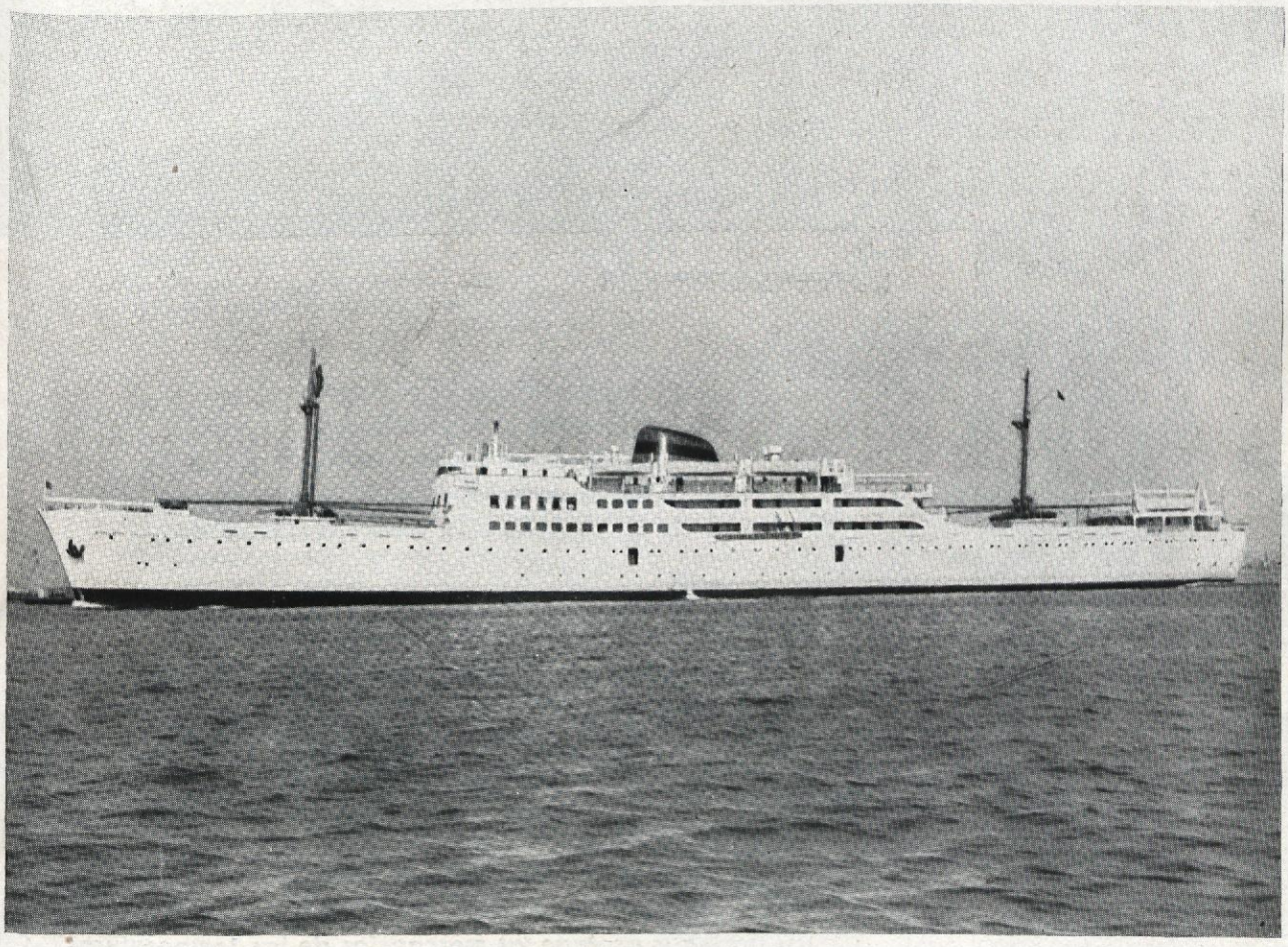
# Ingeniería Naval



El buque mixto de carga y pasaje "Ernesto Anastasio", de la "Compañía Trasmediterránea", construído por los Astilleros de la "Unión Naval de Levante, S. A."

AÑO XXIII — DICIEMBRE 1955 — NUM. 246

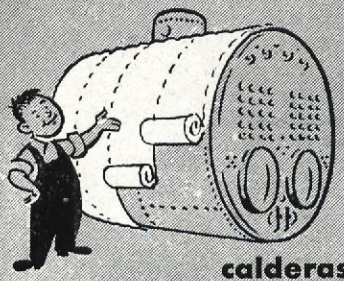
PRECIO: 25 PESETAS — PUBLICACIÓN MENSUAL

# Por sus cualidades técnicas

**Vitrofib**
FIBRA DE VIDRIO

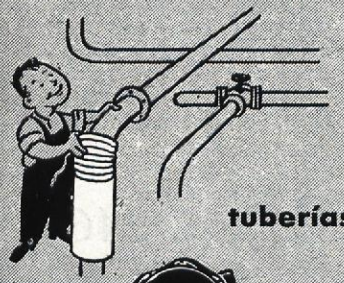
**aislante ideal para la marina**

## Aisle



**calderas**

**mamparos**



**tuberías**

Calidad y Prestigio

- **Máxima eficacia aislante**
- **Resistente a vibraciones**
- **Sumamente ligero, mínimo peso**
- **Incombustible, imputrescible**
- **No apto para la vida de roedores**

El aislamiento térmico de calderas, tuberías, conductos, quemadores, etc., con VITROFIB, permite la máxima recuperación de Calorías y economía de combustible, suprime las condensaciones, reduce el desgaste y corrosión de aparatos, tuberías y con él se logra la puesta en presión de las calderas en mínimo tiempo.

El aislamiento térmico de camarotes, cabinas, etcétera, mejora el confort del pasaje y tripulación, y en las bodegas protege las mercancías de las temperaturas extremas o cambios bruscos de las mismas.

Por no despedir olor alguno que pueda perjudicar a los alimentos o mercancías, VITROFIB es el aislante ideal para el empleo en cámaras frigoríficas.

•

**EXPLOTACION DE INDUSTRIAS, COMERCIO Y PATENTES, S. A.**

GOYA, 12 - TELEF. 25 17 56 - PROVENZA, 206 y 208 - TELEF. 27 65 75
**MADRID** **BARCELONA**

B-62 **REPRESENTANTES TECNICOS EN TODAS LAS PROVINCIAS**

# CONVERTIDORES DE SOLDADURA

# LANCOR-HIMMEL

Estos convertidores, seguros contra golpes y roturas, se fabrican en tres tamaños; son aptos para toda clase de talleres mecánicos e industriales y han mostrado su eficiencia, bajo las condiciones más desfavorables, en obras de construcción, astilleros, en caldererías, etc. Con ellos pueden soldarse todos los metales y aleaciones fundibles desde un espesor metálico de 0,5 m/m. en adelante

El convertidor «PEQUEÑO LANCOR-HIMMEL», modelo SMD 164 f, tiene condiciones óptimas de soldadura para chapas finas y se recomienda para talleres o fábricas pequeñas. Tiene dos alcances (amplitudes) de 15-70 Amps. y de 45-175 Amps. y permite soldar espesores metálicos de 0,5 a 8 m/m. empleando electrodos de hasta 4 m/m. ∅.

El convertidor «STANDARD LANCOR-HIMMEL», modelo SMD 302 f, es la máquina universal para trabajos de construcción y de reparación. Con sus dos alcances (amplitudes) de 45-100 Amps. y de 70-300 Amps. permite este tipo realizar todos los trabajos existentes de soldadura para espesores metálicos de 1 a 12 m/m empleando electrodos de hasta 6 m/m.∅

El convertidor «GRAN LANCOR-HIMMEL», modelo SMD 455 f, ha sido construído para trabajos pesados de soldadura, como se efectúan en construcciones de acero, de puentes, de rascacielos y construcciones navales. Dos alcances (amplitudes) de 60-210 Amps. y de 125-450 Amps. dan a la máquina una gran movilidad en su empleo. Trabaja con electrodos de hasta 10 m/m.∅.

El convertidor de soldadura al arco «LANCOR-HIMMEL», modelo D 25/SM 305/NAB 110/fE, montado sobre chasis, dotado de ruedas neumáticas con una barra ajustable para remolque, es lo más a propósito para trasladarse rápidamente de un lugar a otro. Mientras su coche lo remolca fácilmente a velocidad normal, los muelles y el montaje flexible protegen la planta y el panel de control contra todo desperfecto en accidentadas carreteras.

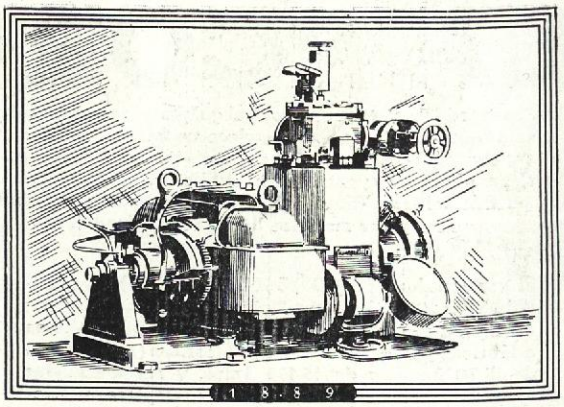
**ELORRIAGA**
**INDUSTRIA ELECTRICA**
**ELCANO, 1 - BILBAO**

**PATENTES Y ASISTENCIA TECNICA DE HIMMELWERK, A. G. TÜBINGEN/WÜRTT. GERMANY**

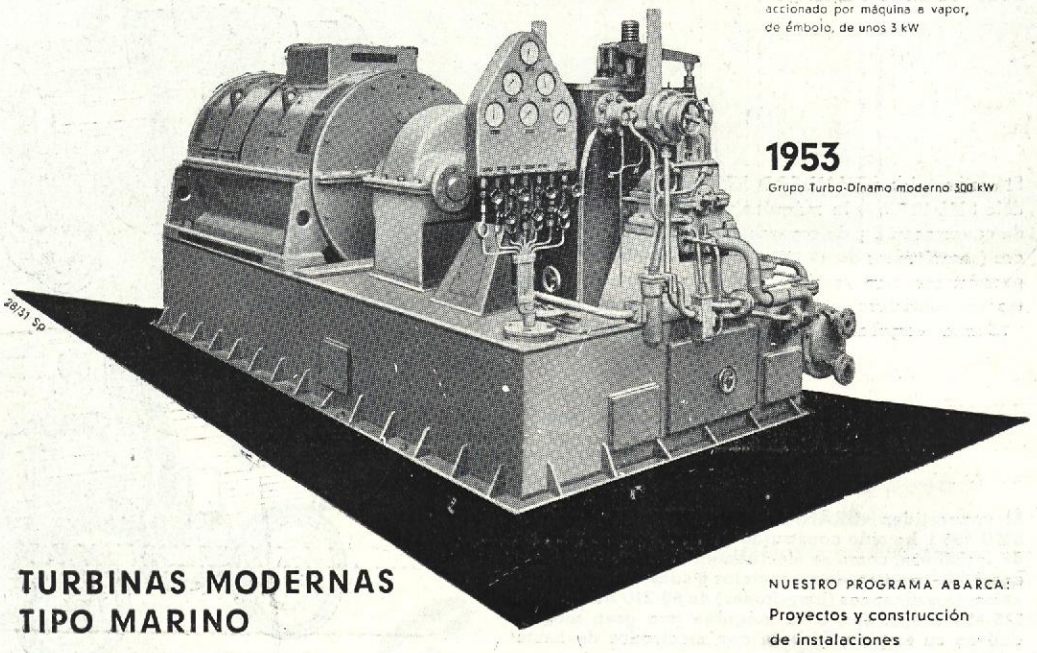
**Delegación: ELORRIAGA INDUSTRIA ELECTRICA, S. A.**
San Eugenio, 8 - Teléfono 39 58 55 - MADRID

**Distribuidor: J. LICERANZU y Cía. Ltda.**
Paseo General Primo de Rivera, 7 - MADRID

SIEMENS




Generador de corriente continua accionado por máquina a vapor, de émbolo, de unos 3 kW



**1953**

Grupo Turbo-Dínamo moderno 300 kW

28/53 Sp

## TURBINAS MODERNAS TIPO MARINO

La técnica y el aspecto exterior de máquinas marinas han experimentado un cambio fundamental en los últimos cincuenta años. La potencia ha subido a un múltiplo en relación con el peso, mientras el consumo de vapor por CV. pudo reducirse paulatinamente.

El solo detalle de emplear partes soldadas en lugar de fundidas contribuyó considerablemente a la reducción de peso. Los generadores de pocas revoluciones accionadas por máquinas a vapor son sustituidos progresivamente por grupos turbo-dinamos de gran número de revoluciones y ejecución cerrada.

