldera.

Hoy no desieran formarse incrustaciones, y por lo tanto no había necesidad de lavar. El agua de caldera llega a adquirir una composición de equilibrio entre lo que entra con la alimentación y lo que sale con las purgas, el que puede permanecer indefinidamente así. Pero los lavados están condicionados por las inspecciones (como las mensuales ordenadas por ley en EEUU), las que a su vez están ligadas a obtener una perfecta confiabilidad: las locomotoras del futuro desieran estar bien el año próximo.

El tiempo en que la locomotora (o caldera industrial) está fuera de servicio por causa del lavado debe ser el más corto posible:

Algunos puntos fundamentales relativos al lavado de calderas de locomotora son los que siguen:

- (a) la productividad de la unidad exige que todo el proceso sea realizado en el menor tiempo posible, naturalmente sin inferir daños a la caldera;
- (b) es menester no confundir uniformidad de temperaturas con lentitud en el enfriamiento, concepto, éste último, que es uno de los tabúes que vienen del siglo pasado. Tampoco ha de confundirse uniformidad de temperaturas durante el proceso de levantar presión con lentitud en el mismo;
- (c) la experiencia enseña que el lavado del cielo del hogar y de la placa tubular ha de hacerse inmediata y simultáneamente con el vaciado de la caldera; esto como prevención contra el pegado de lodo;
- (d) la inspección de la caldera debe ser practicada conjunta y simultáneamente por el responsable de las calderas y el responsable del tratamiento de aguas (regla de oro de los ferrocarriles británicos (RICHARDSON (1)));
- (e) el flujo de calor debe ocurrir siempre en el mismo sentido que el que se da durante la vaporización, es decir del lado gases calientes hacia el lado agua. Por eso **NO DEBEN LAVARSE CALDERAS FRIAS CON AGUA CALIENTE**, sino calderas calientes con agua fría. Esta ha sido la más reciente práctica de los ferrocarriles alemanes, la que se ajusta a las recomendaciones de TROSS (9);

5.2 Operación de la caldera.

No se tiene conocimiento de que el diseño de calderas, tanto de locomotoras cuanto industriales, prevea cuantitativamente las dilataciones a que da lugar su trabajo: a lo más hay una difusa experiencia incorporada en forma intuitiva, como es el caso de la longitud de los stays. TROSS (9) ha sido el primero, sino el único, en ofrecer una descripción de los fenómenos que se dan en el hogar (pero no más que eso) en forma de explicar todavía cualitativamente las roturas de stays, las deformaciones, aflojamientos, rajaduras, etc. La explicitación cuantitativa de las tensiones de TROSS todavía está por hacerse.

Dado que la corrosión ha de considerarse cosa del pasado, las averías de caldera han de explicarse por vía de dilataciones y contracciones controladas que van más allá de la capacidad del material para absorberlas dentro de los límites de resistencia a la "fatiga de pocos ciclos" ("low cycle fatigue"). Esas dilataciones son de dos tipos:

- (a) las que derivan del flujo calorífico que produce una diferencia de temperaturas entre ambas caras del metal que transmite calor, y
- (b) las que derivan del incremento general de las temperaturas de las superficies que transmiten calor respecto de las superficies no calentadas.

En términos generales, las tensiones térmicas resultantes son proporcionales al flujo de calor e inversamente proporcionales a la conductancia térmica del elemento que transmite el calor. ---///

III... De allí que sean más fuertes cuanto más exigente sea el servicio y cuanto menor sea esa conductancia.

La conocida experiencia que se dio en los ferrocarriles franceses después de 1945, donde como se ha dicho, los trabajos de mantenimiento de caldera bajaron a sólo un 10% tras la drástica aplicación del tratamiento de aguas, prueba más allá de toda duda que no es el exigir a fondo a las calderas lo que las arruina sino la incrustación. Naturalmente, las calderas incrustadas sufrirán más si se las exige más.

Ya se ha dicho, a propósito de los lavados, que el flujo de calor ha de darse siempre en el sentido que ocurre en el servicio. Esto no ocurre así, con las consecuencias que son de peser, cuando se trabaja con tiro auxiliar (sopladores) sin adecuada cobertura de fuego en la panilla durante las limpiezas de fuego (locomotoras) o cuando los ventiladores de tiro trabajan a plena alimentación de combustible (calderas industriales). En el primer caso, el flujo calorífico inverso en la placa tubular será algo así como 15% del máximo (locomotoras), pero en el segundo caso es mucho mayor. La vieja regla de oro de "evitar celosamente toda entrada de aire frío al hogar caliente" se ha perdido.

6 Inspección y mantenimiento.

No por obvios han de dejar de repetirse los siguientes conceptos:

- (a) Cualquiera trabajo de fabricación o mantenimiento ha de ser ejecutado conforme a las reglas del arte. Usualmente los fabricantes de calderas tienen a su disposición muchos y mejores recursos para asegurar que la calidad de sus productos responda a las especificaciones de los planos, reglamentos, etc., en comparación con los medios de los usuarios. Las calderas no saben de atendibles excusas y se comportan según lo que se puso en su gestación y según el trato que reciben. El concepto de daño acumulado ("cumulative damage") dice que los fierros tienen memoria, de modo tal que fallan luego o circunstancia, en ese momento, "inocentes".
- (b) Las reglas del arte eran antaño materia de experiencia práctica; la tecnología de hoy se apoya en ensayos metalográficos de control, análisis químicos y físicos, mediciones de temperaturas, flujos de calor, radiografías, etc.
- (c) Lo usual es que falte documentación histórica fehaciente en forma que haga prueba segura. En general, no se hacen mediciones que sirvan de soporte a las opiniones. Esta carencia tampoco prueba que esas opiniones sean erróneas.
- (d) Si aún en explotaciones organizadas es difícil asegurar una efectiva, consuetudinaria y segura práctica de mantenimiento hecha sobre instrucciones escritas, ¿qué decir de las industrias pequeñas y medianas donde se supone que el jefe ...///

///... de mantenimiento: ha de saberlo todo?

(e) No debe confundirse prueba con convicción.

Por lo que hace al problema que nos ocupa, la desgraciada consecuencia es que es sumamente difícil coleccionar antecedentes válidos para extraer conclusiones firmes. Más aún: es muy dificultoso lograr que los usuarios - ocupados básicamente en fabricar zapatos o galletitas - se apliquen a establecer una rigida rutina de inspección y mantenimiento preventivo y que, paralelamente, los fabricantes acepten, como una realidad que les interesa, el comportamiento de los productos que conciben: no ocurre tal con automóviles y camiones.

Así como se da en la construcción y reparación de calderas de jerarquía, el medio ferroviario e industrial que aquí nos concierne ha de convenir, por ejemplo, de que los soldadores han de tener la calificación que el diseñador de la caldera ha presupuesto en su pensamiento técnico (no más, pero tampoco menos).

7 Declaración para un plan de estudios.

A esta altura el lector ya habrá comprobado que el presente informe, según se declara en la introducción, está lleno de incógnitas, ambigüedades, contradicciones, etc., pero también de conceptos firmes. Algunos de ellos son nuevos; otros obvios, que no por tales han de ser recordados en forma de integrar el cuadro general.

A título solamente enunciativo, puede esbozarse el siguiente plan de estudios:

(a) Recopilación de información: recorrido de la bibliografía; casuística; tradición oral, tratamiento de agua, etc.

(b) Estudios teóricos: el modelo de falla elaborado en las secciones 3 y 4 debe ser ahondado en sus distintas vertientes:

- * teoría de la distribución de temperaturas;
- * teoría de las tensiones térmicas;
- * la fatiga por tensiones térmicas;
- * la resistencia del metal a la fatiga por tensiones térmicas, etc.

(c) Fenómenos lado agua: la transmisión de calor por ebullición debe ser evaluada con mejor precisión en forma de eliminar incógnitas relativas a la influencia de los antibullicios sobre la (disminuida) nucleación, la concentración de sólidos solubles y en suspensión, así como sobre el flujo crítico (burnout point).

(d) Tratamiento de agua: la casuística ha de ser utilizada para explorar las diversas hipótesis relativas a la posible contribución de factores que hacen al tratamiento de agua, en especial los aspectos que tocan a la corrosión bajo tensión (por su influencia sobre la fatiga) y a la --- //

III-- fragilidad cáustica. Estos estudios comprenden la recorrida de la bibliografía; análisis químicos, cristalográficos, espectrográficos, etc., en forma de tener una interpretación clara de las ocurrencias más comunes.

(e) Materiales: el enorme acervo de la ciencia de los materiales ha de ser analizado con vista a las cuestiones que aquí interesan.

(f) Ensayos: el modelo de falla descrito en la sección 3 da pie para que se realicen ensayos experimentales con las varias configuraciones ya descritas en su oportunidad. En orden de creciente dificultad, podrían proponerse:

- * simples ensayos en frío, en máquina "dura" de fatiga, de distintas configuraciones;
- * extensión de tales ensayos a medios presumiblemente corrosivos, en caliente, a presión atmosférica;
- * lo antedicho, en autoclave a 15 kgf cm^2 ;
- * ensayos en una caldera experimental, alimentada con gas, de modo de reproducir los fenómenos cíclicos precedentemente descritos, etc.

(g) Configuración propuesta: el esquema delineado en la sección 10, y perfeccionado con el aporte que los estudios precedentes puedan proporcionarles aún cuando fueren incompletos, debe ser estudiado en forma tal de poder predecir su comportamiento en forma cuantitativa a fin de poder perfeccionarlo con vistas a una mayor durabilidad, menor costo, etc.

(h) Publicación de los estudios.

8 Materiales y fabricación.

El primer y obvio requisito que cabe exigir tanto de los materiales cuanto de la fabricación es que respondan a lo que se ha presupuesto en el diseño.

Esto no es un problema de lealtad comercial, sino de convencimiento por parte de quienes son responsables de la puesta en obra (y más adelante del mantenimiento). En todo diseño hay muchos implícitos, no siempre bien conocidos de los fabricantes físicos o de los usuarios, que han de ser respetados. Lo usual en nuestro medio, es que ese conocimiento profundo no se de ni que tampoco se sepa de su carencia, lo que se traduce en problemas posteriores. Tampoco existe una tradición que haga el aporte de la experiencia de los errores de generaciones anteriores.

La existencia de casos de brillante longevidad alcanzada por diseños corrientes, y la descripción del modo de falla que ya se ha dado, prueban que no hay porqué pensar en materiales y calidad de fabricación otros que los tradicionales, es decir no especiales. Habiéndose establecido que la resistencia está lejos de ser un requisito dominante, que la falla se produce por fatiga y que, al presente, existe una gran carencia de información cuantitativa ya adaptada al caso en cuestión, no cabe sino recurrir al uso de materiales que tengan la máxima aptitud para absorber factores desconocidos:

- (i) máxima plasticidad, usualmente asociada a bajas resistencias a la tracción;
- (ii) muy bajo golpe (57) (como el del material --//

(57) PORTA, L.D.: "The design of high powered locomotive crankshafts". (no publicado).

///... que CHAPELON utilizaba para cigüeñales de locomotoras) en forma de mejorar la resistencia a fatigas de dirección desconocida (tridimensional) y (iii) una bien controlada recepción.

No está mal recordar que, como se da, en un pocos casos, las fallas han de ser raramente atribuidas a los materiales. Lo que, por supuesto, no autoriza al uso de materiales inapropiados. Siempre cabe esperar mucho más de un progreso en las formas, métodos operativos, etc. que de los materiales. Dicho en otras palabras, LAS FALLAS DE DISEÑO U OPERACIÓN NO PUEDEN SER RADICALMENTE CORREGIDAS GRACIAS AL EMPLEO DE MEJORES MATERIALES. De allí las recomendaciones formuladas al principio.

La cosa no es tan sencilla en lo que concierne a la ejecución y, en particular, a la soldadura. Como las presiones en juego son bajas y la falla no catastrófica, "cualquiera suelta"; y como el lugar es sucio e incómodo, nadie inspecciona, ni siquiera visualmente. El hecho es que los depósitos de locomotoras donde se cambian tubos, o las pequeñas y medianas fábricas que reparan sus propias calderas industriales, no tienen soldadores adecuadamente entrenados para el trabajo en cuestión. Podría ser que esta dificultad se salvara con la organización de una "bolsa" de soldados especializados en este trabajo particular.

Estimase que los siguientes puntos puedan dar una importante contribución al problema:

(a) el proyectista de la caldera ha de indicar claramente en los planos, instrucciones, etc., cuales son los puntos que describen su filosofía... //

III... de diseño en forma de puesta en conocimiento de los usuarios, único modo de que puedan respetada;

- (b) el fabricante de la caldera ha de escribir un manual de instrucciones que traduzca todos los conceptos explícita o implícitamente puestos en juego;
- (c) las "Instructions Techniques" de los Terrocables Franceses pueden ser propuestas como modelo. El punto esencial es que NINGUNA DECISION (por ejemplo cambiar el tipo de electrodos) ha de quedar librado a los niveles más bajos y no calificados. (Ha de notarse que esto necesariamente obran así cuando hay un vacío de decisión en el plano superior o cuando éste comete graves equivocaciones);
- (c) en los talleres de fabricación o mantenimiento ha de hacerse un mínimo programa que obligue a hacer lo que los soldadores no hacen nunca por propia iniciativa: romper una pieza soldada, cortarla, ver que hay dentro, etc.;
- (d) emplear sólo soldadores calificados;
- (e) ha de organizarse un sistema de control y de archivo historial en el que se consigne un eficaz seguimiento, y
- (f) finalmente, es menester recordar que los problemas son simples en la medida de nuestras limitaciones. Limitaciones que no se sabe que se las tiene: es mejor siempre referirse al fabricante que dispone naturalmente de un mayor acervo de conocimientos.

9 El mandrilado.

Esta forma de sujeción tubo-placa debe ser estudiada dado que puede o no integrarla. Es utilizada desde muy antigua data y se la emplea aún con presiones muy elevadas. "Todo el mundo" mandrila, pero una ojeada a la literatura técnica revela que la cosa dista de ser conocida con suficiente profundidad, sobre todo por quienes efectúan trabajos de reparación de calderas, como para garantizar que su aplicación se haga conforme a las intenciones explícita o implícitamente involucradas en cada diseño particular.

¿Cuán fuerte debe mandrilarse? ¿Hasta cuándo puede remandrillarse? ¿Es lo mismo mandrilar para bajas que para altas presiones? Son cuestiones que deben ser contestadas cuantitativamente.

El estudio de este tema apenas si ha sido comenzado en esta oportunidad, de modo que lo que sigue ha de tomarse a título provisorio; las referencias bibliográficas consignadas lo son a título meramente summativo, y en la idea de mostrar que una operación aparentemente tan sencilla tiene sus puntos delicados, puntos que han merecido estudios muy profundos. (59) a (73) { por las... III

(59) GOODIER, J. N. & SCHOESSOW, G. J.: "The holding power and hydraulic tightness of expanded tube joints: Analysis of the stress and deformation". Trans ASME 1943, pp. 469-476.

(60) BRAUN, F. C. & FLEISCHMANN, M.: "The rolling-in of upset and close-tolerance machined tubes for cracking-furnace installation". Refiner and Natural Gasoline Manufacturer, 19, 53-59, July 1940.

III... razones mencionadas en la introducción, esa lista dista de todo lo completa que sería deseable, lo que, en cierto modo, condiciona lo que más abajo se lee).

Salta a la vista que, en esa literatura, ha dominado la necesidad de un mayor dominio en el campo de las calderas acuotubulares en vista de los fuertes incrementos de presiones que se dieron en la década del 20. Entretanto, dado que la caldera hemotubular fue cayendo en des crédito, la unión mandrilada en placas tubulares sujetas a un --- III

(61) OPPENHEIMER, P.H.: "Rolling tubes in boiler plates". Power, 65, 300-303 (1927)

(62) THUM & MIELENTZ: "Verhalten eingewalzter Rohre in Betrieb", ZVDI 81, 1491-1494 (1937)

(63) WERKSMEISTER, H.: "Werkzeuge zum Einwalzen von Rohren". Die Wärme 59, 19-26 (1936)

(64) KAMMERER, V & PARMANTIER, G.: "Evaluation des efforts qui prennent naissance dans les plaques à tubes des chaudières aquotubulaires". Bulletin des Associations Françaises de Propriétaires d'Appareils à Vapeur, 12^e Année, Bull. N° 43, pp. 1-30 (1931)

(65) BERNDT, O.: "Befestigung und Haften von Heiz- und Wasserrohren in Kesselrohrwänden". ZVDI 68, 809-810 (1924)

(66) GRIMISON, E.D. & LEE, G.H.: "Experimental investigation of tube expanding". Trans ASME, 1943, 497-505.

(67) FISHER, F.F. & COPE, E.T.: "Automatic uniform rolling-in of small tubes". Trans ASME, 1943, 53-60.

(68) FISHER & COPE, "The latest method of rolling boiler tubes", report of 13th General Meeting, The National Board of Boiler and Pressure Vessel Inspectors, Columbus, Ohio, USA, 1941.

(69) POLLARD, G.V.: "Tight joints for condenser tubes". American Machinist, 80, 953-956 (1936)

(70) MAXWELL, C.A.: "Practical aspects of making expanded joints", Trans ASME 1943, 507-514.

(71) "Discussion - Expanded joints". Trans. ASME 1943, 515-522.

(72) SIEBEL, E.: "Walzerbindungen". Stahl u. Eisen 53, 1205-1215 (1933)

(73) RUTTMANN, W.: "Über das Einwalzen von Rohren und der besonderen, Berücksichtigung der Frage der Perforation in den Einwalzstellen von Siederöhren". Dissertation für Dr. Ing., Technische Hochschule, Darmstadt 1933.

III--- fuente flujo térmico no fué mayormente investiga-
da. No se conoce todavía, en base a la información
disponible, un modelo de falla como el que se ha
descrito en la sección 3.

Ya se ha dicho que la unión puramente man-
drilada cede en ligas, hacia 1925, a la unión
mandrilado - soldada en las calderas americanas
con hogar de acero (locomotoras). El agregado de
la soldadura se hace como consecuencia de que
la unión solamente mandrilada no presta un buen
servicio aún cuando las máximas vaporizaciones de
entonces no pasaban de los $60 \text{ kg m}^2 \text{ h}^{-1}$; pero ocu-
rre que, al mismo tiempo aparecen en EEUU los
tratamientos de agua que, aunque imperfectos, repre-
sentan un progreso enorme (eso en otros países en-
cuentra eso sólo 10 a 20 años más tarde). Cabe,
en consecuencia, preguntarse ¿cuál hubiera sido el
comportamiento de uniones puramente mandriladas
en calderas de locomotoras totalmente libres de
incrustaciones? ¿Es realmente necesario soldar siempre
las placas tubulares N°1 de las calderas industriales?

Seguendo a FISHER & COPE (67), puede de-
cirse que, a fin de permitir una fácil inserción del
tubo en el agujero, este se hace de un diámetro
ligeramente mayor que el del tubo (*). De consiguiente,
te, durante el mandrilado, la junta no existe
hasta tanto el tubo haya sido estirado hasta
hacer contacto con la placa. A partir de ese
momento, la expansión radial del tubo es constre-
nida por el metal de la placa y, en consecuencia,
---III

(*) la práctica ferroviaria suele ser hacer el tubo lige-
ramente cónico y calzarlo con dos o tres golpes dados
con un botador por el extremo caja de humos.

III... es forzado a estirarse longitudinalmente. Este estiramiento axial (elongación) tiene una relación definida con la resistencia y estabilidad de la unión (*). Tanto el metal del tubo, cuanto el de la placa que le está en su inmediata vecindad en el agujero, sufren una deformación en frío y un incremento en la dureza, además de la correspondiente reducción de la ductilidad.

La elongación somete al tubo a cargas axiales de compresión contra la otra placa, que tiende a ser separada de la primera. Esto produce un muy complejo conjunto de fuerzas, a menos que se siga una secuencia de mandrilado cuidadosamente planificada (¿cual, porque' la elegida?).

En el caso corriente en el que el espesor del tubo es menor o igual a $\frac{1}{10}$ del radio, las presiones radiales varían entre los siguientes límites:

- (i) si la placa es apenas deformada plásticamente, $\approx 20 \text{ kgf cm}^2$.
- (ii) si la placa es deformada plásticamente "a fondo", $\approx 200 \text{ kgf cm}^2$.

Como la condición elemental para que no haya fugas es que la presión de contacto supere la de caldera, se ve que en cualquier caso, aun para calderas de baja presión, habrá que deformar plásticamente no sólo el metal del tubo sino el de la placa. Esto pierde, pues, parte de las condiciones de plasticidad que hemos declarado deseables para hacer frente al proceso de fatiga descrito en la sección 3 en las que el mandrilado actúa...//

(*) FISCHER & COPE se refieren a calderas de tubos de agua en la que los esfuerzos mecánicos y térmicos son distintos de los de las de tubos de humo.

III-- junto con la soldadura. De allí el carácter dudoso de su inclusión en la configuración propuesta en la sección 10.

Ignóranse las influencias resultantes de los mandrilados vecinos.

Una característica importante del mandrilado es que su eficiencia pasa por un óptimo para un grado determinado de apriete: remandrilado más fuerte no es solución de ningún problema de pérdidas crónicas, para no mencionar que es causa de frecuentes fisuras que se dan en la malla. Es obvio que, toda vez que se haya iniciado una tal fisura, el apriete desaparece y la fisura se agranda con cada remandrilado.

También es obvio que las tensiones del mandrilado desaparecen (o por lo menos quedan otras fuera de control) con el calentamiento inherente a la soldadura (como ocurre con las contiguas nivelas de las locomotoras que pretenden "asegurarse" con tal procedimiento (FCGB)). Esto salvo que se adopte el procedimiento ferroviario de soldar con la caldera llena de agua.