NUESTRO PROGRAMA ABARCA:

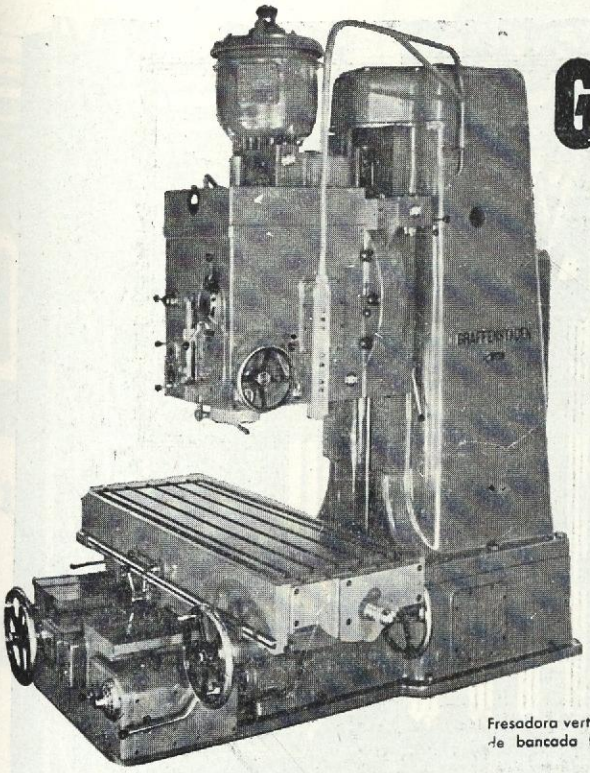
Proyectos y construcción de instalaciones completas para buques
Accionamiento para hélices
**Generadores**
Instalaciones de maniobra
Accionamientos eléctricos para máquinas auxiliares de a bordo
para máquinas de gobierno
Aparatos electrotérmicos
Material de instalación
Cables
Aparatos de alumbrado

SIEMENS-SCHUCKERTWERKE AKTIENGESELLSCHAFT
BERLIN · SIEMENSSTADT · ERLANGEN

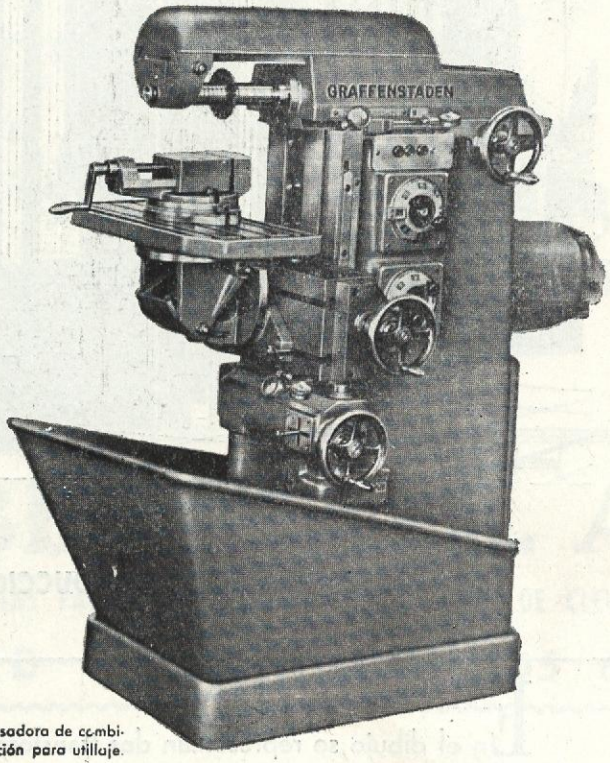
REPRESENTADA POR
SIEMENS INDUSTRIA ELECTRICA, S.A.
ADMINISTRACION CENTRAL EN MADRID
FABRICA Y TALLERES EN CORNELLA

# GRAFFENSTADEN

SOCIÉTÉ ALSACIENNE DE CONSTRUCTIONS MÉCANIQUES



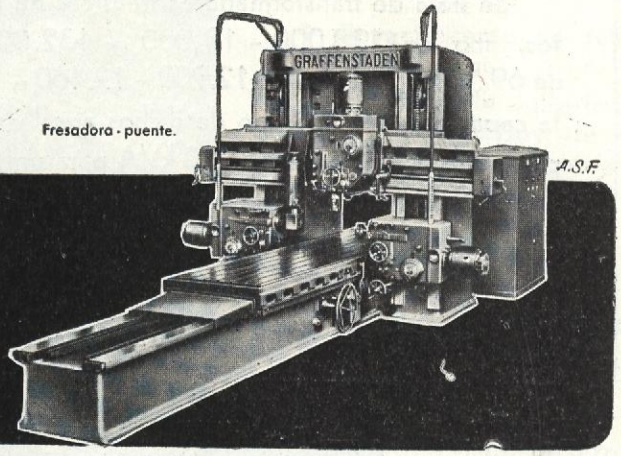

Fresadora vertical de bancada fija.




Fresadora de combinación para utillaje.

## OTRAS FABRICACIONES:

- Fresadoras universales.
- Fresadoras horizontales.
- Fresadoras verticales.
- Fresadoras de ciclo automático.
- Mandrinadoras de montaje fijo.
- Mandrinadoras de montaje móvil.
- Mandrinadoras de bancada en cruz.
- Taladros radiales.
- Tornos verticales de un montante.
- Tornos verticales de dos montantes.
- Cepilladoras de un montante.
- Cepilladoras de dos montantes.
- Máquinas especiales.

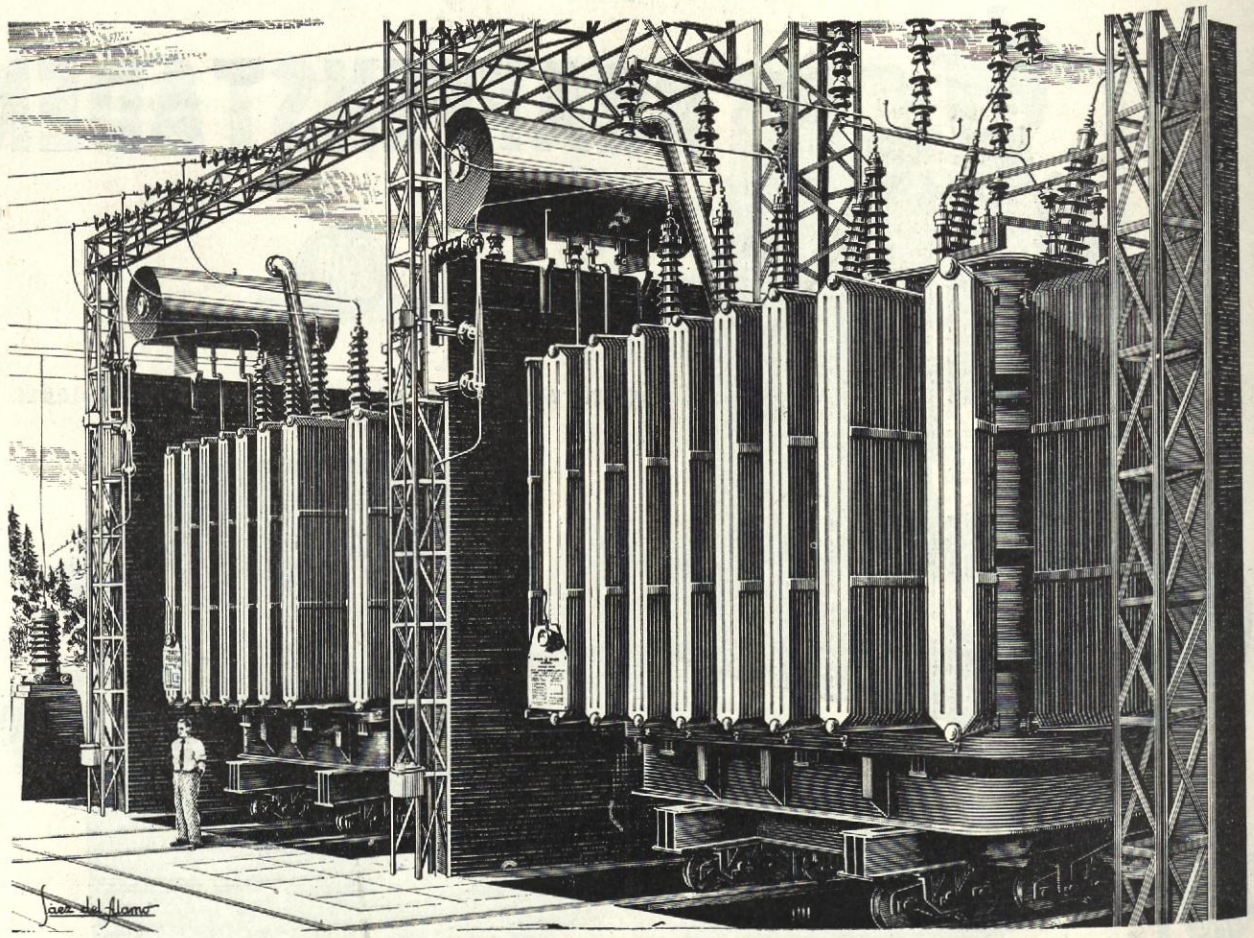



Fresadora - puente.

REPRESENTANTES EXCLUSIVOS:

**GUILLIET**
**HIJOS Y CIA, S.A.**
VALENCIA, 30 • MADRID

**AGENCIAS:**
**Barcelona • Bilbao • Sevilla • Oviedo**



**LA VANGUARDIA EN LA PRODUCCIÓN NACIONAL DE GRANDES TRANSFORMADORES**

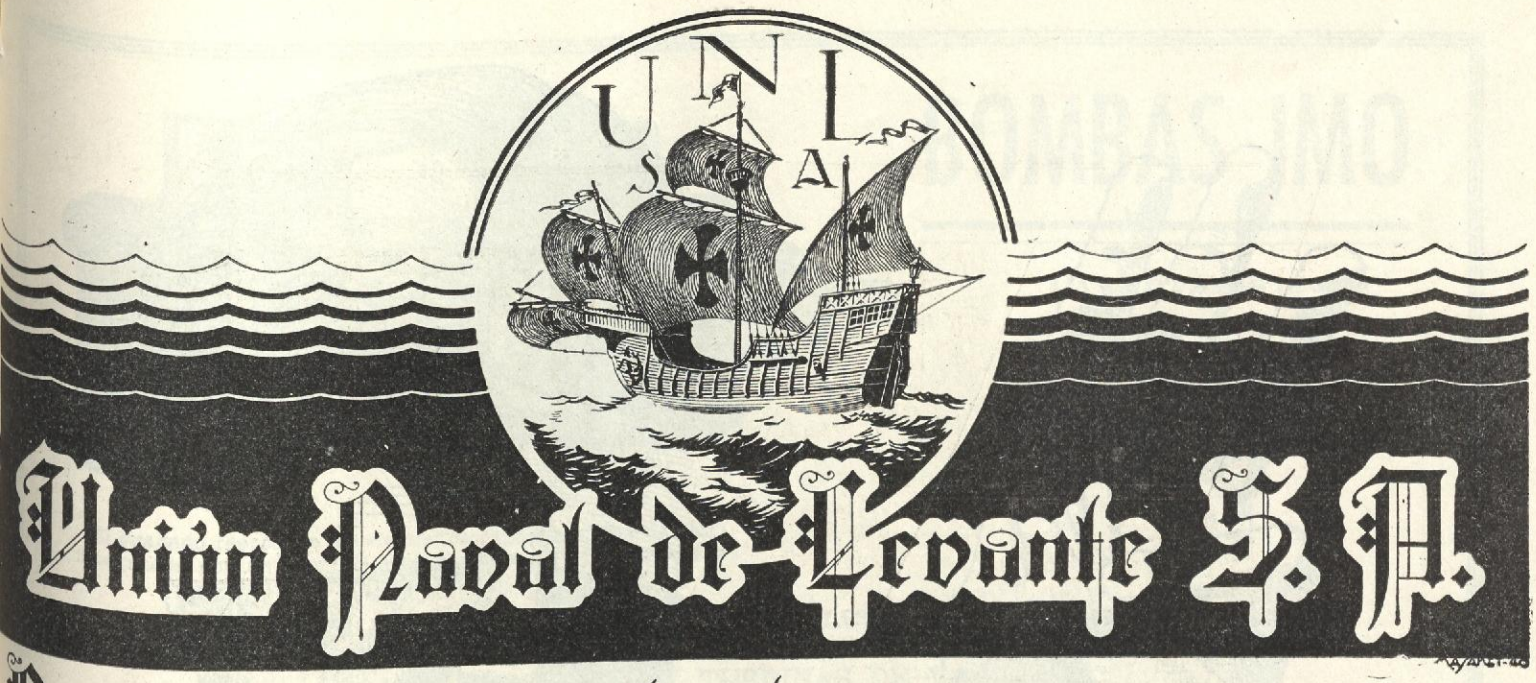
En el dibujo se representan dos transformadores, instalados en Castellón, de los tres que nuestra firma ha suministrado a la Sociedad Hidroeléctrica Española.

Se trata de transformadores trifásicos en baño de aceite con tres arrollamientos, uno de 138.000 - 13.000 - 132.000 - 129.000 - 126.000 V.; otro de 69.580 V.; y otro de 12.900 - 12.460 - 12.010 - 11.560 - 11.110V., siendo la capacidad de cada uno de dichos arrollamientos de 30.000 kVA, lo que supone una potencia de 45.000 kVA para un transformador normal equivalente.

El peso neto de cada unidad es de 136 toneladas, su altura de 8,55 mts. y ocupa una superficie de 4,55 × 7,7 mts.

**MADRID - BILBAO - BARCELONA - ZARAGOZA - SEVILLA - GIJÓN**

**GENERAL ELECTRICA ESPAÑOLA**




Proyectistas y constructores
buques de guerra, pasaje y carga
Diques flotantes en Valencia y Málaga
Reparación de buques y maquinaria

Casa central en Madrid: Alcalá, 53

# PREPAKT IBERICA, S. A.

CONCESIONARIA EXCLUSIVA EN ESPAÑA Y PORTUGAL DE LAS PATENTES INTRUSION PREPAKT, INC, DE CLEVELAND

**Castelló, núm. 55 — MADRID — Teléfonos 362105 / 6 / 7**

**MORTERO** para **INYECCIONES** de gran estabilidad y con alto poder de penetración.

**HORMIGON PREPAKT:** de árido precolocado que se inyecta posteriormente.

•

**Principales propiedades:**

Retracción de fraguado, nula.

•

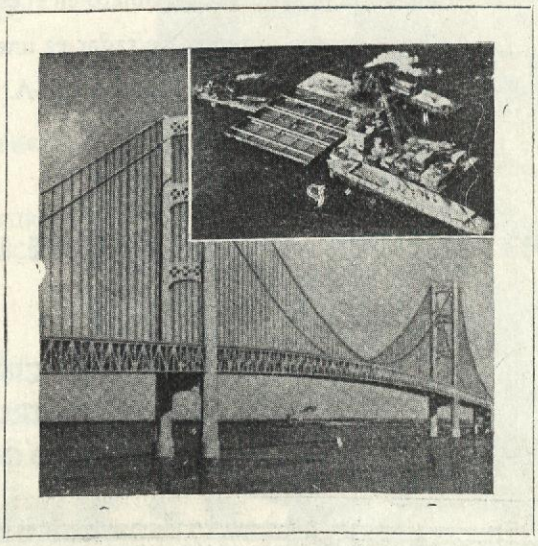
Alta resistencia e impermeabilidad, con 30 a 60 % menos de cemento que un hormigón normal.