Partiendo del modelo de falla descrito en la sección 3 para la unión soldada, puede intentarse explicar la pérdida de hermeticidad de la unión puramente mandrilada. Cuando la placa se calienta iniciando uno de los ciclos (allí llamados de fatiga), la cara más caliente (lado fuego) sufre una compresión cuya amplitud crece con la intensidad del flujo térmico. Esto "ahorca" ^{la punta del} más tubo ya deformado plásticamente, reduciendo su diámetro en forma permanente, no obstante lo cual sigue apretando contra la placa --- III

III. -- en forma análoga a la que tiende a cerrar las fisuras tipo b (Fig. 8). Del lado agua, la placa se distiende también con una amplitud de movimiento que, más allá de cierto límite, el tubo no sigue, eventualmente separándose, lo que daría lugar a la entrada de materias sólidas en suspensión en el agua. Cuando el flujo de calor cesa, la placa se distiende del lado fuego y "ahorra" al tubo del lado agua. El tubo no sigue a la placa del lado fuego porque no tiene con ella ningún vínculo fijo (soldadura) y porque perdió su apriete por causa de la excesiva deformación plástica que se dió durante el calentamiento; el "ahorcamiento" lado agua produce a su vez deformaciones plásticas adicionales en el tubo, de las cuales, no se recupera sino en forma limitada: en definitiva, ambas puntas se aflojan quedando, con buena fortuna, una zona central con un contacto de cuya presión sería aventurado opinar. Este proceso de aflojamiento tiene sus análogos en el bien conocido aflojamiento de los bujes de bielas de las locomotoras que son sensibles aún a modestas sobrecalentamientos temporarios de temperatura resultantes de imperfecciones en la lubricación, y también en los aflojamientos que se daban en los cigñales calados en caliente por la misma causa. El tubo no se fisura, pero pierde, porque tales ciclos, repetidos más allá de cierta amplitud definida por las dilataciones relacionadas al flujo térmico, hacen que el apriete final sea muy bajo a pesar de que la presión de contacto requerida sea muy baja. También, como para la unión soldada, la cosa se agravará con un mayor espesor de placa --- III

III... porque las dilataciones y contracciones térmicas serán proporcionales a la caída de temperatura a través del material; esta crece con el espesor y con la intensidad del flujo térmico. Por ello las placas tubulares, lado caja de humo no pierden nunca a pesar de estar sólo mandriladas y ser muy gruesas.

Esa desaparición del apriete hace que el tubo sea capaz de soportar sólo una pequeña fuerza axial, lo que da lugar a desplazamientos en el sentido longitudinal: por eso hay que rescarlos (tubos grandes, en placas de cobre, locomotoras inglesas) o darle una fijación axial en forma de ranuras que se pueñan con el mandrilado o con un repaldo pre-formado en forma de sobredímetro que se ajusta contra la placa.

Cuando una caldera mandrilada se incrusta, a tiempo que el metal pierde las propiedades mecánicas que favorecen su trabajo, sufre elevaciones de temperatura tales que su límite de fluencia baja considerablemente, para no hablar del estiramiento consecuencia del "creep" que se presenta por encima de los 450 °C (aún sin rotura). El mandrilado se pierde en pocos ciclos, pero en cambio los cristales producidos en el proceso de incrustación colmatan la hendidura con un proceso igual al que se da en los poros de un papel de filtro, por lo que los tubos presentan el conocido aspecto de "tener coronas". Ese proceso de colmatación es también el que explica el taponamiento temporario de las fugas con aserrín, viejo recurso de todo "buen" maquinista ferroviario. Hay que tener presente, sin embargo, que los anti-bullicivos, -- //

///--- al cambiar la tensión superficial, hacen que el agua de caldera se gane más fácilmente a través de los minúsculos intersticios siempre remanentes, quizá por cambiar el sentido del menisco en ellos.

También en las placas mandriladas la hermeticidad cesa al bajar el flujo de calor, lo que da lugar al ya mencionado truco de corregir la pérdida asegurando un flujo de calor positivo haciendo soplar las válvulas de seguridad (locomotoras).

Cuando una caldera mandrilada es sometida a un proceso de desincrustado (p. ej. implantando un tratamiento carbonático alcalino que disuelve las incrustaciones silíceas y sulfúricas), ocurre el bien conocido proceso de la aparición de pérdidas, las que usualmente se corrigen con un remandrilado.

La experiencia ha enseñado que la interposición de una virola de cobre mejora la estanqueidad de la unión mandrilada en la placa de acero.

Si se acepta el mecanismo precedentemente descrito, es probable que su contribución a evitar la falla sea más bien negativa visto su bajo límite de fluencia apenas la temperatura se eleva por encima de 250 a 300 °C. Pero en cambio quizá facilite, por esa misma plasticidad, el remandrilado de dos superficies que, como consecuencia de los ciclos de dilatación y contracción que supean en placa y tubo los límites de fluencia, pronto cesan de ser cilíndricas. En tal circunstancia, el asegurar un buen nuevo "primer" contacto (antes de hacer verdadera junta) exigirá deformaciones adicionales en el tubo y la placa que agrían todavía más el material: el cobre, en cambio, se adapta bien a las deformaciones.

10 Configuración propuesta.

Es menester no perder de vista que el objetivo de largo alcance ha de ser el de desarrollar una configuración que, integrando una unidad tecnológica con todos los factores que hacen al diseño, fabricación y operación de la caldera, tenga una muy baja probabilidad de falla, un costo mínimo de fabricación, emplace exigencias no anómalas a los materiales, etc. Ese logro no necesariamente pasa por el estudio exhaustivo de toda la casuística, de modo que no ha de orientarse el esfuerzo en explicar, en términos cuantitativos, todo el espectro de fallas que pueden resultar de infinitas combinaciones de diseño, fabricación, soldadura, tratamiento de aguas, etc. Obvio es, también (como se repetirá) que la solución de cada uno de los diferentes casos concretos es muy improbable se logre actuando sobre uno sólo de los factores que intervienen, llámese esto fragilidad caustica, mala calidad de los tubos, indebido flujo de calor, imperfecta soldadura, etc.

El esfuerzo ha, pues, de orientarse en dos direcciones: (i) el diseño de una configuración que, respondiendo al antedicho objetivo, sea de aplicación cuando se dispone de plena libertad de concepción y (ii) el diseño de configuraciones que, acercándose al ideal, satisfagan razonablemente bien dentro de las distintas limitaciones que se dan en cada caso.

Es así que, pese a las imprecisiones, limitaciones y carencias de todo lo que sucede, se estima estar en condiciones de mejorar los diseños existentes aun cuando su performance sea, en ciertos casos, excelente (los "2 000 000 km" de las 141 R francesas). Se pretende que ello es consecuencia de que ---///

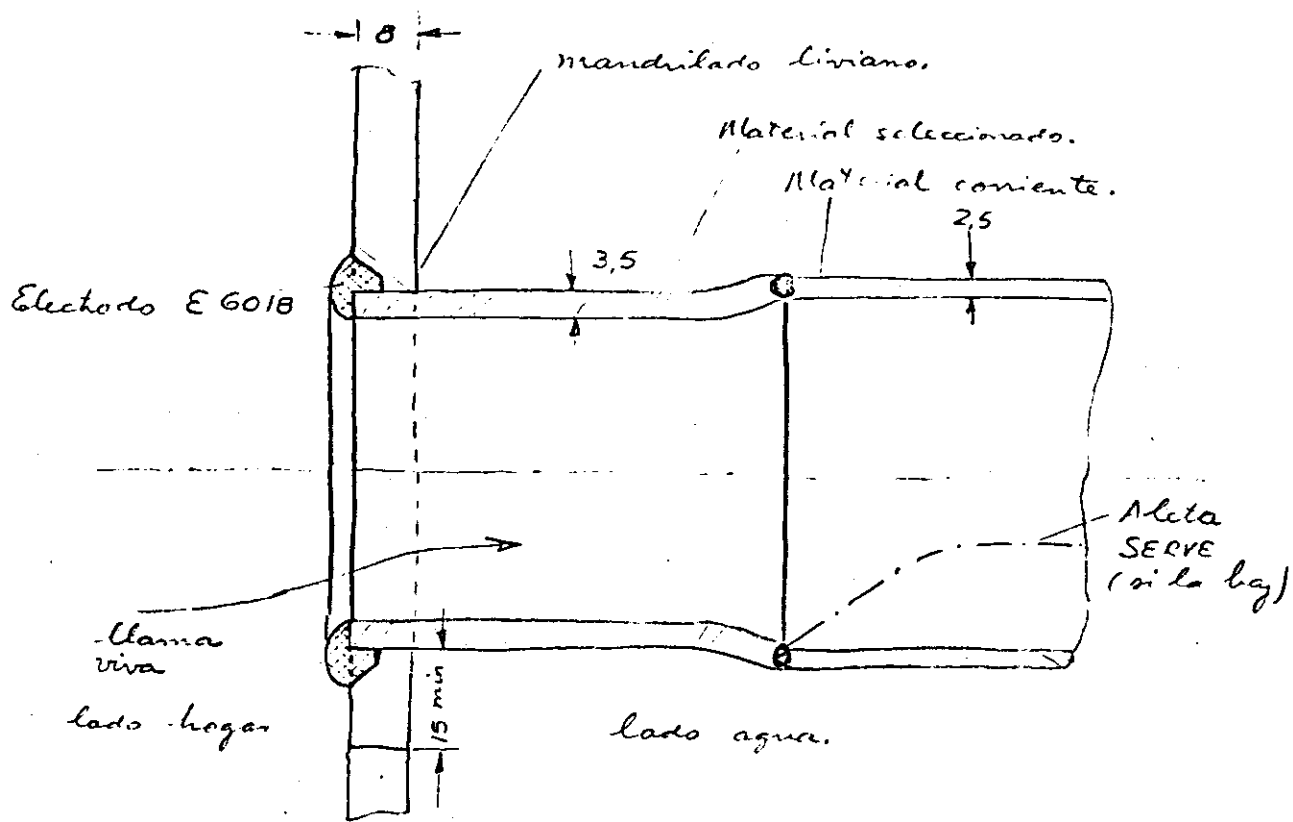


Fig 29. Configuración propuesta para calderas de locomotora con presiones de hasta 20 kg/cm².

III... ahora se dispone de una descripción, aunque sea groseramente cuantitativa, del mecanismo de la falla. Lo menos que puede hacerse es aplicar el método de los "steps in the right direction" poniendo en juego todos los factores favorables y evitando los desfavorables.

Limitándose, por el momento, al caso en el que se dispondría de máxima libertad y al de las locomotoras de hasta 20 kgf cm^2 de presión, la configuración detallada en la Fig 29 representa el resultado de un primer esfuerzo que, cual estatuilla de arcilla plástica, habrá de ser modelado con progresiva perfección conforme se avance en el estudio de que aquí se trata.

II Conclusiones y recomendaciones.

Se cree haber mostrado, con bastante claridad, la insuficiencia del método empírico de prueba y error para alcanzar una unión satisfactoria entre tubos y placa tubular. Esa insuficiencia deriva de una carencia esencial, a saber: que ninguno de los caminos seguidos hasta ahora (por lo menos los que han podido ser conocidos al 10-2-80 en INTI) ha sido el resultado de un claro saber sobre como trabaja esa unión y cual es su modo de falla.

Por lo que hace a las locomotoras, y suponiendo que la sola aplicación de las reglas y procedimientos que dieran lugar a los brillantes "2 000 000 km" se está todavía lejos de la máquina del futuro (pero no demasiado por causa de la crisis petro-energética) que habrá de trabajar casi a pleno 20 h/día: su kilometraje en 20 años de vida será entonces de 6 000 000 km; su presión será mayor de 30 kgf/cm² y habrá de permanecer encendida un año seguido.

Por supuesto, damos por descrito que se podrá mantener la forma de su caldera, con lo cual se seguirá contando con los beneficios de esas virtudes que la hicieron resistir la prueba del tiempo frente a otros diseños alternativos.

El modo de fallo, propuesto como base de un futuro programa de trabajo, ha mostrado una inesperada fecundidad e incluso ser susceptible de asociarse con evaluaciones cuantitativas.

Estas, a pesar de las reconocidas e inevitables imprecisiones, han permitido llegar a conclusiones que se cree válidas; esta validez estaría asegurada porque los fenómenos considerados en las distintas alternativas, están muy lejos de...

... de la "línea del sí o no". Por ejemplo, si se duplica el espesor de la placa, las tensiones térmicas se duplican con lo que la vida útil viene a reducirse a $\frac{1}{10}$: no hay ninguna duda de que la placa ha de ser tan fina como lo permitan otros condicionamientos.

No hay por qué admirarse demasiado por lo dicho ya que, en el fondo, la filosofía que anima el enfoque aquí presentado avanza del genial trabajo con que Arnold TROSS (9), en Alemania, enfrentó parecidos temas dando respuesta a cuestiones que el resaca por BUNTE dejara por herencia. (¡INCREDIBLE!). La combinación de esa filosofía con la concurrente que, paralelamente, creara ARMAND en Francia (avalada por los "2 000 000 km") ha de dar la respuesta correcta, no sólo a los problemas existentes, sino a los que plantea la demanda de progreso y de competitividad en el plano internacional.

El lector familiarizado con la literatura de nivel (p.ej. el ASME Journal of Pressure Vessel Technology) sin duda habrá advertido que se está muy lejos de tal altura: (i) recién se empieza y (ii) puede que, al menos por el momento, las respuestas sean suficientes.

Reiterando conceptos expuestos en la introducción, habrá de disculparse que, en aras de la premura y recordando que "el peor enemigo de lo bueno es lo mejor", esta "summa" contenga imprecisiones, lagunas, errores, etc. que precisamente habrán de ser salvadas por el estudio al que sirve de base.

Los interesados en las calderas humotubulares industriales habrán de ejercitar su paciencia hasta que los desarrollos que tendrían que hacerse en ese campo alcancen el avance logrado en el de las locomotoras, lo que se explica por el origen que ha tenido este estudio.

Apéndice

A1. Descripción de las calderas humolubulares modernas

(Falta)

Apéndice.

A2. Descripción de la calderas de locomotoras modernas.

El objeto de este apéndice es facilitar el conocimiento de este tipo de calderas a quienes no están familiarizados con su tecnología. Los ejemplos que se han tomado para ilustrar el texto corresponden, dentro de la inmensa variedad disponible, a la escuela alemana de diseño.

A2.1 Fundamentos.

La caldera de locomotora cumple la función de generar vapor para la máquina con la que está integrada física y operativamente:

- * físicamente, porque participa en la absorción de esfuerzos mecánicos resultantes de las presiones que se dan sobre los pistones con alternancia que llegan a 400 o 500 min^{-1} ;
- * operativamente, porque debe producir en todo momento, e instantáneamente, todo el vapor que la máquina demanda, siendo a tal efecto su inercia calorífica prácticamente inutilizable, casi como si se tratara de una caldera monotubo.

Al consumir energía para su transporte, está obligada a tener el máximo de vaporización posible por unidad de masa y volumen. Dado que el servicio ferroviario tiene una variabilidad extrema, la potencia pico es utilizada (en general) con poca frecuencia, razón por lo cual se consiente en una disminución de rendimiento que, a elevados regímenes, cae a valores de otro modo inaceptables (esa era la posición antigua del... ///

III... tiempo de la energía barata).

La caldera que se describirá más adelante es la tradicional, indicándose luego las mejoras introducidas en los últimos tiempos para aumentar su rendimiento.

Las presiones usuales llegan hasta 20 kgf cm² (25 en Alemania) y las máximas vaporizaciones alcanzan a 55 000 kg h⁻¹ en el caso de las grandes locomotoras que se construyeron después de la guerra en los EE.UU. El contenido de agua es $\geq \frac{1}{3}$ del de la evaporación máxima y; con tiro auxiliar, puede entrar en presión en 1 hora con agua fría y en 20 min con agua caliente. El peso completo, en vacío y con todos los accesorios, puede llegar a valores tan favorables como 1.3 kgf por kg/h de vapor producido a 400 °C.

El número de calderas de locomotoras que se ha construido probablemente, esté cerca de un millón, todas ellas remachadas, con un comportamiento óptimo de las remachaduras, excepto en el hogar donde la soldadura aportó un gran progreso a partir de la década del 20. La soldadura integral sólo fue admitida con reluctancia después de la guerra, esencialmente por temor a una factura frágil por causa de esfuerzos denunciados que la remachadura es capaz de absorber con aviso previo a la falla. Los Ferrocarriles Alemanes adoptaron, en algunos casos, una construcción mixta por razones de carácter práctico.

Los materiales siguen siendo los tradicionales.

la locomotora avanza en esta dirección

avés

adelante.

hogar

cuerpo cilindrico

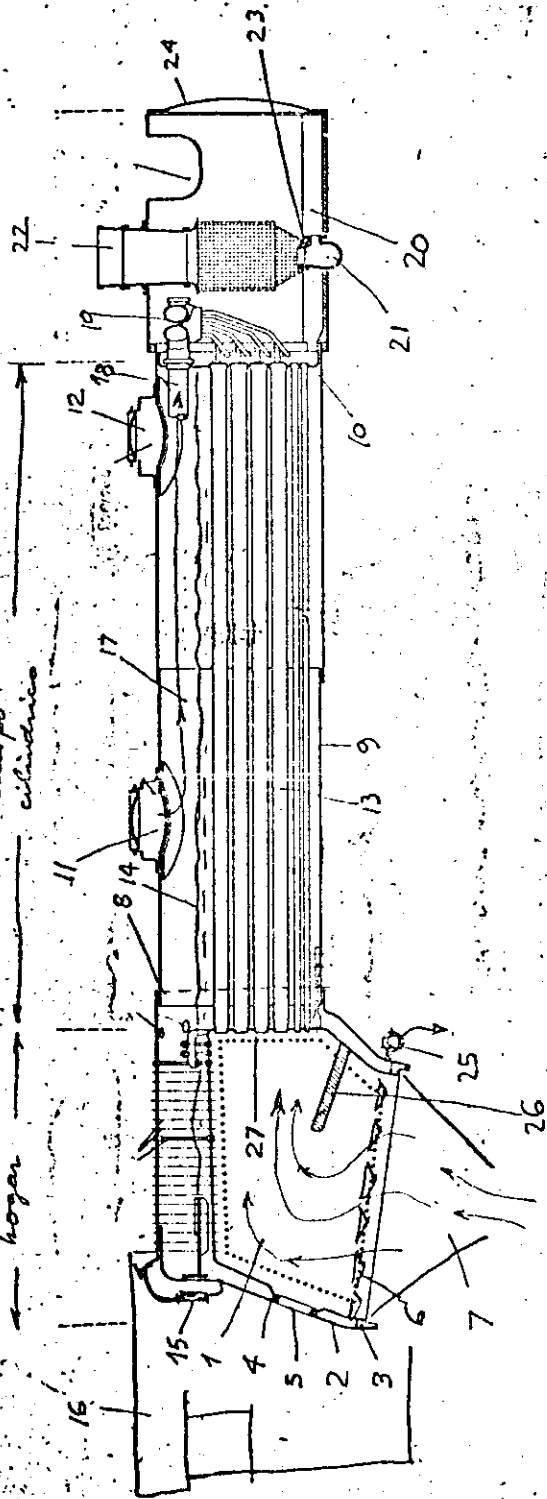
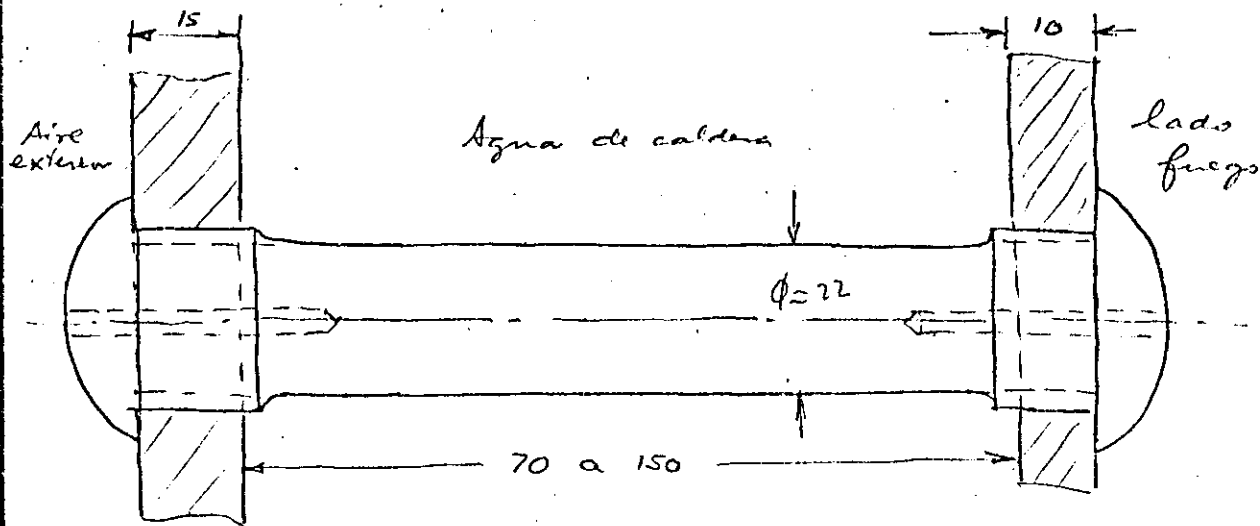


Fig: A2-1 Conjunto de la caldera de locomotora.