•

Calor de fraguado inferior.

•

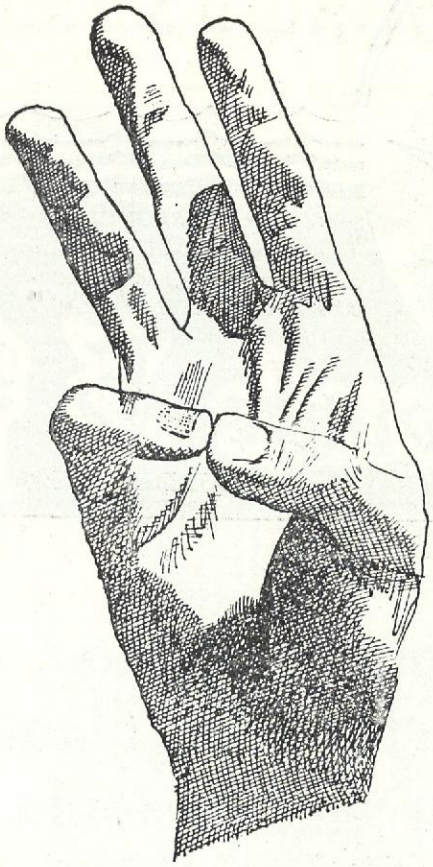
Alta resistencia a la acción de aguas de mar o selenitosas.

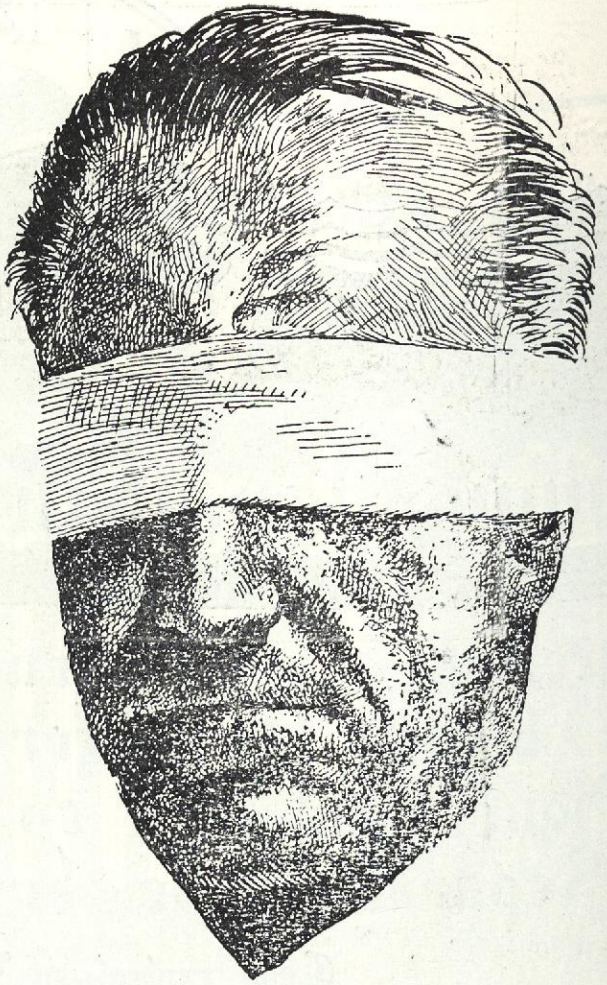


PUENTE DE MACKINAC
- PILAS -
ESTDAOS UNIDOS

**Algunas aplicaciones:**

- Revestimiento de túneles.
- Blindaje de tuberías forzadas, tubos de aspiración y espirales de turbinas.
- Pilares de puentes.
- Hormigones sumergidos.
- Diques marítimos.
- Consolidación de terrenos.
- Cimentaciones.
- Pilotes in-situ.





# ver sin mirar

Galeno, el famoso anatomista del siglo II, hablaba de lo maravilloso que era el poder determinar con los ojos cerrados o en la oscuridad cuántos dedos levantaba o en qué posición tenía brazos y piernas. Se consigue ésto gracias a las sensaciones cinestéticas, que residen en pequeños y misteriosos órganos del cuerpo humano. Pues bien, por maravillosa que pueda ser la acción de los órganos biológicos en este caso, la técnica actual lo es aún más, ya que el RADAR determina rápida y exactamente, "viendo sin mirar", la posición de un objeto en el espacio. El proyecto y desarrollo de modernos equipos de radar es uno de los problemas con que se enfrenta PHILIPS IBERICA, S. A. E., TELECOMUNICACION, Madrid, España.

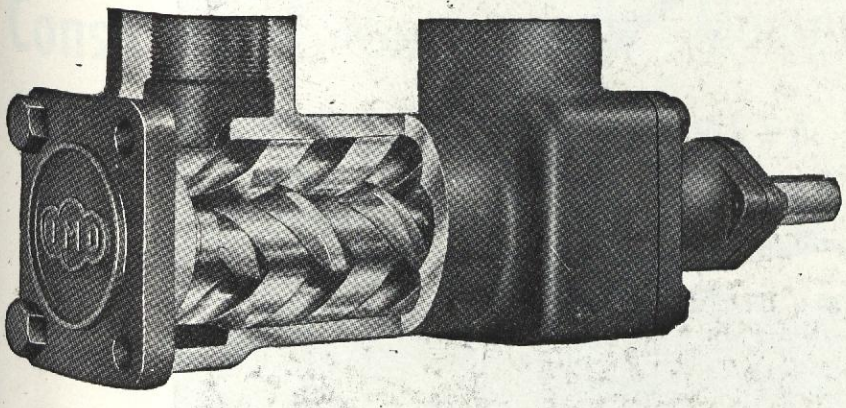
**RADIOCOMUNICACION - TELEVISION - TELEFONIA AUTOMATICA Y DE LINEA - RADAR - RADIODIFUSION**

## y también...

RADIO - LAMPARAS - RAYOS X - CINE SONORO - APARATOS DE MEDIDA - AMPLIFICACION - ELECTROMEDICINA - FLUORESCENCIA ELECTRONICA - GENERADORES A. F. - SOLDADURA

PHILIPS

| MADRID | BARCELONA | BILBAO | VALENCIA | LAS PALMAS | STA. CRUZ DE TENERIFE |
|---|---|---|---|---|---|
| P.º de las Delicias, 65 | P.º de Gracia, 11 | Diputación, 8 | Paz, 92 | Triano, 132 | Castillo, 41 |



# BOMBAS IMO

**CARACTERISTICAS**

*ALTO RENDIMIENTO, hasta 90 %*
*SENCILLEZ Y SEGURIDAD*
*ALTA VELOCIDAD*
*ALTA PRESION, hasta 175 kg/cm²*
*MARCHA SUAVE Y SILENCIOSA*
*AUTOASPIRANTE*

El grabado reproduce los elementos fundamentales de IMO, integrados por un tornillo central y dos tornillos laterales.

PARA ACEITES Y TODA CLASE DE LIQUIDOS LUBRICANTES - ADECUADAS PARA TODA CLASE DE PRENSAS HIDRAULICAS - INDISPENSABLES PARA ENGRASE DE MOTORES DIESEL Y TURBINAS DE VAPOR, ETC.

ADOPTADAS EN LAS MARINAS DE GUERRA DE: SUECIA, NORUEGA, DINAMARCA, HOLANDA, INGLATERRA, ITALIA, U. S. A. y JAPON

Caudales desde 5 hasta 10.000 lit/min., y presiones hasta 175 kg/cm².

EXISTENCIAS EN ALMACEN DE MADRID

**Representante exclusivo: ROBUR, S. A. de Maquinaria (antes DE LAVAL, S. A. E.) - Juan de Mena, 8 - MADRID**

# FRIO, EN TODAS SUS APLICACIONES ...

COMPRESORES **WORTHINGTON** DE AMONIACO Y FREON

REFRIGERACIÓN - CONGELACIÓN RÁPIDA - CÁMARAS PARA CONSERVACIÓN DE PRODUCTOS FRESCOS Y CONGELADOS - FÁBRICAS DE HIELO
PISTAS DE PATINAJE
ACONDICIONAMIENTO DE AIRE
SECADO DE EMBUTIDOS
TRATAMIENTO DE ZUMOS - CENTRALES LECHERAS
INSTALACIONES MARINAS
ELEMENTOS ESPECIALES PARA LA INDUSTRIA QUÍMICA, ELÉCTRICA Y DE LA ALIMENTACIÓN
CAMBIADORES DE CALOR
INSTALACIONES AUTOMÁTICAS HASTA LAS MAYORES POTENCIAS

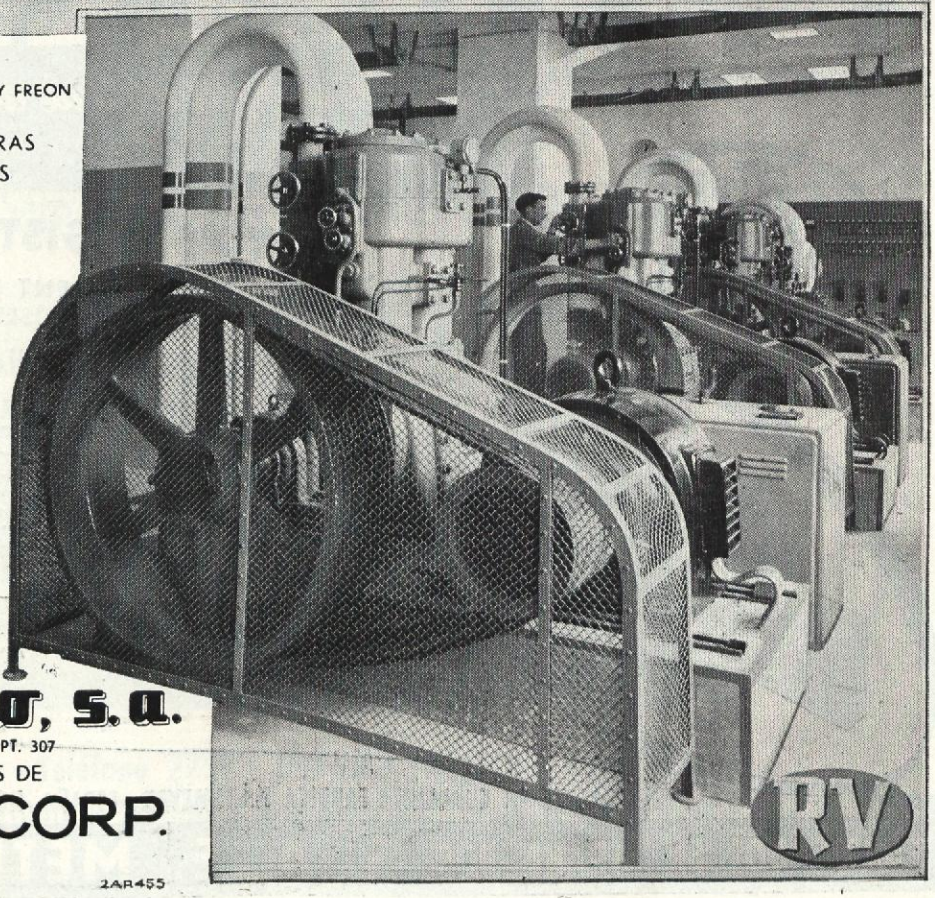
MAQUINARIA Y ELEMENTOS TOTALMENTE FABRICADOS E INSTALADOS POR

**Ramón Vizcaíno, s. a.**

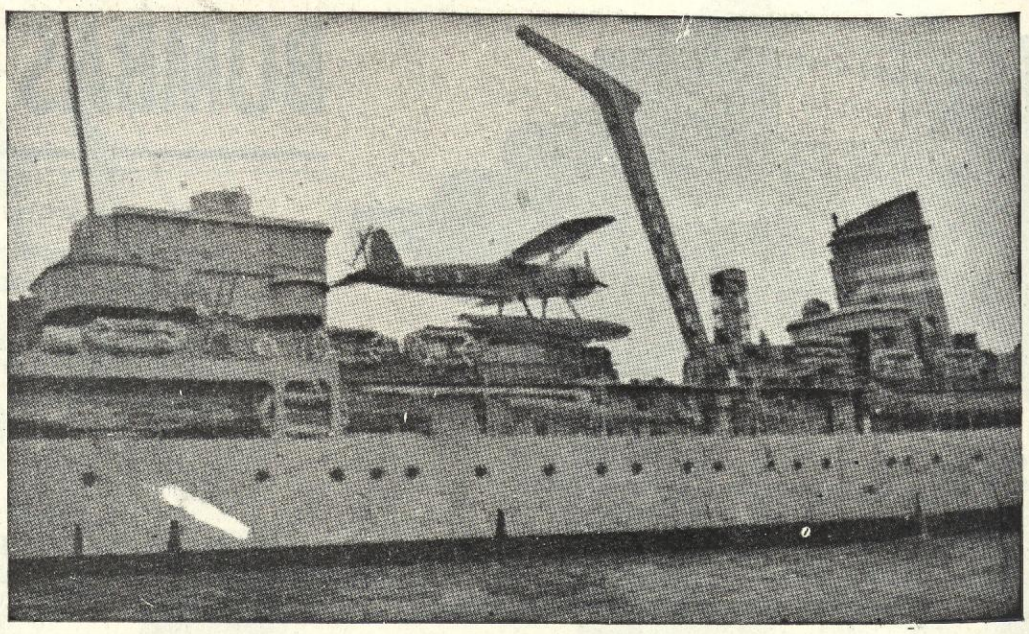
INDUSTRIAS FRIGORIFICAS - SAN SEBASTIÁN - APT. 307

BAJO DISEÑOS, LICENCIAS Y PATENTES DE

**WORTHINGTON CORP.**




2AR455



Grúas instaladas en los cruceros «GALICIA» y «MIGUEL DE CERVANTES», construídas por los talleres

# MAS, GOBERNA Y MOSSO ING. S. L.

APARATOS DE ELEVACION, GRUAS, ASCENSORES, MONTACARGAS,

POLIPASTOS **"MAGOMO"**

Teléfono 250843

BARCELONA

PAMPLONA, 95, 97 y 99
(antes Castillejos, junto a Pedro IV)