Escala 1:1

Fig. A2-2 Epico estay remachado.

A2.2 Descripción general.

La Fig. A2-1 describe una caldera tradicional alemana de pre-guerra, de tubos "muy largos".

Se distinguen tres partes: el hogar, el cuerpo cilíndrico y la caja de humos. El hogar 1 es una caja de paredes más o menos planas cuya forma está largamente condicionada por la disposición de las ruedas que están debajo. Esa caja es de paredes de acero dulce de 9,6 mm de espesor (antes de cobre) y está envuelta en otra caja exterior 2 separada de unos 100 a 150 mm de la primera; en el espacio entre ambas circula agua en forma natural, constituyendo un recinto de paredes de agua con refrigeración total. Las paredes de ambas cajas están amarradas con estajos (Fig. A2-2), tradicionalmente remachados, ahora también soldados, de modo que las presiones se compensan. También están unidas en la parte inferior por un marco 3 de sección casi cuadrada (marco fundamental) con una unión remachada (hoy también soldada).

Como la disposición de la caldera es tal que la caja de humos está al frente de la locomotora en su marcha normal, la nomenclatura llama "adelante" a lo que está en la dirección de marcha y "atrás" lo que está en la dirección contraria, es decir al revés de la nomenclatura de las calderas fijas. Por eso el hogar está "atrás" y la caja de humos "adelante".

Ambas cajas-hogar están unidas por un marco 4 que cierra el agujero de la puerta del hogar 5 a través de la cual se carga el combustible y se accede al interior. En la...///

III--- parte inferior del hogar 1 se encuentra la panilla 6, hoy universalmente móvil para facilitar la extracción de escorias y cenizas en el cenicero 7. Este normalmente no tiene registro para control del paso de aire porque, como se verá luego, la caldera ajusta automáticamente e instantáneamente su tiro sin intervención de ningún elemento móvil.

El hogar exterior 2 tiene una gran abertura circular 8 sobre la que se adosa remachado el cuerpo cilíndrico 9 cuyas virutas son también remachadas (hoy también soldadas). Ese cuerpo cilíndrico está cerrado "adelante" por una placa redonda 10 llamada "placa tubular delantera" (o N.º 2). En medio del cuerpo cilíndrico existe una abertura de hombre 11 que por tradición se llama "domo". (En Alemania había un segundo domo 12).

El hogar 2 tiene en su parte de "adelante" la "placa tubular trasera" 27 (objeto del presente tratado); ambas placas están conectadas por el haz de tubos 13. Las calderas que sólo producen vapor saturado tienen tubos "chicos" de 40 a 55 mm de diámetro y 2,2 a 2,5 mm de pared. El diámetro de la tubería y su largo son elegidos de modo que la relación largo/diámetro va desde 90 a 110, con lo que el rendimiento de absorción oscila alrededor del 93 a 95% del máximo teóricamente posible si los gases se enfriaran hasta la temperatura del agua. Ese rendimiento de absorción es virtualmente invariable e independiente de la carga entre límites tan extendidos como una vaporización desde 30 a 120 kg m² h⁻¹. En esto hay una gran ventaja sobre la caldera acústubular.

El agua rodea los tubos por los que pasan los gases de combustión y se eleva a un nivel indicado en 14, el que se controla con vidrios de nivel 15 ubicados en el extremo "basero" de la caldera y que da sobre la cabina 16 donde están el maquinista que conduce el tren y el foguista que atiende la caldera y atiza el fuego.

Por encima del nivel de agua existe la cámara o espacio de vapor, cuyo volumen es muy reducido, pero, gracias a los anti-bullicios, da un vapor totalmente exento de humedad y contaminado en menos de 1 ppm. En el "domo" 11 se halla la válvula principal de vapor o "regulador", que se acciona manualmente desde la cabina 16 en un tiempo del orden de 0,1 s. El vapor sale de la caldera por el tubo 18 dando a la "caja colectora" 19 del sobrecalentador, para ir luego a los cilindros.

Cuando la caldera está diseñada para producir vapor sobrecalentado (ya no existen prácticamente locomotoras de vapor saturado, parte de los tubos son de mayor diámetro (generalmente 133×4 mm), por lo que se llaman "tubos grandes". En ellos van alojados los elementos sobrecalentadores constituidos por tubos de 38×3 mm, el todo formando un conjunto cuyo diámetro equivalente es $\approx 1/100$ del largo del tubo. El sobrecalentador es puramente de convección, razón por la cual la temperatura del vapor crece con la carga llegando a más de 400°C (hasta 440°C en Alemania). (Hoy hay medios para corregir esa característica).

Por "delante" del cuerpo cilíndrico hay otro cuerpo cilíndrico 20 llamado "caja de humos". En ella se encuentra la caja colectora 19 y el ---///

III... ejetor de tiro inducido 21. Este tradicionalmente estaba formado por la "chimenea" 22 y la "boquilla de escape" 23, pero hoy esos elementos han sido perfeccionados en mucho: el ejetor de tiro es el "corazón" de la locomotora y en el lenguaje ferroviario se lo llama "el escape".

La caja de humos está cenada por delante por la "puerta de la caja de humos" 24, la que permite un amplio acceso en menos de 1 minuto. Una caldera de locomotora bien diseñada es absolutamente hermética por lo que los gases no sufren ninguna dilución en su camino.

La caldera no tiene fundaciones; antes bien, sirve de fundación a la máquina. Está envuelta con una chapa metálica de ≈ 1.5 mm, la que incluye un colchón de amianto como aislante (hoy lana de vidrio), de modo que sus pérdidas por radiación no superan el 1%. La alimentación se hace siempre con dos sistemas independientes, cada uno de los cuales puede abastecer por sí solo la máxima evaporación. Tradicionalmente la alimentación está, pues, asegurada por dos inyectores, pero muchas locomotoras tienen un inyector y una bomba alternativa de accionamiento directo acoplada a un calentador alimentado por vapor de escape. TODO (o casi todo) el vapor que produce la caldera va a la máquina, la que lo evacúa a través de la boquilla de escape 21, de modo que TODA (o casi toda) el agua debe ser repuesta desde un vagón especial que se llama "tender". El tender se recarga de agua durante las paradas del tren a lo largo de la ruta y su capacidad suele alcanzar ... //

///... para unas 2 a 5 horas de marcha. El agua es tratada casi siempre con un batamiento interno. Una vez por mes la caldera se lava e inspecciona, habiendo el efecto "tapones de lavaje" adecuadamente distribuidos y uno o dos robinetes de purga 25

La conducción del fuego es un arte que se integra en el de la conducción de la locomotora en relación a la marcha del tren. Ese arte tradicionalmente se aprendía de generación a generación, como el de la navegación a vela, pero hoy se lo puede dominar científicamente

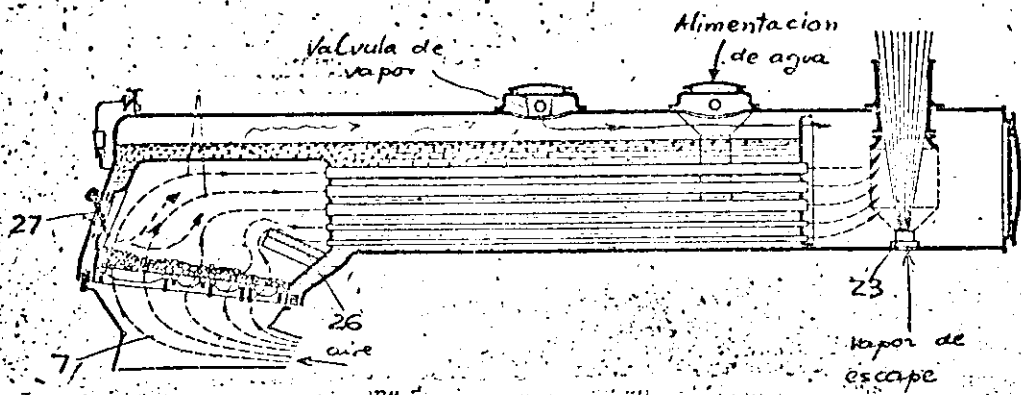


Fig. A2-3 Funcionamiento de la caldera.

A2.3 Funcionamiento.

La Fig. A2-3 muestra el funcionamiento de la caldera. En la misma se ve como el chorro de vapor de escape, ya servido por la máquina, sale por la boquilla 23 arrastrando los gases que son obligados a recorrer todo el circuito de la caldera desde el crucero 7. La figura muestra también la bóveda, en este caso la característica vieja bóveda con alemana que no propende a una homogeneización de los gases como se ve en esa, figura, tampoco propende a una buena mezcla del aire secundario que penetra por la puerta entrecruzada del hogar 27, a pesar de que el diseño alemán trata de compensar esa deficiencia. Por eso la locomotora alemana trabaja con más exceso de aire (40 a 50%) que otras (15 a 25%) lo que da lugar con rendimientos más bajos a plena carga, un menor techo de vaporización máxima, más arrastre de sólidos y una necesidad de mayor tiro ($\approx 40\%$).

El eyector de tiro está (especialmente los modernos) diseñado de tal modo que la relación aire/vapor es siempre muy ajustada a la óptima, es decir que es autoproporcionante: el foguista se ve obligado a trabajar por lo menos razonablemente bien, de modo que, sin necesidad de instrumento alguno, el exceso de aire permanece constante dentro de estrechos límites (25 a 35%).

Los parámetros fundamentales que definen la caldera son:

- (i) La sección de paso de gas [m^2] a través del haz tubular, que determina el tiro consumido por éste. Su capacidad de absorber calor es ILIMITADA, con muy alto rendimiento ---//

- (94 a 96% según muchos experimentos) siempre, claro está, que haya tiraje barato disponible;
- (ii) la superficie de la familia que define la cantidad de combustible que se puede quemar [$\text{kg m}^2 \text{h}^{-1}$] sin que el lecho de basas entre en fluidización y
 - (iii) el rendimiento del eyector, que define el vacío en caja de humos máximo posible de obtener con una aceptable contrapresión sobre los pistones.

En una caldera moderna como las del FC Rio Turbio, el vacío llega $\approx 450 \text{ mm H}_2\text{O}$ para una evaporación de $\approx 120 \text{ kg m}^2 \text{h}^{-1}$, de los cuales el haz tubular consume $\approx 250 \text{ mm H}_2\text{O}$.

La evaporación se hace en gran parte en el hogar ($\approx 50\%$ a media carga y 35% a plena carga) que evapora hasta unos $400 \text{ kg m}^2 \text{h}$ y, localmente, $>1200 \text{ kg m}^2 \text{h}^{-1}$ (valores experimentales). El primer metro de haz tubular hace 30% y el resto del haz se emplea - como siempre - en lograr mejores rendimientos de absorción.