---

HH

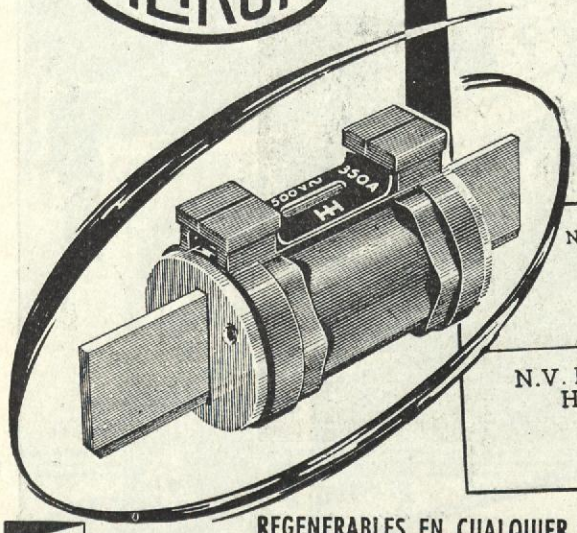
MARCA REGISTRADA

METRON

# HAZEMEYER

*Fusibles inexplosivos de alta capacidad de ruptura.*

50.000 A. a 500 V.




## LLOYD'S REGISTER OF SHIPPING

SUPPLEMENT N.° 1 TO LIST OF
APPROVED FUSES - NOVEMBER, 1953

### Schedule A: Filled Cartridge Fuses

Approved for all types of vessels including those carrying oil having a flash point less than 150° F. (65.5° C.)

| Name and Address of Manufacturer or Supplier. 1 | Category of Duty (Appendix 5, Clause 2). 2 | Manufacturer's Nomenclature and/or Distinguishing Marks. 3 | Materials. 4 | Nominal Rating in Amps. 5 | Description 6 |
|---|---|---|---|---|---|
| N.V. Hazemeyer, Hengelo, Holland | 4 | H.H. Type 92c | Moulded cartridge body | 15 to 100 | Black moulded base. Detachable handle. |
| | 4 | Type 92d | | 35 to 200 | |
| | 4 | Type 92e | | 35 to 300 | |
| | 4 | Type 92f | | 225 to 300 | |

REGENERABLES EN CUALQUIER FABRICA HAZEMEYER: ESPAÑA, HOLANDA, FRANCIA, INGLATERRA, BELGICA, etc.

FABRICADOS EN ESPAÑA POR S. A. E. METRON BARCELONA - MADRID
PL. CATALUÑA, 9 - MAESTRO VICTORIA 8

# Constructora Nacional de Maquinaria Eléctrica, S. .A

CENEMESA

Licencias y Procedimientos **WESTINGHOUSE**

DOMICILIO SOCIAL:
**Avenida José Antonio, 7**
**MADRID**

SUCURSALES EN:
**BILBAO - BARCELONA**
**SEVILLA - VALENCIA**

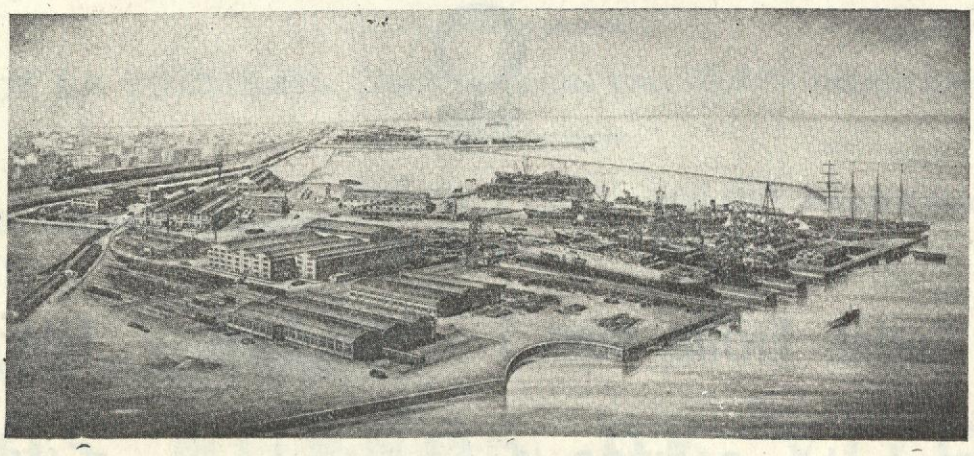
FABRICAS EN: **CORDOBA y REINOSA** - Telegramas y Cables: «CENEMESA»

# ASTILLEROS DE CADIZ, S. A.

Construcción y reparación de buques, material ferroviario, Motores Diesel y obras metálicas en general

Dique flotante hasta 2.000 toneladas

Concesionario del Dique Seco «NUESTRA SEÑORA DEL ROSARIO» (I. N. I.)



Apartado, 39. - CADIZ. - Teléfono 2259. - Dirección Telegráfica: "Astilleros"
Domicilio Social: MADRID - Zurbano número 70 - Teléfono 232791.

# SOCIEDAD ESPAÑOLA DE CONSTRUCCIONES

# BABCOCK & WILCOX

CALDERAS DE VAPOR Y MARINAS - LOCOMOTORAS DE VAPOR, ELECTRICAS CON MOTOR DIESEL Y DIESEL-ELECTRICAS - TUBOS DE ACERO ESTIRADO SIN SOLDADURA - TUBOS DE CHAPA DE ACERO SOLDADOS - TUBOS DE HIERRO FUNDIDO DE ENCHUFE Y CORDON - BOTELLONES PARA GASES A PRESION MOTORES DIESEL ESTACIONARIOS, MARINOS Y DE TRACCION CAMIONES CON MOTOR DIESEL - TRACTORES AGRICOLAS E INDUSTRIALES - GRUAS, TRANSPORTADORES Y ELEVADORES CONSTRUCCIONES METALICAS Y MECANICAS EN GENERAL FUNDICIONES DE HIERRO, DE ACERO Y BRONCE - ENGRANAJES DE PRECISION CILINDRICOS, CONICOS, HELICOIDALES, CONICO-HELICOIDALES, PARA LA INDUSTRIA, PARA EL AUTOMOVIL Y DE TRACCION - PIEZAS FORJADAS, ESTAMPADAS Y EMBUTIDAS, ETCETERA

Domicilio Social: Ercilla, núm. 1 - BILBAO - Teléfono 12006

Talleres Generales: GALINDO (Sestao - Vizcaya) - Teléfono 98055

# Altos Hornos de Vizcaya

SOCIEDAD ANONIMA

**Fábricas en:**

## BARACALDO, SESTAO Y SAGUNTO

LINGOTE al cok, de calidad superior, para Fundiciones y Hornos Martin-Siemens. - ACEROS Bessemer y Siemens-Martin, en dimensiones usuales para el comercio y construcciones. - ACEROS ESPECIALES (aceros al carbono, al níquel, al cromoníquel, etc.). - Aceros "Kuplus". — CARRILES VIGNOLE, pesados y ligeros, para Ferrocarriles, Minas y otras industrias. CARRILES POENIX o BROCA para tranvías eléctricos. - VIGUERIA para toda clase de construcciones. - CHAPAS gruesas y finas de todas clases y especialidad en chapas de alta tensión para la construcción de buques. - CHAPAS MAGNETICAS para dínamos y transformadores. GRANDES PIEZAS DE FORJA (ejes rectos, cigüeñales, herrajes de timón, rodas, codastes, elementos para cañones, proyectiles, etc.). CONSTRUCCIONES DE VIGAS armadas para puentes y edificios. FABRICACION especial de HOJA DE LATA - CUBOS Y BAÑOS galvanizados.

FABRICACIÓN DE COK METALÚRGICO Y SUBPRODUCTOS:

**Sulfato Amónico, Alquitrán, Brea, Naftalina, Benzol y Toluol**

**FLOTA DE LA SOCIEDAD: Cinco vapores con 23.000 toneladas de carga**

**Explotaciones mineras.** { **Hulla..... 600.000 Toneladas año**
**Hierro ..... 400.000 — —**

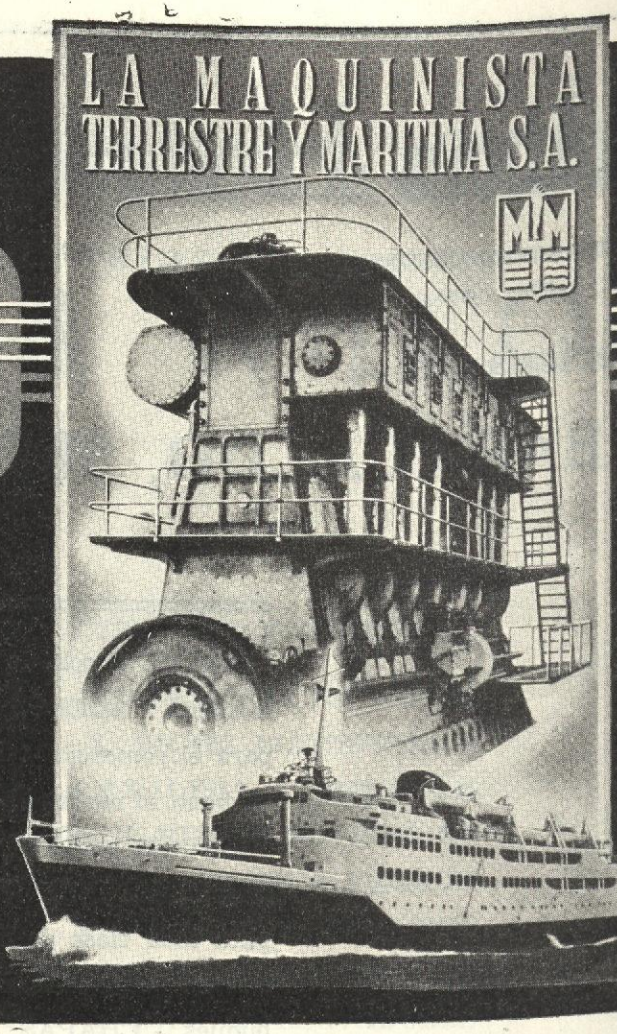
**Dirigid toda la correspondencia a**

**ALTOS HORNOS DE VIZCAYA**

**BILBAO** **Apartado 116**

# LA MAQUINISTA TERRESTRE Y MARITIMA S.A.

MOTORES DIESEL DE 10 A 10.000 CVE. - LOCOMOTORAS
AUTOMOTORES - TUBERIAS FORZADAS
ESTRUCTURAS METALICAS - CONSTRUCCIONES VARIAS

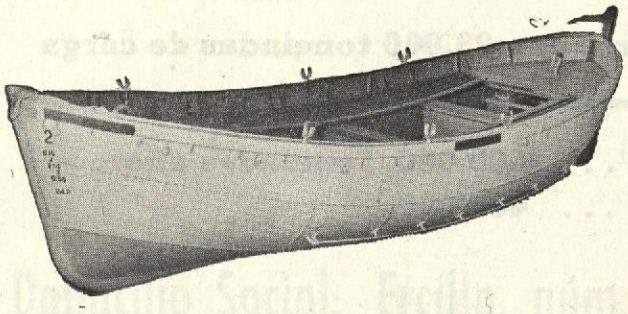


APARTADO, 94 BARCELONA TELEF. 22 87 27
DELEGACION EN MADRID — SERRANO, 5 TELEFONO 25 18 21

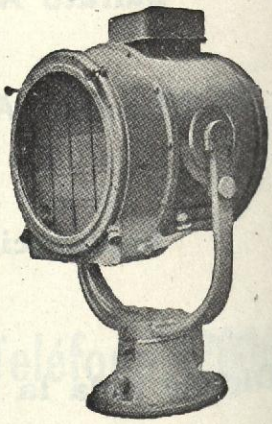
# Manufacturas Metálicas Madrileñas, S. A.

(ANTES MANUFACTURAS DE ALUMINIO, S. A.)

FÁBRICA Y OFICINAS CENTRALES: MADRID
TENIENTE CORONEL NOREÑA, 26 - APARTADO 660 - TELÉFONO 28-15-00



**Botes salvavidas con propulsores accionados a mano (Pat Fleming), embarcaciones menores, piraguas, etc., de aleaciones de aluminio. Candeleros, portillos, escalas, manguerotes y accesorios de cubierta, construídos en aleaciones ligeras.**
**Maquinaria auxiliar para buques.**
**Proyectores.**



Proveedores de la Empresa Nacional Bazán, Unión Naval de Levante, Sociedad Española de Construcción Naval, Empresa Nacional Elcano, etc.