La caldera de locomotora es fácilmente adaptable a la combustión de petróleo o leña sin mengua o incremento significativo de su eficiencia o capacidad de vaporización. NO NECESITA DE OTROS INSTRUMENTOS QUE EL MANÓMETRO Y EL NIVEL para garantizar la performance comprometida, NI TAMPOCO DE APARATOS AUTOMÁTICOS. Esto sólo puede ser comprendido viviendo su funcionamiento en la línea. Así así, hay que decir que tampoco los ferroviarios lo comprendieron a fondo hasta CHAPELON (1935).

La Fig. A2-4 da un balance calórico típico de una CHAPELONIANA que trabaje ---/11

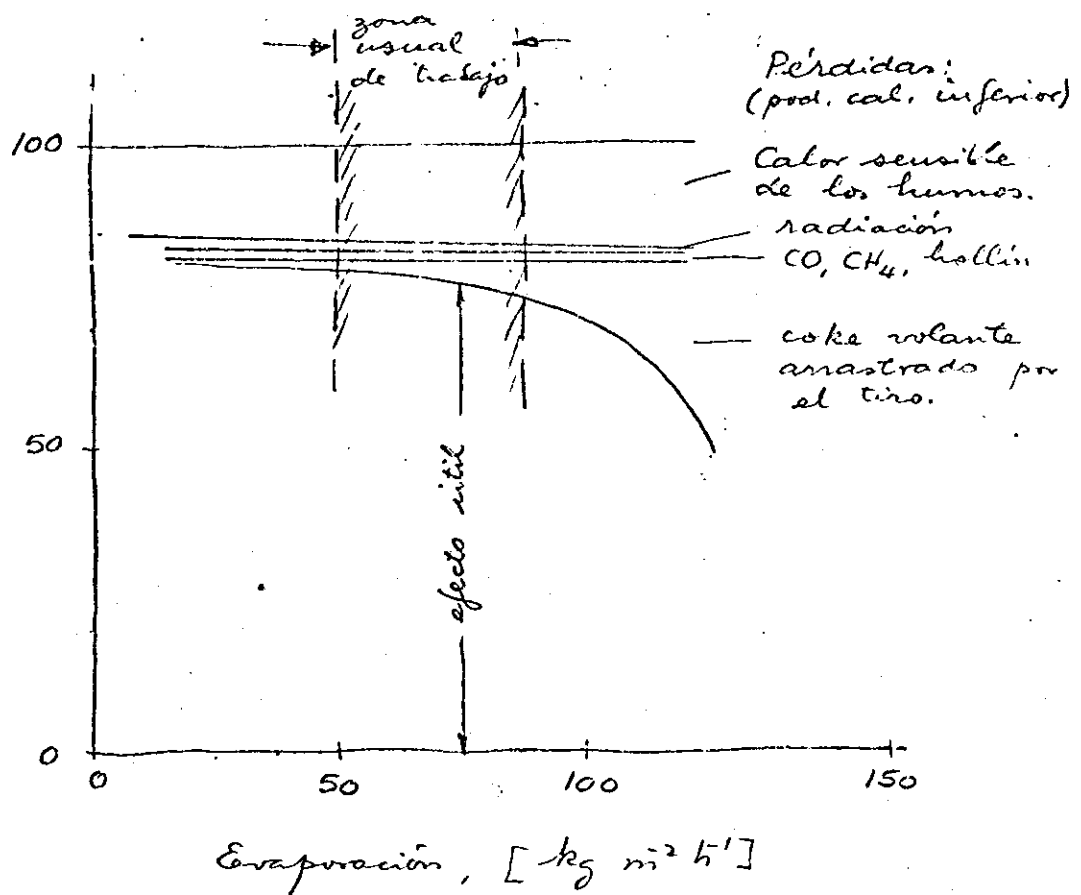


Fig. A2-4. Balance calórico en función de la carga

111--- con carbón de las características más apropiadas. Los rendimientos medidos en el FC Rio Turbio (combustión por gasificación) son muy satisfactorios (≈ 75 a 81% a las cargas usuales) a pesar de tratarse de un carbón no cokizante con mucha ceniza.

A2.4 Perfeccionamientos.

El agregado del economizador FRANCO-CROSTI, que se extendió mucho en los Ferrocarriles Italianos, permite reducir a la mitad las pérdidas por calor sensible en los humos. El sistema de combustión a la gasógena permite controlar la formación de escorias y sostener la evaporación por tiempo indefinido. Hay también una cantidad de perfeccionamientos prácticos que interesan al servicio ferroviario y que no cabe comentar aquí.

Apéndice.

Nota: Los números recuadrados se refieren a comentarios indicados en el Apéndice

A3 Cálculos relativos a la convección.

El ejemplo que sigue se refiere a las locomotoras del FC Río Turbio aine cuando las medidas no sean exactas, lo que carece de importancia dado el carácter de primera aproximación. Las unidades son el kg (kg masa), el kgf (kg-fuerza), la kcal = Cal; la Gcal = 10^6 Cal; el K (para diferencias de temperatura) el Nm³ (a 0°C y 760 mm Hg), etc.

Bóveda,	1	—	SI	NO
Evaporación máxima que se supone en los cálculos, =	(1)	kg h ⁻¹	10 000	10 000
Temperatura del vapor sobrecalentado (estimada), =	(2)	°C	400	400
Temperatura del agua de alim., =	(3)	"	10	10
Incremento de entalpía para 1 kg de vapor producido, =	(4)	kcal kg ⁻¹	767	767
Calor al vapor, = (4) · (1) =	(5)	Gcal h ⁻¹	7,670	7,670
Calor radiado al exterior por la caldera (ECKHARDT), ≈	(6)	"	0,060	0,060
Calor que pasa a través de la superficie de calefacción, = (5) + (6) =	(7)	"	7,730	7,730
Eficiencia de absorción del haz tubular, estimada, ≈	(8)	—	0,82	0,82
Calor liberado en el hogar, = (7) / (8) =	(9)	Gcal h ⁻¹	9,43	9,43
Poder calorífico inferior del combustible, estimado, =	(10)	kcal kg ⁻¹	5 500	5 500
Coefficiente de exceso de aire adoptado, =	(11)	—	1,3	2
Gas por kg de combustible que realmente entró en combustión (ROSIN), =	(12)	Nm ³ kg ⁻¹	8,3	9,0

Densidad del gas (0*-760*), =	(13)	kg Nm ⁻³	1,315	1,31
Carbon que realmente entro en combustion, = (9) / (10) =	(14)	kg h ⁻¹	1714	1714
Flujo de gas, = (14) · (12) =	(15)	Nm ³ h ⁻¹	14 226	15 426
(su volumen 0*-760*)	(16)	Nm ³ s ⁻¹	3,952	4,285
Flujo de gas, = (15) · (13) =	(17)	kg h ⁻¹	18 707	20 208
(en masa)	(18)	kg s ⁻¹	5,196	5,613
Superficie activa del hogar, incluyendo los termosifones y 0,3 de la superficie de la boveda, =	(19)	m ²	≈ 11	≈ 11
Fraccion del calor liberado en el hogar s/ HUDSON-ORPOK, = (20) = 1 / 1 + $\frac{\sqrt{(9)/(19)}}{0,46^*}$ =	(20)	-	0,277	0,262
Calor transmitido en el hogar, = (20) · (9) = (Error ≈ ±10%)	(21)	Gcal h ⁻¹	2,611	2,469
Calor transmitidos en el hogar, promedio sobre toda la superficie, = (21) / (19) =	(22)	$\frac{\text{Gcal}}{\text{m}^2 \text{ h}}$	0,237	0,224
Flujo maximo local / promedio, s/ KLIE (l.c.) y otros, ≈	(23)	-	≈ 4	≈ 4
Flujo maximo local de calor en el hogar, = (22) · (23) =	(24)	$\frac{\text{Gcal}}{\text{m}^2 \text{ h}}$	0,948	0,898
A titulo de comparacion, flujo critico maximo (burnout point) para ebullicion nucleada (pool boiling), VDI-Wärmeatlas, KAZAKOVA, CICHELLI & BONILLA y van WIJK & van STRALEN, ≈	(24.1)	"	2	2

17. p. 70-1 $\frac{\text{Wcal}}{\text{m}^2 \text{ h}}$ Direct del $\frac{\text{Wcal}}{\text{m}^2 \text{ h}}$ de calor

Entalpia en 1 Nm ³ de gas a la temp. adiabática de combustión, (10)/(12) =	(25)	kcal Nm ⁻³	663	611
Entalpia remanente en los gases en la placa tubular, = (25) · (1 - (20)) =	(26)	"	479	451
Temperatura media de los gases al llegar a la placa tubular (del diagrama IT-VDI), =	(27)	°C	1275	1200
Area de gas a través del haz tubular (en el medio, 18 elementos + 88 tubos chicos), =	(28)	m ²	0,2853	0,2853
Velocidad másica a la entrada de los tubos chicos, = (18)/(28) =	(32)	kg m ⁻² s ⁻¹	18,21	18,68
Temperatura de la placa, estimada a los efectos de primeros cálculos, ≈	(33)	°C	≈ 400	400
Temperatura de película en la entrada del tubo, ≈ $\frac{1}{2}((27) + (32)) =$	(34)	"	837	800
Viscosidad dinámica del gas a la temperatura (34), ≈	(35)	kg m ⁻¹ s ⁻¹	42 · 10 ⁻⁶	41 · 10 ⁻⁶
Diámetro del tubo, se tomados ≈	(36)	m	0,045	0,045
Número de REYNOLDS, = (32) · (36) / (35) =	(37)	—	19 500	21 600
Segun DEISSLER (74), el valor medio del número de NUSSELT sobre una longitud igual a un diámetro (aire ≈ gas), =	(38)	—	130	138
(74) DEISSLER, NACA TN. 3016 (1953)				

Conductividad del aire (\approx gas) a la temperatura (34), =	(39)	$\frac{\text{kcal}}{\text{m h K}}$	0,0614	0,0614
Coefficiente de transmisión del calor, = (38) · (39) / (36) = (medio sobre un diámetro)	(40)	$\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h K}}$	177	188
S/DEISSLER (74) coeficiente de transmisión del calor en el infinito del tubo, =	(41)	"	74	79
S/DEISSLER (74) coeficiente medio sobre 2 diámetros, = \approx (40) · 0,75	(42)	"	133	141
Id. sobre 3 diámetros, \approx (40) · 0,65	(43)	"	115	122

Un enfoque similar al anterior para la transmisión de calor sobre la placa y los primeros 19 mm de tubo puede hacerse en la hipótesis de que se trata de la primera mitad de los tubos de la primera fila de un intercambiador de tubos (flujo exterior al tubo). En base a la familiar ecuación de GRIMISON (75), se tiene [3]

$$\left(\frac{h_{ar} d_o}{k} \right)_{T_{0.5}} = c \cdot \left(\frac{d_o G_{max}}{\mu} \right)^n \cdot 0,84 \quad (\text{para aire } \approx \text{ gas})$$

Numero de NUSSELT medio sobre toda la circunferencia del tubo Numero de REYNOLDS (con la nomenclatura usual en EEUU).