**Máquinas aprobadas por el LLOYD'S REGISTER Y BUREAU VERITAS.**

*SUCURSALES: Barcelona, Valencia, Sevilla, Coruña, Bilbao, Oviedo, Las Palmas, Pamplona, Murcia y Tetuán (Marruecos)*

# Instituto Nacional de Industria

## Dique seco de carena de 30.000 toneladas, "Nuestra Señora del Rosario", de Cádiz

Este dique, propiedad del Instituto Nacional de Industria, se encuentra ya en servicio

Es el dique mayor de España, con capacidad para cualquier buque de guerra o mercante español, pudiendo también vararse en el mismo casi todos los buques de gran porte de las Marinas extranjeras

*Las características principales son:*

| | | |
|---|---|---|
| **Eslora útil** . . . . . | **234,70** | **metros** |
| **Manga máxima** . . . . . | **36,30** | " |
| **Calado sobre picaderos a media marea.** | **8,06** | " |

**Servicios de agua dulce y salada - Aire comprimido - Central eléctrica propia**

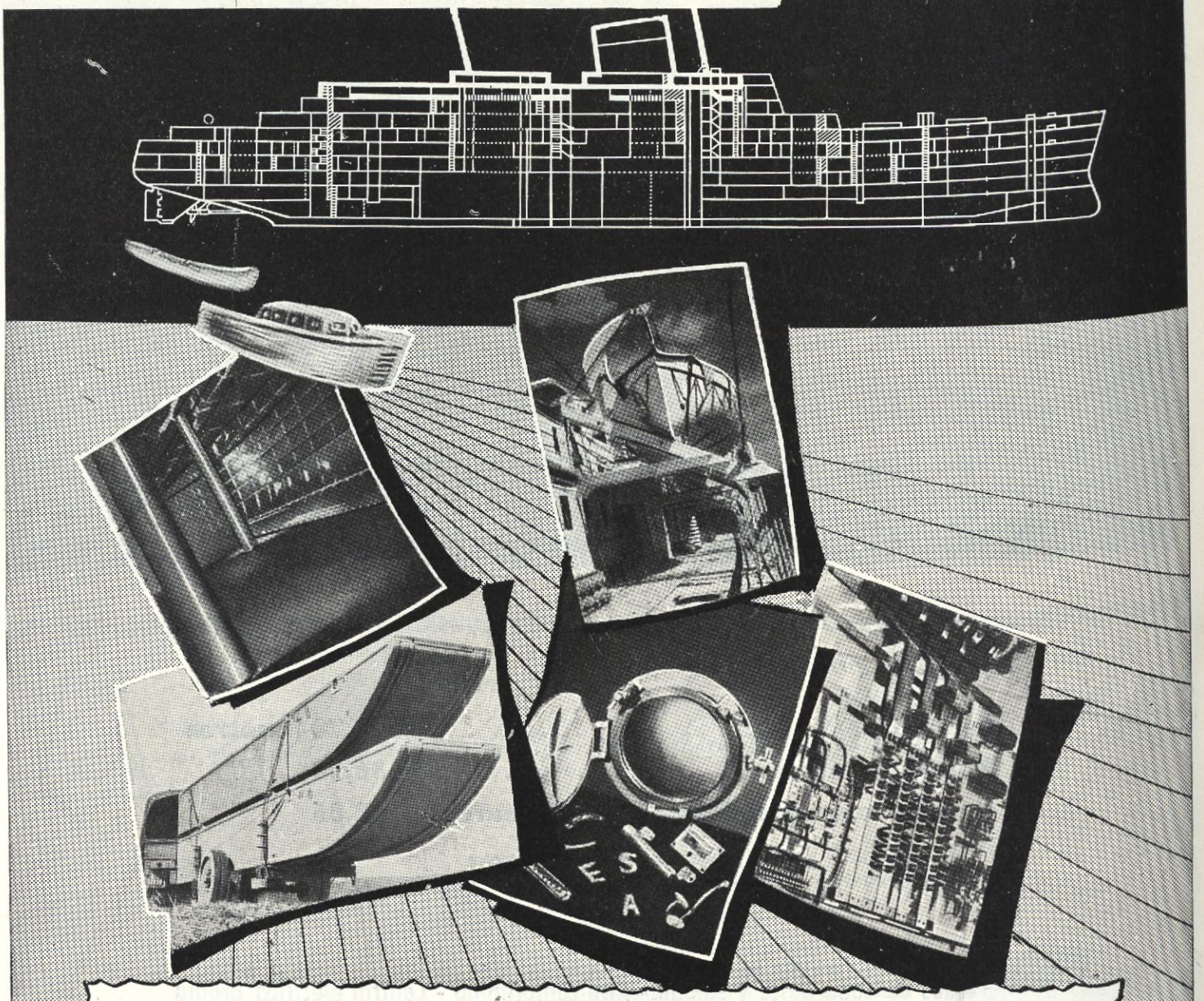
**Varadas - Limpieza y pintado de fondos - Reconocimientos - Reparaciones**

*Para solicitar servicios o informes, dirigirse a:*

**Dique seco de carena de 30.000 tons., «Nuestra Señora del Rosario», de Cádiz,**

**o a la Delegación de la Empresa Nacional Elcano en Cádiz: Avenida del Puerto, 1**

# EL ALUMINIO Y SUS ALEACIONES
*son cada día de mayor uso en la*
# CONSTRUCCION NAVAL



**Reduce los costos de entretenimiento y explotación a la vez que aumenta la capacidad de carga útil y la estabilidad.**

**Nuestros Servicios Técnicos, sin ningún compromiso por su parte, le informarán ampliamente sobre el uso y comportamiento del aluminio en la Ingeniería Naval.**

Carpintería metálica, portillos, claraboyas, chimeneas, botes salvavidas, candeleros, manguerotes y toda clase de accesorios en la superestructura.

Material para barcos de pesca: Viveros de sardinas, revestimiento de bodegas, tanques, etc.

# ALUMINIO ESPAÑOL S.A

Villanueva, 14 - Apartado 367. - MADRID

# Ingeniería Naval

REVISTA TECNICA

ORGANO OFICIAL DE LA ASOCIACION DE INGENIEROS NAVALES

Fundador: AUREO FERNANDEZ AVILA, Ingeniero Naval

Director:

AÑO XXIII — MADRID, DICIEMBRE DE 1955 — NUM. 246


## Sumario


Páginas

Resistencia por viscosidad y correlación entre modelo y buque según los nuevos criterios, en el caso de un supertanque, por *Manuel L.-Acevedo Campoamor*, Ingeniero Naval... 832

Investigaciones sobre un grave problema de la construcción naval: La fragilidad de los aceros efervescentes españoles y otras investigaciones sobre el tema de roturas frágiles, por *Antonio Villanueva Núñez*, Ingeniero Naval ... 870

### INFORMACION LEGISLATIVA

Presidencia del Gobierno ... 911
Ministerio de Trabajo ... 911
Ministerio de Obras Públicas ... 911
Ministerio de Marina ... 911

### INFORMACION PROFESIONAL

La motonave de carga y pasaje «Ernesto Anastasio», construída por la «Unión Naval de Levante», para la «Compañía Trasmediterránea» ... 913

*Revista de Revistas* ... 926

### INFORMACION GENERAL

*Extranjero.*—Construcción de un trasatlántico en el Japón ... 935
Construcción en EE. UU. de dos trasatlánticos de lujo ... 935
Entrega del petrolero «World Sincerity» ... 935
Botadura del petrolero «Brahehus» ... 936

*Nacional.*—Entrega a la Marina de Guerra del remolcador de alta mar RA-2 ... 936
Botadura del carguero «Hernando de Solís» en Cartagena ... 936
Instituto Nacional de Racionalización del Trabajo ... 937
Técnicas modernas utilizadas en el plan de producción y control ... 938
Instituto Internacional de la Soldadura ... 939
Junta General anual de la Asociación de Ingenieros navales ... 943

Indice del tomo XXIII (año 1955).



**Dirección y Administración: Escuela Especial de Ingenieros Navales—Ciudad Universitaria—. Apartado de Correos 457. — Teléfono 23 26 51**

**Suscripción: Un año para España, Portugal y países hispanoamericanos, 180 ptas. Un semestre, 100 ptas. Demás países, 240 pesetas (franqueo aparte).**



**NOTAS.—No se devuelven los originales. Los autores son directamente responsables de sus trabajos. Se permite la reproducción de nuestros artículos indicando su procedencia.**

# RESISTENCIA POR VISCOSIDAD Y CORRELACION ENTRE MODELO Y BUQUE SEGUN LOS NUEVOS CRITERIOS, EN EL CASO DE UN SUPERTANQUE (*)

POR

MANUEL L.-ACEVEDO CAMPOAMOR

INGENIERO NAVAL

SUMARIO

Nomenclatura.

Resumen.

1.—Introducción.

2.—Ensayos de "geosim".

3.—Pruebas en la mar.

4.—Consideraciones críticas generales:
- 4a) Línea básica de fricción.
- 4b) Factor de forma y ley de correlación.
- 4c) La constancia del factor de forma.
- 4d) Comparación de resultados de ensayos de modelos con los de pruebas en la mar.

Apéndice I.—Tablas 3 a 8.

Apéndice II.—La influencia de forma sobre la resistencia de fricción en el caso de un supertanque.
- a) Cuerpo de proa.
- b) Cuerpo central.
- c) Cuerpo de popa.

Apéndice III.—Control de tangentes para la determinación del factor de forma.

Observaciones:
- a) Influencia de la viscosidad sobre la resistencia por formación de olas.
- b) Influencia de la formación de olas sobre las resistencias por viscosidad.
- c) Las influencias anteriores en el caso de un supertanque.
- d) El paralelismo de las líneas iso-$F_n$ y la descomposición aditiva de la resistencia.

Bibliografía.

(*) Memoria presentada al V Congreso de Ingeniería Naval, Madrid, mayo 1955. Un adelanto de este trabajo había sido presentado a la última Conferencia Internacional de Hidrodinámica del Buque, celebrada en Escandinavia en agosto de 1954 [1].

NOMENCLATURA.

Los mismos símbolos se emplean para buque y modelo, diferenciándose únicamente en que los del modelo llevan un acento; por ejemplo, $c'_f$.

| Símbolo | Unidades | DEFINICION |
|---|---|---|
| $B$ | m | Manga. |
| $c_f$ | — | Coeficiente de resistencia de fricción básica, placa plana lisa en régimen turbulento bidimensional: $c_f = R_f / \frac{\rho V^2}{2} S$ |
| $c_t$ | — | Coeficiente de resistencia total, de una carena: $c_t = R_t / \frac{\rho V^2}{2} S = c_{vi} + c_w$ |
| $c_{vi}$ | — | Coeficiente de resistencia por viscosidad, de una carena: $c_{vi} = R_{vi} / \frac{\rho V^2}{2} S = r c_f$ |
| $c_w$ | — | Coeficiente de resistencia por formación de olas, de una carena: $c_w = R_w / \frac{\rho V^2}{2} S = c_t - c_{vi}$ |
| $F_n$ | — | Número de Froude $F_n = V/\sqrt{gL}$ |
| $g$ | m s$^{-2}$ | Aceleración de la gravedad. |

| Símbolo | Unidades | DEFINICION |
|---|---|---|
| $h$ | — | $h = c_{vi} - c_f$ |
| $k$ | — | $k = r - 1$ |
| $L_{pp}$ | m | Eslora entre perpendiculares. |
| $L_{\nabla}$ | m | Eslora del desplazamiento. |
| $P_Q$ | CV | Potencia rotatoria del propulsor. |
| $r$ | — | Factor de forma $r = c_{vi}/c_f = R_{vi}/R_f$ |
| $R_f$ | kg | Resistencia de fricción básica, placa plana lisa en régimen turbulento bidimensional. |
| $R_n$ | — | Número de Reynolds $R_n = VL/\nu$ |
| $R_t$ | kg | Resistencia total, de una carena: $R_t = R_{vi} + R_w$ |
| $R_{vi}$ | kg | Resistencia por viscosidad, de una carena, compuesta de: (1) Resistencia de fricción incluída influencia de forma. (2) Resistencia de presión por viscosidad, debida a: (2a) espesor de la capa límite, (2b) separación de flujo (existencia eventual): $R_{vi} = r R_f$ |
| $R_w$ | kg | Resistencia por formación de olas, de una carena: $R_w = R_t - R_{vi}$ |
| $S$ | m² | Superficie mojada, carena en reposo. |
| $t$ | °C | Temperatura. |
| $T$ | m | Calado. |
| $V$ | nudos | Velocidad. |
| $1/\alpha$ | — | Escala geométrica del modelo. |
| $\nabla$ | m³ | Desplazamiento, volumen. |
| $\Delta$ | t | Desplazamiento, peso. |
| $\rho$ | kg m⁻⁴ s² | Densidad de masa. |
| $\nu$ | m² s⁻¹ | Viscosidad cinemática. |


## RESUMEN.

Mediante ensayos con una serie de "geosim" se determina en el caso de un supertanque la línea de resistencia total por viscosidad (resistencia de fricción modificada por forma + resistencia de presión creada por la viscosidad). La tendencia de esta línea parece confirmar la existencia en la zona investigada de un factor de forma constante cuando se toma como referencia la línea básica de fricción de Hughes. La misma consecuencia parece deducirse del control de pendientes de las curvas iso-$F_n$.

Como podría esperarse dado el tipo de buque de que se trata, el factor de forma que se obtiene es relativamente alto ($r = 1{,}312$). Haciendo intervenir este factor en la experimentación de autopropulsión subsiguiente, se llega a previsiones de potencia $P_Q$ para el tamaño natural inferiores en un 29 % a las que resultan por el método ordinario de Froude. Unos y otros resultados, que no contienen adición ni corrección alguna, se comparan con los medidos en las pruebas de mar del buque, apreciándose que los del Canal obtenidos por Froude son un 4 a 7 % más altos que los de la prueba del buque, mientras que los obtenidos por Hughes quedan un 22 a 26 % por debajo. Variaciones de $r$ desde 1,312 hasta 1,291 y 1,260 producen variaciones de $P_Q$ tan sólo de 0,6 y 1,7 %, respectivamente.

Se hacen diversas consideraciones críticas sobre los puntos fundamentales que la cuestión correlación comprende (línea de fricción básica, constancia del factor de forma, etc.), examinándose con especial interés las posibilidades de que las condiciones teóricas necesarias para la constancia de $r$ puedan tener realidad en una experimentación de "geosim" de carena de buque.

En el Apéndice II se hace una revisión de los efectos de forma más importantes que influyen sobre la resistencia de fricción. En el Apéndice III se mencionan las dificultades que presenta la experimentación a valores muy bajos de $F_n$ necesaria para la determinación directa del factor de forma, sugiriéndose como alternativa su obtención indirecta mediante el control de tangentes a las líneas iso-$F_n$, método que no excluye la formación de olas en la experimentación y resulta de aplicación sencilla para el examen de las proposiciones de Hughes. En relación con la validez de este método, se discuten las principales causas que, en general, pueden producir desviaciones de paralelismo en una red de líneas iso-$F_n$, encontrándose que en el caso particular de supertanques es lo más seguro que dichas desviaciones sean totalmente inapreciables.

Los resultados obtenidos deben considerarse provisionales y sujetos a revisión. No se considera, en efecto, suficientemente amplia la zona hasta ahora investigada ni tampoco cubierta con la debida densidad de puntos experimenta-

les, y existen especialmente ciertas dudas sobre el alcance que pueda tener una posible persistencia del régimen laminar, cuyos efectos de fricción resistentemente sustractivos pudieran, además, quedar enmascarados por otros resistentemente aditivos debidos a fenómenos de separación de flujo cuya existencia es presumible con carenas del tipo de la considerada, al menos para la zona de bajos valores $R_n$. Por otra parte, las proposiciones de Hughes son demasiado recientes y, naturalmente, están también sujetas todavía a crítica y revisión. Especialmente no se descarta la posibilidad de que la parte final de la curva básica de fricción de Hughes esté demasiado baja; su rectificación reduciría el decremento de $c_f$ que figura en el término de correlación $r(c'_f - c_f)$. Los valores finales para el buque, citados más arriba, sufrirían entonces el consiguiente aumento.