El factor 0,84 corresponde a la primera fila de tubos ((75), p. 518), y es $c = 0,47$ y $n = 0,563$ en primera aproximación.

(75) KNUDSEN & KATZ: "Fluid dynamics and heat transfer", Mc GRAW HILL, N. York, 1958.

Se tiene, pues:

Diametro do (supuesto, no
igual a (36), =

$G_{max} = (32) =$

Número de REYNOLDS, =

$(50) \cdot (51) / (35) =$

Número de NUSSELT, =

$0,47 \cdot (52)^{0,563} \cdot 0,84 =$

Coefficiente medio de transmisión
de calor, $h_{av} = (53) \cdot (39) / (50) =$

Según (75), p. 157, la relación
entre el coeficiente medio (54) de
transmisión del calor y el
local en el centro del paño
entre tubos vale

Dado que de este modelo
sólo interesa tomar la primera
parte del tubo, ha de añadirse
el factor (56) ((75), p. 517), tomado
de THOMSON et al. (76), es

Por lo tanto el coeficiente de
transmisión local en el centro
del paño vale $(54) \cdot (55) =$

y el promedio para la placa
y 15 mm de tubo, = $(54) \cdot (56) =$

(76) THOMSON et al, Proc. General Discussion on
Heat & Mass Transfer, 1 Mech E & ASME, New York 1951,
p. 177.

(50) m 0,030 0,030

(51) $kg\ m^{-2}\ s^{-1}$ 18,21 19,68

(52) - 13000 14400

(53) - 82 87

(54) $\frac{kcal}{m^2\ h\ K}$ 168 178

(55) - 1,66 1,66

(56) - 1,20 1,20

(57) $\frac{kcal}{m^2\ h\ K}$ 279 295

(58) " 202 214

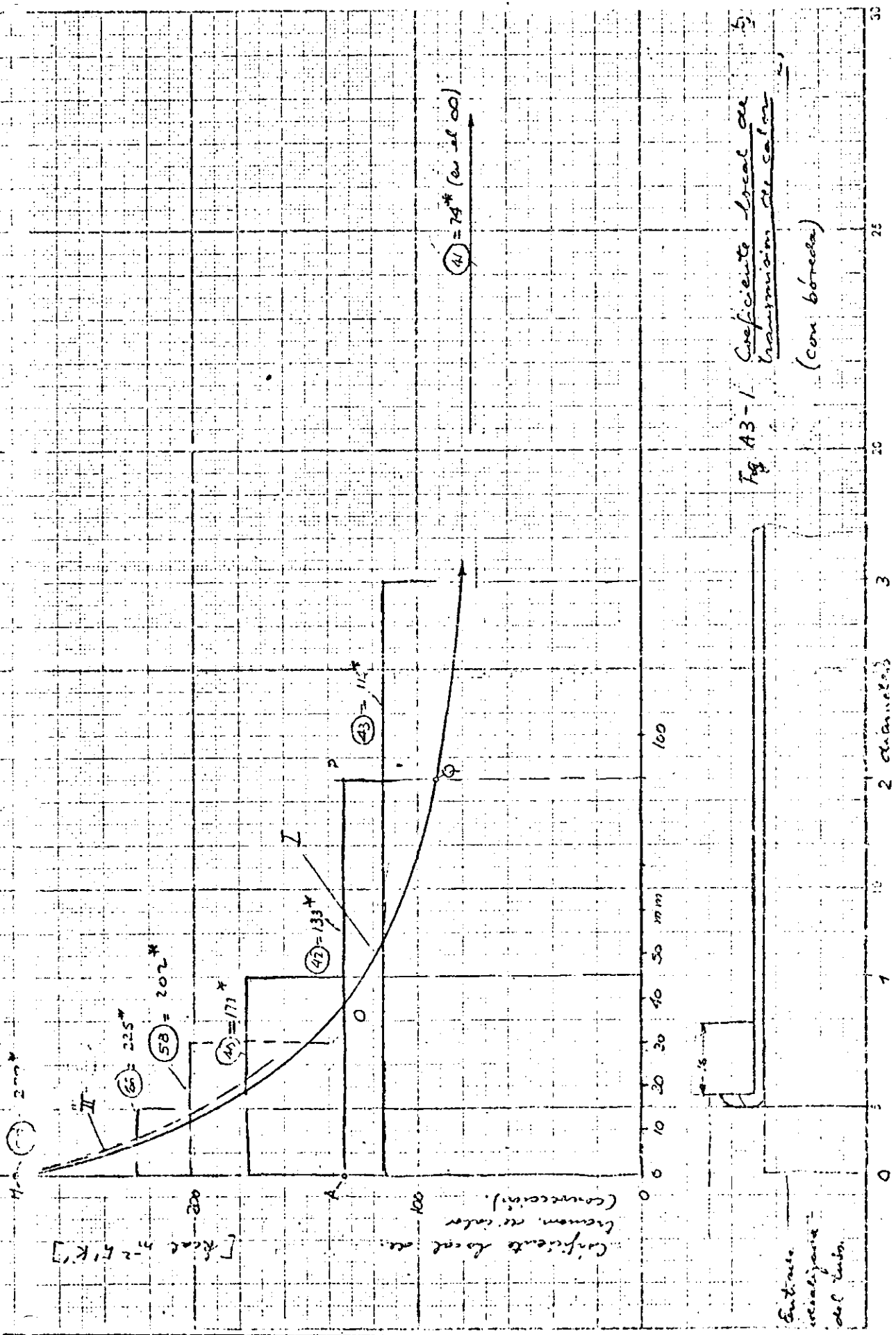


Fig. A3-1 Coeficiente local de transmisión de calor (con bóveda)

Fig. A3-1 Coeficiente local de transmisión de calor

En la Fig. A3-1 se han dibujado los varios coeficientes medios a partir de los cuales se puede trazar, a mano alzada, una curva del coeficiente local válida para la placa idealizada como un primer pedazo de tubo. Sería pues, para el páno entre tubos, la soldadura y el reborde, un coeficiente medio (66) deducido graficamente de la curva; (66) =

	(66)	$\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h K}}$	225	239
Para una primera iteración del flujo se ha supuesto que la placa tiene una temperatura de (placa limpia sin incrustación)	(67)	$^{\circ}\text{C}$	350	355
Flujo de calor por convección pura sobre la parte antedicha (vertical) de placa, soldadura y tubo, (66) · ((27) - (67)) =	(68)	$\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h}}$	208 000	202 000
Incremento debido a la turbulencia propia del hogar (estimado), (como factor)	(69)	—	1,1	1,1
Factor que tiene en cuenta que la convección se hace con reacción química, estimado, =	(70)	—	1,0	1,05
Factor que tiene en cuenta que las temperaturas de gas son más elevadas para los tubos del medio de la placa, estimado, =	(71)	—	1,05	1,3
Primera estimación del flujo calorífico convectivo sobre la parte "vertical" de placa, etc. = (68) · (69) · (70) · (71) =	(72)	$\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h}}$	240 000	303 000

Apéndice

14. Cálculos relativos a la radiación.

Se han tomado, para la parte no luminosa, los datos de la Ref (77), Blatt 50, suponiéndose que el combustible tiene propiedades intermedias entre un carbón de meta-molates y lignito.

Espesor medio de la capa de gas (estimado), =

(82) m 1,5 15

Temperatura media del gas radiante, tomada en (27) + 50K = (51)

°C 1325 1400

Factor de radiación en la parte no iluminante (77), =

(80) $\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h K}^4}$ 1,03 1,03

Incremento debido a la parte iluminante, estimado, =

(83) " 0,2 ≈ 3

Emisividad del metal, =

(84) — 0,9 0,9

En primera aproximación, la radiación incidente q₀ cae sobre la parrilla

$$\left[\left(\frac{(51) + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{(67) + 273}{100} \right)^4 \right] \cdot (80) + (83) \cdot (84) =$$

(85) $\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h}}$ 70 518 278 500

(77) "Wärmeübertragungstechnik" Verlag GMBH, Düsseldorf 1952

Apéndice

A5 Flujo total de calor en la placa.

Calor transmitido por convección y radiación, = $(72) + (85) =$

$(90) \frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h}}$ 310 500 581 500

Espesor de la placa, =

(91) m 0,016 0,016

Coefficiente de conductibilidad térmica del material, =

$(92) \frac{\text{kcal}}{\text{h m}}$ 40 40

Caida de temperatura a través de la placa (primera iteración), =

$(90) \cdot (91) / (92) =$ (93) K 124 233

Diferencia de temperaturas metal - agua (estimada, placa limpia no incrustada), =

(94) K ≈ 10 ≈ 10

Temperatura de saturación, =

(95) °C 200 200

Temperatura de la placa, lado fuego, cuando la caldera opera a una evaporación $(1) = 10\,000 \text{ kg h}^{-1}$, = $(93) + (94) + (95) =$
(chapa no incrustada).

(96) " 334 443

Espesor de incrustación, =

(97) m 0,002 0,002

Conductividad de la incrustación, (ARMAND (), valor típico), =

$(98) \frac{\text{kcal}}{\text{m h K}}$ 2 2

Caida de temperatura a través de la incrustación, = $(90) \cdot (97) / (98) =$

(99) K 311 582

Como para (96) , con incrustación de espesor (97) , la temperatura de la superficie del metal es, $(96) + (99)$.

(primera iteración), =

(100) °C 645 1025

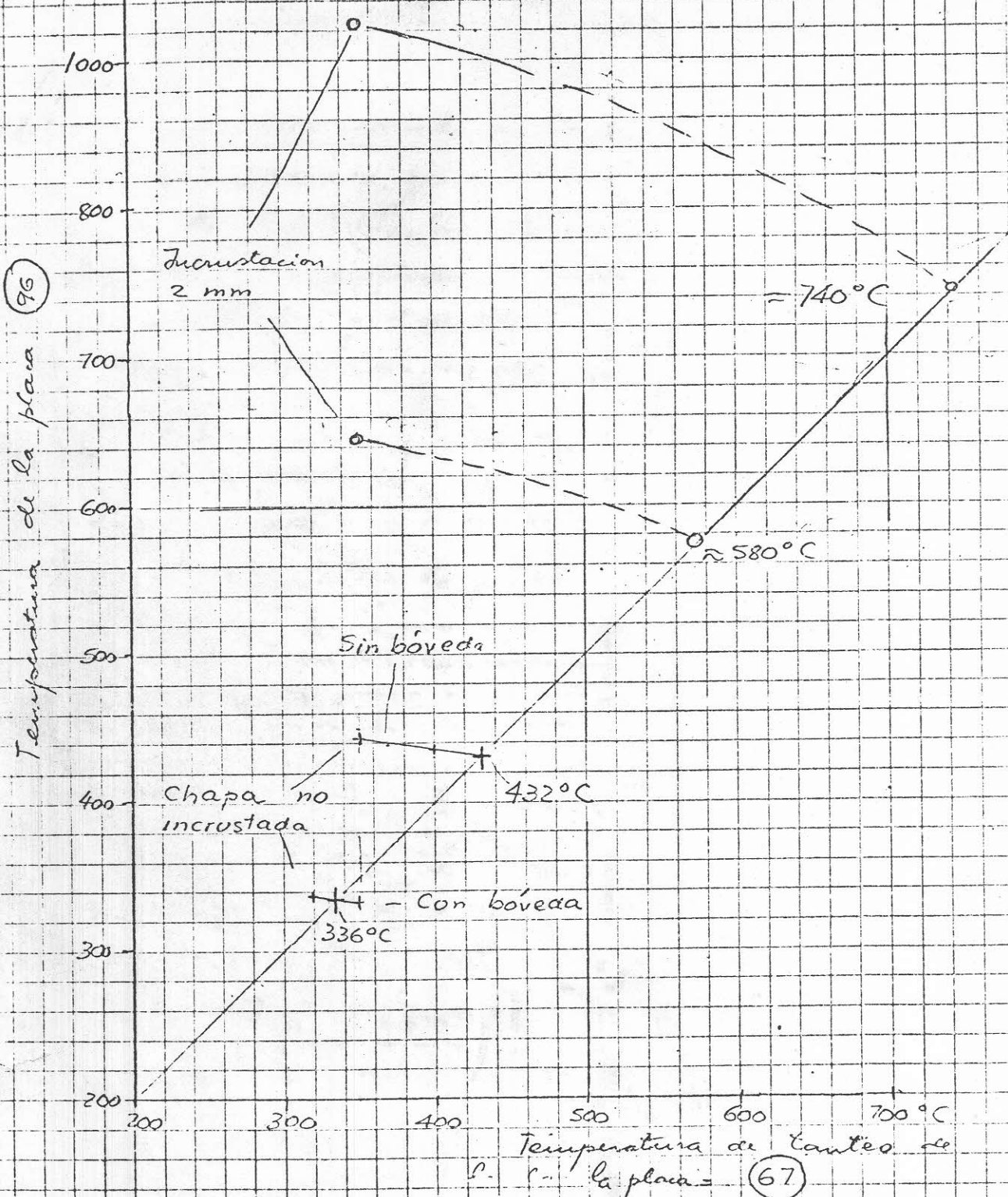


Fig. A5-1. Cálculo iterativo de la temperatura

Fig. A5-1. Procedimiento gráfico de iteración para hallar la temperatura de placa.

Conforme al procedimiento gráfico de la Fig. 15-1, las temperaturas de placa caliente (lado fuerte) resultan ser:

Bovena

(a) chapa no incrustada =

(b) chapa con 2 mm de incrustación =

101

102

°C

"

SI

334

≈ 580

NO

443

740

Apéndice.

A6. Dilatación de los tubos.

Calor al vapor (5) =	(110)	Cal h ⁻¹	7,670
Calor liberado en el hogar, = (21) =	(111)	"	9,427
Calor transmitido en el hogar, = (21) =	(112)	"	2,611
Superficie de los tubos, lado gas, =	(113)	m ²	78
Flujo medio de calor a través de los tubos, = (113) / (115) =	(116)	$\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h}}$	64 900
Conductividad de material, =	(117)	$\frac{\text{kcal}}{\text{mhK}}$	45
Espesor de los tubos (chicos), =	(118)	m	0,0025
Caida media de temperatura a través del espesor del tubo, = (116) · (118) · 0,6 / (117) =	(119)	K	2,2
Caida de temperatura tubo-agua (estimada), ≈	(120)	K	5
Longitud de los tubos, =	(121)	m	4,5
Caida de temperatura que provoca la dilatación del tubo, = $\frac{1}{2} \cdot (119) + (120) =$	(122)	K	6
Dilatación de los tubos provocada por la transmisión de calor, = (121) · (122) · 12 · 10 ⁻⁶ =	(123)	mm ≈	0,3
Espesor de incrustación	(124)	m	0,002
Caida de temperatura a través de la incrustación, = (116) · (124) · 0,6 / (98) =	(125)	K	39

Caida de temperatura que provoca la dilatación, =

$$(122) + (125) =$$

(126)

K

45

Dilatación de los tubos, =

$$(121) \cdot (126) \cdot 12 \cdot 10^{-6} =$$

(127)

mm

2,4

Apéndice.

A7. Velocidad de calentamiento de la placa tubular.

Al hablarse de ciclos de calentamiento y enfriamiento, cabe tener una idea del tiempo que toma la placa tubular en llegar a su temperatura de régimen.

Espesor de la placa, = (91) =	(180)	m	0,016
Flujo de calor, = (90) =	(181)	$\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h}}$	310 500
Temperatura inicial de la placa, =	(182)	°C	200
Temperatura local del gas, ≈	(183)	"	1300
Masa de la placa por m ² , =	(184)	kg m ²	125
Calor específico del metal, =	(185)	$\frac{\text{kcal}}{\text{kg K}}$	0,12
Incremento inicial de temperatura en 1 s, =			
(181) / 3600 * (185) * (184) =	(186)	K	5,7
Temperatura de la placa lado agua, = (95) + (94) =	(187)	°C	210
Temperatura de la placa lado fuego en régimen, (Fig. A5-1), =	(188)	"	336
Temperatura media de la placa, = $\frac{1}{2} ((187) + (188)) =$	(189)	"	273
Se tiene una primera aproximación del tiempo de calentamiento con $2 \cdot ((189) - (95)) / (186) =$	(190)	s	≈ 26

Esto significa que el calentamiento es muy rápido como para que tenga sentido hablar de ciclos en los que su periodo es del orden de 5 a 15 minutos, por ejemplo.

Apéndice.

A8. Tensiones térmicas.

Las tensiones son de compresión durante el calentamiento y de tracción cuando cesa la vaporización en correspondencia con las oscilaciones de temperatura, esto es $(93)/2$.

	Bóveda,		SI	NO
Amplitud de las tensiones nominales alrededor de la media, =				
$\pm \frac{(93)}{2} \cdot 12^* \cdot 10^6 \cdot 18\,000 \text{ kgf mm}^{-2} =$ (superficie de la placa)	(150)	kgf mm^{-2}	$\pm 13,3$	$\pm 25,2$
Factor para tener en cuenta la elasticidad de la placa tubular N°2 (caja de humos), $\bar{\nu}$	(151)	-	0,65	0,65
Tensiones nominales en la superficie de la placa, = (150) · (151) =	(152)	kgf mm^{-2}	$\pm 8,6$	$\pm 13,4$
Mitad del espesor de la placa, = (91)/2 =	(153)	m	0,008	0,008
Saliente del tubo sobre la placa, =	(154)	"	0,003	0,003
Amplitud de las tensiones nominales en la punta del tubo, = (152) · $\left\{ \frac{(153) + (154)}{(153)} \right\} =$	(155)	kgf mm^{-2}	$\pm 11,8$	$\pm 18,3$
Factor de concentración de tensiones para la punta del tubo (teniendo en cuenta las concentraciones propias de la soldadura), estimado, =	(156)	-	2	2
Amplitud de las tensiones en la punta del tubo, = (155) · (156) =	(157)	kgf mm^{-2}	$\pm 23,6$	$\pm 36,7$

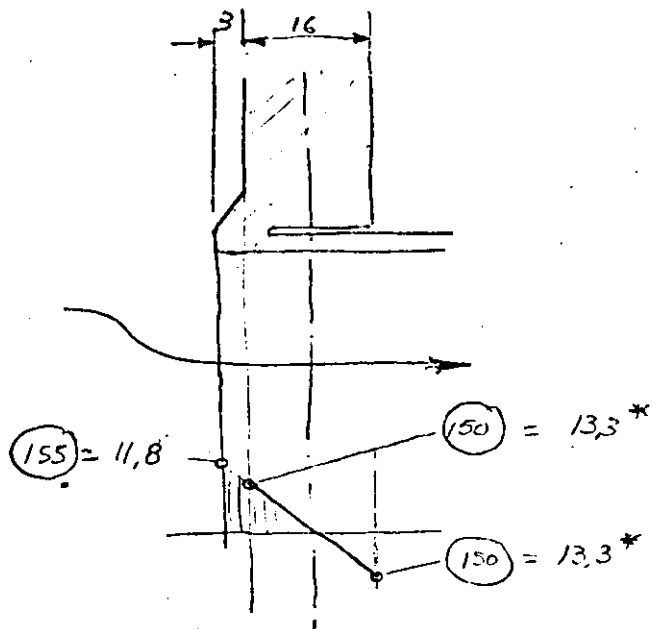


Fig. A8-1 Tensiones nominales para el sistema
alemán de fracción (con bóveda)

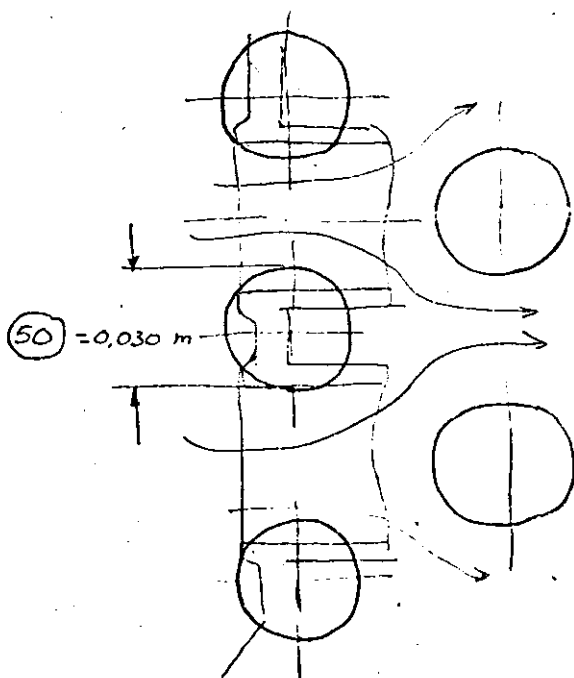
Apéndice

A.9. Comentarios a los cálculos numéricos y otros adicionales.

1 La segunda columna se refiere a la condición de trabajo en que no hay bóveda o ésta presenta algún importante agujero.

2 Cada la característica del eyector de tiro, la menor resistencia al flujo de gas de la caldera (por la falta de la bóveda) determina un mayor exceso de aire

3 La figura que sigue muestra la idealización:



Primera fila de un intercambiador
de flujo externo equivalente.

4 La Fig. A3-1 indica el procedimiento de ajuste a mano alzada. La curva I ha sido trazada dejando áreas iguales entre la curva y los medios calculados; por ejemplo, área AMO = área OPQ.

Puede observarse la buena coincidencia de las curvas I y II definidas según los dos esquemas empleados.

5) Cuando no existe la bornera de los tubos chicos, situa-
da en la parte inferior del tubo, se ven un fuego directo
de la parte delantera de la ramilla. Esta combustión
se realiza con poco exceso de aire y es muy fuliginosa,
por lo cual se dan localmente una mayor temperatura
y una muy alta emisividad.

805270