El trabajo que se presenta es parte de una investigación en curso de ejecución, cuyos resultados completos se darán más adelante. El progreso de esta investigación ha sido más lento que lo deseado, debido a tener que realizar su parte experimental a medida que lo permite la ejecución de los encargos, bastante numerosos, que llegan al Canal y a los que es preciso atender con preferencia.

## 1.—Introducción.

Una cuestión de la mayor importancia y trascendencia, y probablemente la más crítica presentada a los Canales de Experimentación de buques en los años que llevan de existencia, es la que estos Centros tienen actualmente planteada con la recomendación o, por mejor decir, compromiso, de urgentemente darle solución. Se trata de abandonar los métodos de cálculo —y, en lo que proceda, de experimentación— de Froude, que desde su implantación hace bastantes años, y sin sufrir apenas modificaciones ni perfeccionamientos, han venido siendo empleados por todos los Canales, y aún hoy siguen en uso en la mayor parte de ellos, a pesar de su sabido y creciente desacuerdo con la evolución de los conocimientos.

Aparte del problema parcial de estimar la resistencia de fricción de una placa valiéndose de una fórmula más acorde con la teoría que lo está la de R. E. Froude, fundamentalmente la cuestión implica la sustitución del método convencional dado por W. Froude para la correlación entre modelo y natural, por otro más racional en el cual las resistencias por formación de olas y por viscosidad, que integran la resistencia total medida sobre un modelo, se consideren y sean extrapoladas al tamaño natural de acuerdo con sus leyes correspondientes —Froude y Reynolds, respectivamente—y no en la forma original de W. Froude que, como es sabido, incluye una parte de la resistencia por viscosidad en el sumando que se extrapola según la ley de Froude.

No es nuestra intención (ni este trabajo sería tampoco lugar adecuado) examinar y discutir la concurrencia de dificultades de orden teórico y de razones de orden práctico a que se debe el que, a pesar de sus conocidos defectos, los métodos de Froude se hayan mantenido en uso y prácticamente incólumes hasta la fecha. Citemos solamente entre las tentativas más conocidas para interpretar las resistencias de la carena y establecer la correlación entre modelo y natural de forma más acorde con la teoría, los antiguos trabajos de Föttinger sobre el empleo de doble-modelos sumergidos [2], los dos clásicos, primeros de Telfer sobre la cuestión [3], en los que por vez primera se propuso establecer la correlación a base de la experimentación con familias de modelos y en donde, primeramente también, los resultados fueron presentados bajo la forma hoy usual para los ensayos de "*geosim*" (palabra introducida posteriormente por el mismo Telfer como abreviación de "*geometrical similar models*") (*); de Barrillon [5]; de Horn [6], etc. Entre trabajos más modernos pueden citarse otros posteriores del mismo Telfer [3]; de Schlichting (O.) [7] y de Lap-Troost [8] (**).

(*) Una concisa referencia de los trabajos de Telfer fué publicada por el autor hace algún tiempo en Ingeniería Naval [4].

(**) Los trabajos arriba referenciados se refieren al problema global de la correlación entre modelo y natural en el caso de una carena de buque, no reseñándose los referentes a problemas parciales, como por ejemplo resistencia de fricción, porque ello daría lugar a una lista interminable y, por otra parte, se trata de una bibliografía de autores bien conocida (Gebers, Prandtl, Karman, Schlichting (H.), Schoenherr, Kempf, Schlichting (O.), Todd, Landweber, Hughes, Schultz-Grünow, etcétera). En Ingeniería Naval, el señor Fernández Avila ha publicado algunos interesantes trabajos sobre resistencia de fricción, especialmente [9].

Pasando a presentar la cuestión tal como hoy está planteada, podemos resumirla diciendo que para su resolución se han señalado dos etapas principales:

a) Adopción de una línea básica $c_f$ que represente la fricción de una placa plana lisa en régimen turbulento bidimensional.

b) Paso desde esta línea básica a la $c_{vi}$ de resistencia total de viscosidad turbulenta en el caso tridimensional, introduciendo: (1) la modificación que sobre la resistencia de fricción ejerce la forma, y (2) agregando la resistencia de presión que el flujo viscoso crea en torno a un cuerpo como consecuencia de la alteración del campo potencial de presiones producida por: (2.1) el espesor de la capa límite, y (2.2) la separación de flujo, cuando este fenómeno existe.

La relación $r = c_{vi}/c_f$ es el *factor de forma.*

Es evidente que superadas las dos etapas a) y b), si además se admite la descomposición aditiva de la resistencia total en dos sumandos agrupando respectivamente las resistencias regidas por las leyes de Froude y de Reynolds, se estará en condiciones de establecer la correlación entre modelo y natural en la forma teóricamente más correcta atrás mencionada, mediante la expresión

$$c_t = c'_t - c'_{vi} + c_{vi} = c'_t - r'c'_f + rc_f$$

En ella se ve, en efecto, que la parte que se extrapola según la ley de Froude $c'_t - c'_{vi} = c'_t - r'c'_f$ es exclusivamente la parte de la resistencia del modelo regida por dicha ley (*).

Representando sobre una base $R_n$ la línea básica de fricción $c_f$ y la de resistencia total por viscosidad $c_{vi}$ y designando por $h$ el trozo de ordenada interceptado entre ambas, es decir, la cuantía de lo que la influencia de forma sobre la fricción y la resistencia de presión por viscosidad significan, se tendrá para expresión del factor de forma

$$r = 1 + h/c_f$$

Si al crecer $R_n$ las dos líneas $c_{vi}$ y $c_f$ acusan una convergencia proporcional a $c_f$, es decir, si $h/c_f$ = constante, *el factor de forma r será constante.*

Una convergencia más acentuada indicaría un factor $r$ decreciente, y, por el contrario, una convergencia menos acentuada y, con mayor motivo, el paralelismo o la divergencia de las líneas $c_{vi}$ y $c_f$ denunciarían la existencia de un factor $r$ creciente.

El paralelismo, que es el caso de una *corrección aditiva h constante,* conduce a la expresión de correlación

$$c_t = c'_t - (c'_f + h) + (c_f + h) = c'_t - c'_f + c_f$$

eliminándose del resultado final la corrección aditiva y quedando únicamente en juego las resistencias básicas de fricción, es decir, se llega a la expresión de correlación de W. Froude, que en este caso estaría, pues, teóricamente justificada, debiendo atribuirse entonces los errores resultantes del empleo de la correlación de W. Froude, al uso de coeficientes básicos de fricción erróneos. Debe hacerse observar que la corrección aditiva $h$ constante en el caso límite $h = 0$ equivale al caso de factor de forma constante $r = 1$; por lo tanto, al hacerse $h$ muy pequeña habrá una tendencia a unificarse los dos criterios de sumando constante y de factor constante.

El trabajo más reciente atacando la cuestión según las líneas generales que acabamos de exponer es el de Hughes, presentado en la sesión de la pasada primavera ante la I. N. A. y dado a la publicidad en octubre último [10].

Se propone en él, tras larga y paciente labor experimental, una línea básica de fricción, que es representada por la fórmula empírica

$$c_f = 0{,}066\ (\log R_n - 2{,}03)^{-2}$$

La fórmula tiene una estructura parecida a la de Schultz-Grunow:

$$c_f = 0{,}427\ (\log R_n - 0{,}407)^{-2{,}64}$$

si bien resulta de manejo más rápido por contener el exponente 2 en lugar de 2,64.

(*) Esto no es rigurosamente exacto, ya que si la línea de resistencia total por viscosidad $c'_{vi}$ se obtiene en ausencia de formación de olas, la diferencia $c'_t - c'_{vi}$ contiene, además de la resistencia por formación de olas propiamente regida por la ley de Froude, las resistencias secundarias por inter-acción de efectos que van implícitas en la determinación experimental de $c'_t$, esto es: influencias recíprocas de la formación de olas sobre las resistencias por viscosidad y de los efectos de viscosidad sobre la resistencia por formación de olas, influencias en las que, al menos en principio, interviene la ley de Reynolds (véase Observaciones en el Apéndice III).

Para el paso desde dicha línea básica a la $c_{vi}$ de resistencia total por viscosidad turbulenta en el caso tridimensional, se sugiere un factor de forma $r = c_{vi}/c_f$ independiente de $R_n$ y dependiente tan sólo de la forma del cuerpo.

Admitida la independencia de $r$ respecto a $R_n$, la expresión de correlación entre modelo y natural toma la forma

$$c_t = c_t' - r(c'_f - c_f) = c'_t - r \,.\, \Delta c_f$$

En ella se ve que el *término de correlación* $r(c'_f - c_f)$, como constituído por el producto del factor de forma $r$ y el decremento de la línea básica de fricción $\Delta c_f$, depende directamente del nivel a que esté situada dicha línea básica en la zona del modelo (donde precisamente es factible la determinación experimental de $r$) y de la pendiente con que la misma discurra desde el modelo hacia el natural.

Siendo por su naturaleza $r$ superior a la unidad, es evidente que, en comparación con las expresiones de correlación empleadas anteriormente, $c_t = c'_t - (c'_f - c_f)$, que no contenían factor de forma, el cálculo de un ensayo según la nueva expresión conducirá a predicciones más bajas para el buque. Para que otra cosa ocurriera sería preciso que con las expresiones de correlación anteriores se hubieran usado fórmulas de resistencia de fricción ofreciendo un decremento $\Delta c_f$ más fuerte, capaz de compensar la ausencia de $r$, lo cual es irreal.

Si, por ejemplo, se consideran las fórmulas de fricción de Karman-Schoenherr

$$0{,}242\ c_f^{-0{,}5} = \log\,(R_n \,.\, c_f)$$

o de Prandtl-Schlichting

$$c_f = 0{,}455\ (\log R_n)^{-2{,}58} \quad (*)$$

frecuentemente empleadas hasta ahora en Aeronáutica y la primera también en algunos Canales de experimentación naval de Estados Unidos, se observa que la nueva línea de Hughes, a excepción del arranque, queda sensiblemente más baja. En la Tabla 1 se comparan las dos líneas $c_f$ Schoenherr y $c_f$ Hughes.

TABLA 1

*Comparación entre los valores $c_f$ Schoenherr y $c_f$ Hughes.*

| | $R_n$ | $10^3$ $c_f$ Schoenherr | $10^3$ $c_f$ Hughes | $10^3$ ($c_f$ Sch—$c_f$ Hug) | 100 ($c_f$ Sch—$c_f$ Hug) / $c_f$ Hug |
|---|---|---|---|---|---|
| | $10^5$ | 7,179 | 7,482 | — 0,303 | — 4,22 |
| | $2{,}2356 \times 10^5$ | 5,990 | 5,990 | 0 | 0 |
| Modelo | $10^6$ | 4,409 | 4,188 | 0,221 | 5,28 |
| Modelo | $6 \times 10^6$ | 3,134 | 2,928 | 0,206 | 7,04 |
| Modelo | $10^7$ | 2,934 | 2,672 | 0,262 | 9,80 |
| Buque | $10^8$ | 2,072 | 1,852 | 0,220 | 11,88 |
| Buque | $10^9$ | 1,531 | 1,359 | 0,172 | 12,66 |

Se observa que pasado el punto de cruce de las dos líneas, la diferencia $c_f$ Sch—$c_f$ Hug varía poco, presentándose durante un trozo bastante largo casi paralelas, si bien crezca el porcentaje de separación entre ambas por referirse a valores decrecientes de $c_f$. De menor importancia relativa son todavía las diferencias que se aprecian entre los valores del decremento $c'_f - c_f$ según sea calculado por Schoenherr o por Hughes, por lo cual las discrepancias entre las predicciones para el buque usando uno u otro procedimiento provendrán en su casi totalidad de la presencia del factor de forma usado con la fórmula de Hughes. Las discrepancias se acortarían, naturalmente, si a la fórmula de Schoenherr se asociase también un valor $r$; no obstante, como el factor de forma medido respecto a la línea Schoenherr tomada como básica, sería menor que el determinado respecto a la línea Hughes, las predicciones para el buque

(*) Diferencias numéricas entre una y otra fórmula son de poca importancia. La de Schlichting da valores 2 a 2,5 por 100 más altos que la de Schoenherr, pero que trascienden solamente en diferencias de 0,5 a 1 por 100 a la resistencia total del buque.

usando esta última seguirían estando más bajas.

Indudablemente, las proposiciones anteriores no podrán ser aceptadas y menos elevadas a normas de uso por los Canales en sustitución de los métodos de cálculo tradicionales entretanto no hayan quedado debidamente contestadas las numerosas interrogantes que de ellas surgen y esclarecidos los importantes puntos dudosos en ellas envueltos.

En tal prudente sentido—no reñido con la urgencia de llegar a una solución—se pronunció la Conferencia Internacional de Hidrodinámica del Buque celebrada en Escandinavia en agosto último [1], y en la cual, no es necesario decirlo, el tema fué amplia y vivamente debatido.

Se requiere una importante y doble tarea: de estudio, que proporcione base teórica hasta donde esto sea posible, y de experimentación, copiosa y bien orientada. En la exposición que sigue tendremos oportunidad de referirnos a algunos de los puntos más importantes que deberán ser objeto de atención preferente.

## 2.—Ensayos de una familia de "GEOSIM".

Como se dice al principio, se presenta en este trabajo parte de una investigación en curso de ejecución por el Canal de El Pardo, emprendida con objeto de examinar en el caso de un supertanque la correlación entre modelo y buque según los nuevos criterios.

Entre los diversos modelos ensayados en El Pardo se seleccionó el tipo de buque citado, por considerar que, dadas sus características, constituía un caso típico interesante en relación con la cuestión mencionada y al mismo tiempo perfectamente ajustado a las líneas generales del programa de investigaciones previsto por el Comité Internacional de la Resistencia de Fricción.

Las dimensiones principales del buque son las siguientes (*):

$L_{\nabla} = 224{,}55$ m , $L_{pp} = 220{,}00$ m , $B = 29{,}00$ m
$T = 10{,}50$ m , $\Delta = 53.604$ t , $\delta = 0{,}7799$

Aunque se trata de un buque relativamente veloz, debido a su gran eslora los números de Froude a que navega son muy moderados. Como consecuencia, su resistencia por viscosidad es considerable en relación con la de por formación de olas. A la velocidad de 17 nudos ($F_n = 0{,}186$) la resistencia de fricción calculada según Froude es 68 % de la total; calculando según Hughes, la resistencia por viscosidad es 80 % de la resistencia total, correspondiendo, de dicha cifra: 60 % a la resistencia básica de fricción tal como ésta se definió en lo que antecede, y 20 % a la suma de la influencia de forma sobre la fricción y de la resistencia de presión por viscosidad. Aunque, lógicamente, sea el segundo sumando—resistencia de presión—el que principalmente contribuya a dicho 20 %, es muy probable que por las especiales características del buque considerado comparezca en este caso la influencia de forma sobre la fricción como otro sumando de valor no totalmente despreciable; esto especialmente si es la zona $R_n$ del modelo la que se considera. En el Apéndice II figura una revisión de los efectos parciales integrantes de la influencia de forma sobre la fricción; de las observaciones que allí se hacen resulta, en efecto, probable que dichos efectos parciales se resuman en el presente caso en un saldo positivo.

Desde luego, será muy interesante conocer en qué proporciones la resistencia de presión por viscosidad y cada uno de los efectos de forma influyentes sobre la de fricción contribuyen a integrar la ordenada $c_{vi}$. Si se considera que la resistencia de presión por viscosidad solamente existe en el cuerpo de popa y que, como puede verse en el citado Apéndice, los efectos de forma sobre la resistencia de fricción preponderan individualmente de modo bastante acusado, según cual sea la parte del buque—proa, centro, popa—que se considere, no parece sea imposible conseguir, al menos aproximadamente, una idea de la aportación de cada uno, recurriendo al ensayo de modelos divididos. Siendo probable que no todos los mencionados efectos parciales mantengan su proporción relativa al variar el tamaño, una exploración en este sentido combinada con la anterior, aun forzada a no salirse de los tamaños de modelo mínimo y máximo técnicamente realizables, suministraría información sobre la evolución con la escala, de la estructura interna de $c_{vi}$; aunque válida esta información solamente para la zona del modelo,

(*) Se trata del supertanque *Tina Onassis*, propiedad del conocido armador griego Aristóteles Sócrates Onassis. El buque fué construído en los Astilleros Howaldtswerke, de Hamburgo, según formas de carena y hélices originales de la casa Maierform, de Bremen, habiéndose efectuado en el Canal de El Pardo los ensayos de modelos.

podría dar primera idea de la probable tendencia al avanzar hacia el tamaño del buque.

Es propósito del Canal de El Pardo extender según estas líneas la investigación comenzada.

La información que se presenta tiene por base experimental la suministrada por los ensayos de una serie de cinco "geosim" construídos a las escalas 1/80, 1/60, 1/40, 1/32 y 1/25. En la Tabla 3 se indican las características de cada uno. Un modelo a escala 1/32 había sido ya construído anteriormente (año 1952) cuando se efectuaron los ensayos relativos a la construcción del buque. El modelo a escala 1/25 se ha construído en dos mitades, tanto por razones constructivas y de manipulación, como con vistas a la experimentación de modelos divididos que se efectuará posteriormente y a la que más atrás se ha aludido.

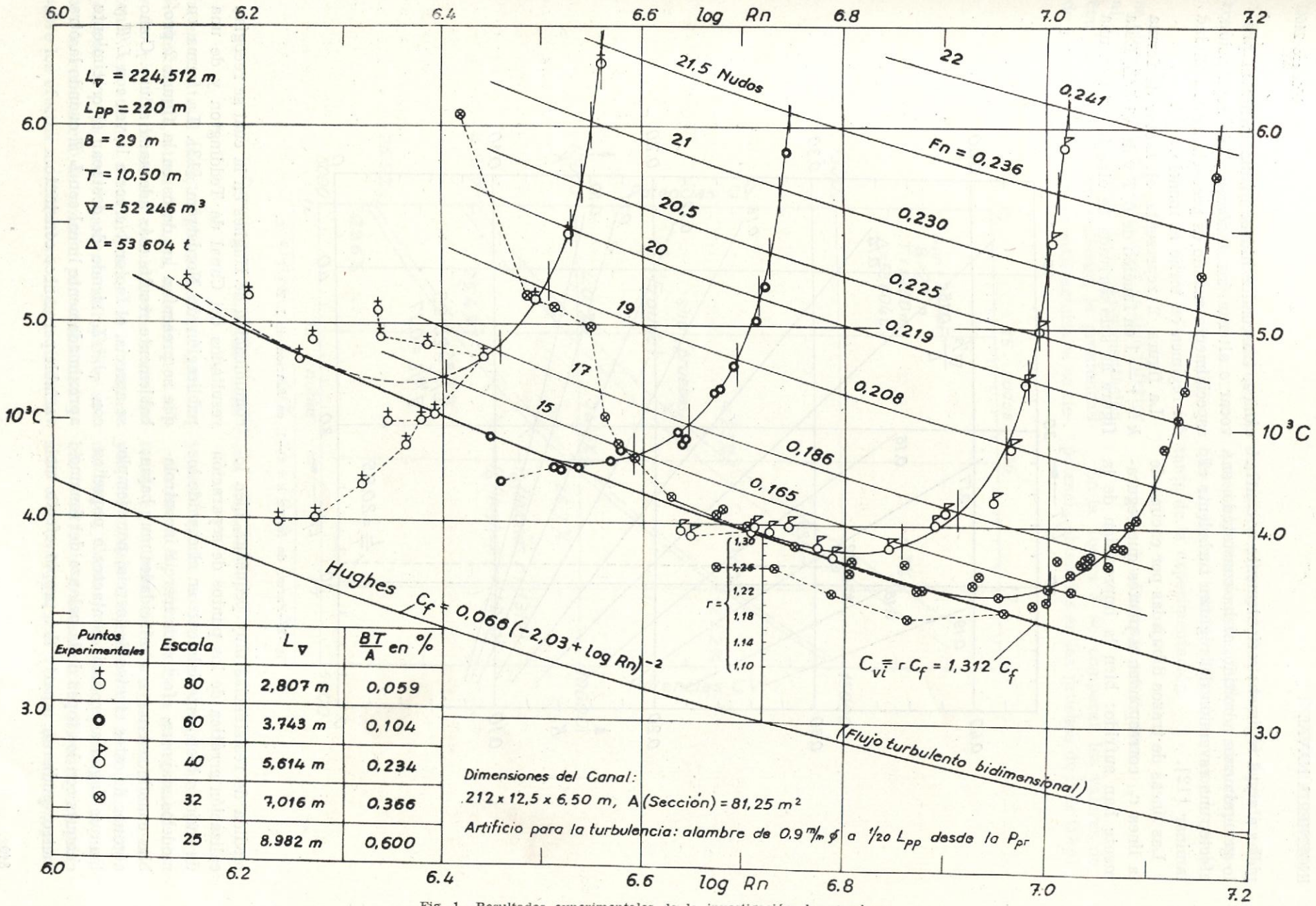
En las Tablas 4, 5, 6 y 7 se indican las condiciones de los diferentes ensayos efectuados y se dan los valores originales medidos y los transformados en log $R_n$ y $10^3\ c_t$. Los resultados que se presentan corresponden a los cuatro primeros modelos (escalas 1/80, 1/60, 1/40 y 1/32, no incluyéndose los resultados hasta ahora obtenidos con el modelo a escala 1/25 por encontrarse actualmente pendientes de ciertas comprobaciones.

Todos los modelos se construyeron en parafina y para todos los ensayos fueron provistos de dispositivo de turbulencia, consistente en un alambre de 0,9 mm $\phi$, situado a 1/20 $L_{pp}$ a partir de la $P_{pr}$. Todos los modelos estuvieron provistos de codaste y timón construídos en madera barnizada. Dada la amplia sección transversal del Canal de El Pardo (12,50 $\times$ 6,50 = 81,25 metros cuadrados), no se consideró necesario introducir en los resultados ninguna corrección por efectos de interferencia de paredes.

La figura 1 recoge todos los puntos experimentales medidos representados bajo la forma $10^3\ c_t$ sobre una base de log $R_n$. Como puede apreciarse, la experimentación no estuvo limitada a la zona de bajos valores de $F_n$ correspondiente a la no formación de olas, sino que se extendió a valores altos de $F_n$, incluso bastante superiores a los que el buque real puede realizar con la potencia de máquinas de que dispone. Se ha hecho esto con vistas a utilizar para el análisis de los resultados el sistema por control de pendientes al que, con una aplicación a las proposiciones de Hughes, se hace referencia en el Apéndice III. En la Tabla 8 se consignan las abscisas de los puntos de cruce de las curvas iso-$F_n$ con las $c_t$ de cada "geosim", información necesaria para llevar a cabo el control mencionado.

Aparentemente, los resultados hasta ahora obtenidos muestran una posibilidad bastante satisfactoria de ser interpretados en acuerdo con las proposiciones de Hughes. Los puntos experimentales a bajos valores $F_n$ (zona de no formación de olas) permiten trazar una línea $c_{vi}$ que, referida a la básica $c_f$ de fricción de Hughes, arroja un factor de forma $r = c_{vi}/c_f = 1{,}312$. La escala incluída en la figura 1 indicando posiciones de líneas $c_{vi}$ correspondientes a otros valores $r$, muestra ser prácticamente imposible admitir otro factor de forma que no sea el 1,312 mencionado. El control de pendientes de las curvas iso-$F_n$ parece autorizar también la línea $c_{vi}$ establecida. Unicamente algunos resultados del modelo más pequeño y la parte alta de la curva relativa al modelo 1/60 (cuyo número de puntos es francamente insuficiente) muestran una conformidad menos satisfactoria con la tendencia general.

Las líneas de trazos por debajo de la línea $c_{vi}$ comprenden puntos experimentales que más o menos debieron estar afectados por el régimen laminar, siendo, como es lógico, el modelo más pequeño (escala 1/80) el que más afectado parece. El que el modelo a escala 1/32, a pesar de su tamaño y del alambre de turbulencia, arroje en la zona de no formación de olas puntos que pudieran interpretarse como influídos todavía por el régimen laminar, probablemente se deba al tipo de carena de que se trata para el cual no resulte suficiente el dispositivo de turbulencia empleado; respecto al tamaño, es oportuno recordar nuestra advertencia [11] de que con carenas de entrada convexa, el incremento de tamaño del modelo da lugar a un aumento virtual del ángulo de entrada en cuanto a lo que esta influyente característica significa sobre favorecimiento del régimen laminar. Tampoco debería descartarse en absoluto la posibilidad de una cierta restauración del flujo laminar a popa del dispositivo turbulento si éste es insuficiente (por tanto, débil la turbulencia por él provocada), cuando al mismo tiempo persisten en dicha zona circunstancias fuertemente pro-




| Puntos Experimentales | Escala | $L_\nabla$ | $\frac{BT}{A}$ en % |
|---|---|---|---|
| ⊕ | 80 | 2,807 m | 0,059 |
| ○ | 60 | 3,743 m | 0,104 |
| ⊳ | 40 | 5,614 m | 0,234 |
| ⊗ | 32 | 7,016 m | 0,366 |
| | 25 | 8,982 m | 0,600 |

Fig. 1.—Resultados experimentales de la investigación de «geosim».

picias a aquel régimen; recientemente, y contra lo generalmente admitido, se ha constatado, en efecto, una reversión del régimen turbulento al laminar [12].

Las líneas de trazos dibujadas por encima de la línea $c_{vi}$ corresponden a puntos que seguramente han sufrido: bien la imprecisión de la medida de resistencias muy pequeñas, bien localización errática de los puntos de separación de flujo, o bien, especialmente en el caso de los modelos mayores, efectos de inercia incontrolables cuando se ensaya a velocidades muy bajas; algunos de estos efectos de inercia, por ejemplo los que llegan a producir contactos o pequeños choques con los topes de la balanza del dinamómetro, pudieran, aparte del propio efecto mecánico, trascender hidrodinámicamente al provocar o alterar los fenómenos de separación, especialmente cuando es precaria la estabilidad del régimen en torno al modelo.

La figura 2 representa el factor de forma $k = r - 1$ en función de $L/T$ y de $\nabla^{1/3}/L$. Esta figura ha sido derivada de otra inserta en una comunicación de Hughes en la cual se recogían resultados del Canal de Teddington y de una publicación de Nordström [13]. La forma en que se presentan los datos en la figura 2 probablemente resulte más adecuada al uso. Como se aprecia, el factor $k$ crece a la vez con $L/T$ y con $\nabla^{1/3}/L$, siendo de destacar el crecimiento aproximadamente lineal con $L/T$ cuando la otra variable permanece constante.

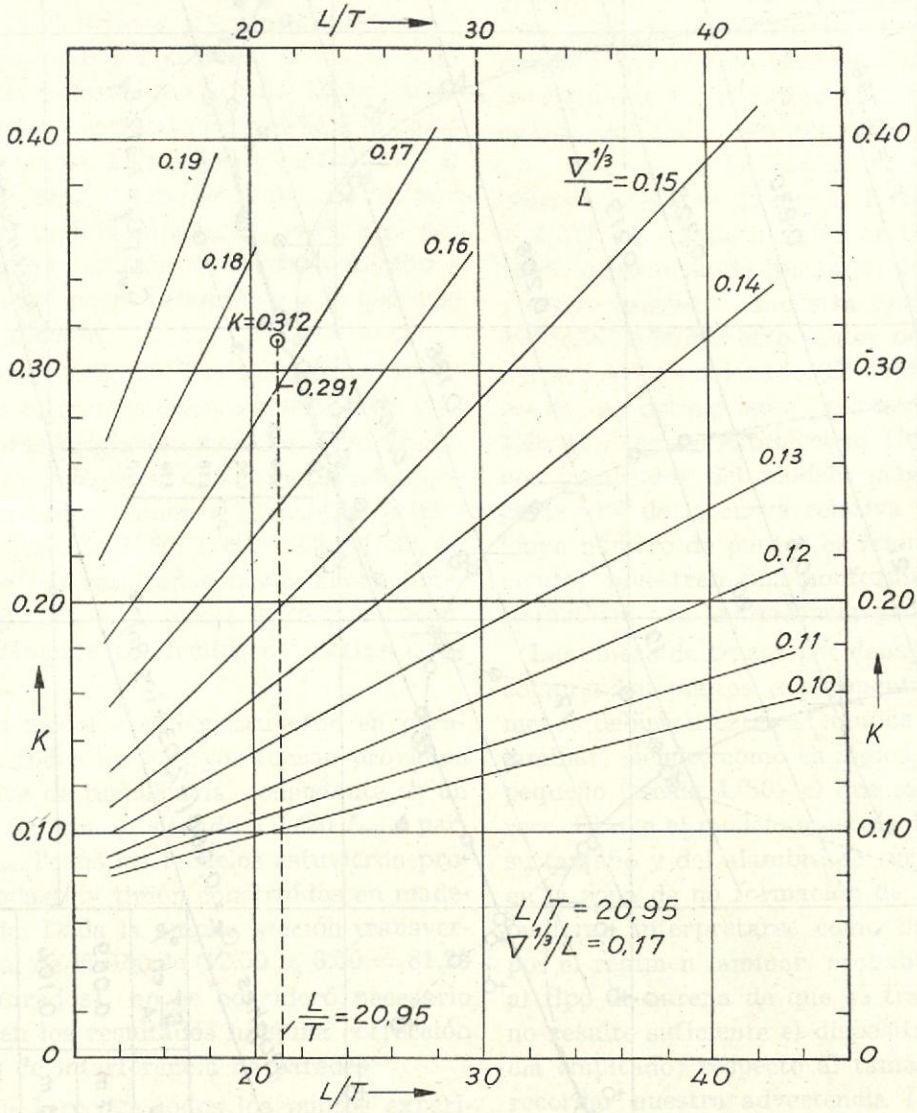



Fig. 2.—Factor de forma $k = r - 1$, en función de $L/T$ y $\nabla^{1/3}/L$.

Entrando en el diagrama con los valores correspondientes al buque considerado

$$L/T = 20{,}95 \quad , \quad \nabla^{1/3}/L = 0{,}17$$

se obtiene $k = 0{,}291$. Este valor es algo inferior al $k = 0{,}312$, resultante de la experimentación con los "geosim"; sin embargo, la proximidad de ambos valores es muy satisfactoria si se tiene en cuenta el carácter general de la figura 2. Evidentemente, otros factores, además de $L/T$ y de $\nabla^{1/3}/L$, deben ser considerados a fin de tener en cuenta características de la carena (cuerpo de popa) estrechamente influyentes sobre la resistencia de presión por viscosidad y sobre los efectos modificativos de la resistencia de fricción a los que se alude en el Apéndice II. Acaso algunos de estos factores sean responsables en el caso tratado del mayor valor $k$ resultante de la experimentación.

### 3.—Pruebas en la mar.

En la figura 3 se comparan los valores de potencia obtenidos en las pruebas de mar (*shp*) y los obtenidos en los ensayor del Canal ($P_Q$).

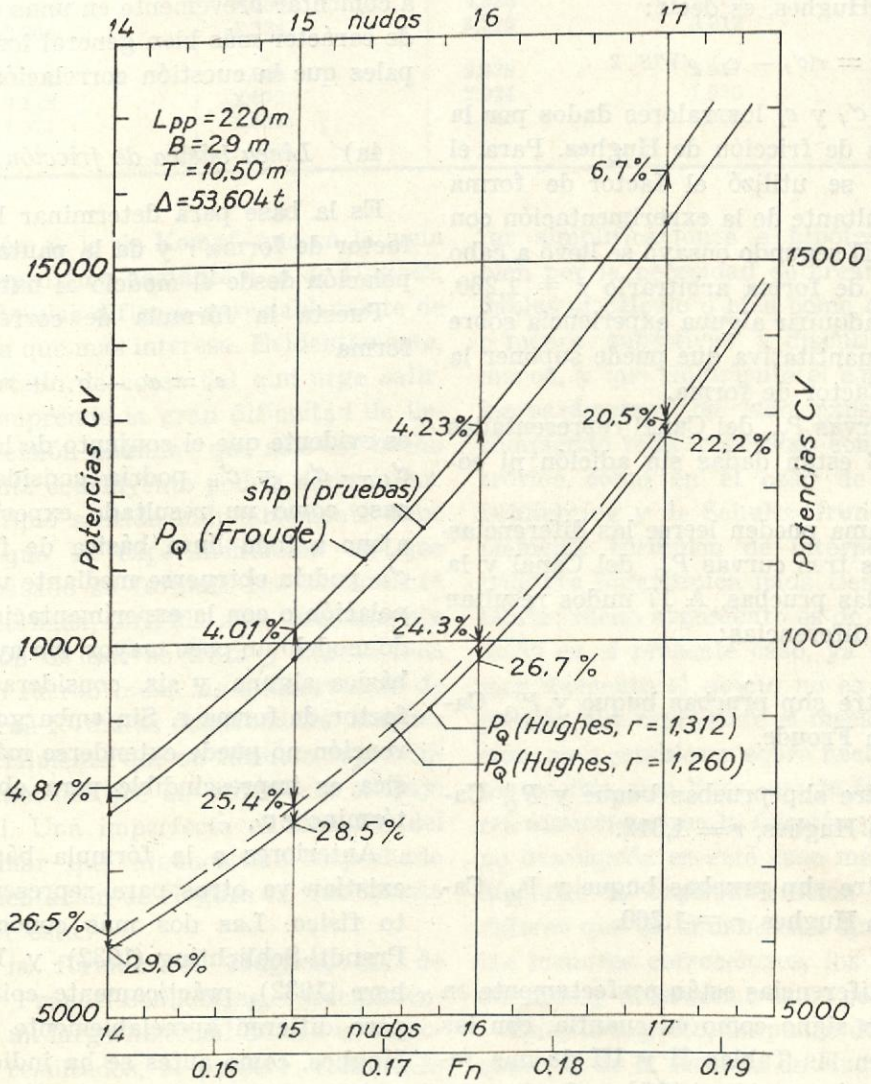



Fig. 3.—Comparación de resultados de pruebas en la mar con los de ensayos de modelos calculados según Froude y Hughes.

La curva $P_Q$ (Froude) es la que se había obtenido en el Canal cuando se corrieron los ensayos del modelo conernientes a la construcción del buque. Como queda dicho, el modelo se había construído a escala 1/32. El ensayo había sido efectuado para el "*punto de autopropul-*

*sión del buque, carena lisa*", calculándose la deducción de fricción según Froude.

Las dos curvas $P_Q$ (Hugues) han sido obtenidas como parte de la investigación a que nos estamos refiriendo; ambas han sido obtenidas ensayando el modelo a escala 1/32. Lo mismo que anteriormente, estos ensayos se llevaron a cabo para el "*punto de autopropulsión del buque, carena lisa*", pero ahora la deducción de fricción se calculó de acuerdo con las nuevas propuestas de Hughes, es decir:

$$F_a = r(c'_f - c_f)\ \rho' V'^2 S'/2$$

tomando para $c'_f$ y $c_f$ los valores dados por la fórmula básica de fricción de Hughes. Para el primer ensayo se utilizó el factor de forma $r = 1{,}312$, resultante de la experimentación con los "geosim". El segundo ensayo se llevó a cabo con un factor de forma arbitrario $r = 1{,}260$, con objeto de adquirir alguna experiencia sobre la influencia cuantitativa que puede suponer la variación del factor de forma.

Todas las curvas $P_Q$ del Canal representadas en la figura 3 están dadas sin adición ni corección alguna.

En el diagrama pueden leerse las diferencias en % entre las tres curvas $P_Q$ del Canal y la curva shp de las pruebas. A 17 nudos resultan las siguientes diferencias:

— 6,7 % entre shp pruebas buque y $P_Q$ Canal, según Froude.

+ 22,2 % entre shp pruebas buque y $P_Q$ Canal, según Hughes, $r = 1{,}312$.

+ 20,5 % entre shp pruebas buque y $P_Q$ Canal, según Hughes, $r = 1{,}260$.

Estas tres diferencias están perfectamente en línea, tanto en signo como en cuantía, con las que figuran en las Tablas II y III de una reciente publicación de Allan [15], referente, en gran parte, a buques tanques.

La variación de $r$ desde 1,312 hasta 1,260 produce una variación de potencia de 1,7 %. Si en vez del valor experimental $r = 1{,}312$ se hubiera usado el $r = 1{,}291$ deducido de la figura 2, la variación sería tan sólo de 0,6 %, aproximadamente.

En la figura 3 se aprecia que las discrepancias de potencia entre pruebas y Canal (Hughes) decrecen al aumentar la velocidad, mientras la tendencia contraria se observa entre pruebas y Canal (Froude).

## 4.—Consideraciones críticas generales.

Reservando juicios más definitivos para cuando la investigación se termine y la base experimental sea más completa y firme, vamos a comentar brevemente en unas consideraciones de carácter más bien general los puntos principales que la cuestión correlación comprende.

### 4a) *Línea básica de fricción:*

Es la base para determinar la amplitud del factor de forma $r$ y da la pauta para la extrapolación desde el modelo al natural.

Puesta la fórmula de correlación bajo la forma

$$c_t = c'_t - c'_{vi} + rc_f$$

es evidente que el conjunto de los dos términos $c'_t - c'_{vi} = c'_w$ podría considerarse en cada caso como un resultado experimental directo ajeno a toda línea básica de fricción, ya que $c'_{vi}$ podría obtenerse mediante una corta extrapolación o con la experimentación de un segundo modelo un poco mayor, sin ayuda de fórmula básica alguna y sin consideración de ningún factor de forma $r$. Sin embargo, esta no intervención no puede extenderse más y la línea básica es imprescindible para obtener el último término $r\,c_f$.

Anteriores a la fórmula básica de Hughes existían ya otras para representar igual efecto físico. Las dos más conocidas y usadas, Prandtl-Schlichting (1932) y Karman-Schoenherr (1932), prácticamente coinciden entre sí, pero difieren apreciablemente de la nueva de Hughes, como antes se ha indicado. Otras fórmulas posteriores son la de Schultz-Grunow (1940) [16]

$$c_f = 0{,}427\ (\log R_n - 0{,}407)^{-2{,}64}$$

y la de Kempf-Karhan (1951) [17],

$$c_f = 0{,}055\ R_n^{-0.182}$$

En la Tabla 2 pueden compararse los valores de todas estas fórmulas y los de Hughes. Como se

TABLA 2

*Coeficiente de fricción $c_f$ placa plana lisa, régimen turbulento.*

| $R_n$ | 1932 Schlichting $\frac{0,455}{(\log R_n)^{2,58}}$ | 1932 Schoenherr $\frac{0,242}{\sqrt{c_f}} = \log (R_n c_f)$ | 1940 Schultz-Grunow $\frac{0,427}{(\log R_n - 407)^{2,64}}$ | 1951 Kempf-Karhan $\frac{0,055}{R_n^{0,182}}$ | 1954 Hughes $\frac{0,066}{(\log R_n - 2,03)^2}$ |
|---|---|---|---|---|---|
| $10^5$ | $7,156 \times 10^{-3}$ | $7,179 \times 10^{-3}$ | $7,630 \times 10^{-3}$ | $6,766 \times 10^{-3}$ | $7,482 \times 10^{-3}$ |
| $10^6$ | 4,471 | 4,409 | 4,536 | 4,450 | 4,188 |
| $6 \times 10^6$ | 3,264 | 3,134 | 3,216 | 3,212 | 2,928 |
| $10^7$ | 3,004 | 2,934 | 2,938 | 2,927 | 2,672 |
| $10^8$ | 2,128 | 2,072 | 2,024 | 1,925 | 1,852 |
| $10^9$ | 1,571 | 1,531 | 1,460 | 1,266 | 1,359 |

ve, a excepción de la de Kempf, que en la zona $10^8$ a $10^9$ se aproxima bastante a la de Hughes, las demás fórmulas difieren apreciablemente de ella en la zona que más interesa. Evidentemente, es éste un estado de cosas del que urge salir, aunque se comprende la gran dificultad de llegar a una decisión unánime que sólo un hecho verdaderamente concluyente podría determinar.

En este último sentido indudablemente debe reconocerse que la experimentación en que Hughes ha basado su fórmula fué sumamente cuidadosa, detallada, dirigida más directamente a la aplicación de que se trata y mucho más amplia que lo fueron todas las que sirvieron de base a las otras fórmulas mencionadas. Hughes declara especialmente que su fórmula representa más exactamente que las anteriores el flujo bidimensional. Una imperfecta eliminación del régimen laminar que algunos han sospechado en la experimentación de Hughes es firmemente rechazada por éste.

Frente a la fórmula de Hughes, las de Schoenherr y Prandtl-Schlichting, especialmente, presentan un largo historial de uso en Aeronáutica, con resultados, al parecer, conformes con la experimentación, tanto la efectuada en túnel como la llevada a cabo en vuelo. Desde otro punto de vista podría también argüirse la carencia de fundamento teórico de la fórmula de Hughes, mientras que en el establecimiento de las de Prandtl-Schlichting, Karman-Schoenherr y Schultz-Grunow la teoría ha tenido su intervención. Sin embargo, aparte de que los razonamientos teóricos usados en el establecimiento de estas fórmulas han tenido que aceptar simplificaciones e hipótesis aproximadas, bien por la necesidad de crear esquemas abordables al cálculo o bien como concepciones más o menos subjetivas y discutibles de los fenómenos, y que finalmente el ajuste numérico de los parámetros ha sido experimental, incluso rompiendo toda conexión con el razonamiento teórico, como en el caso de las fórmulas de Schlichting y de Schultz-Grunow, que son simplemente fórmulas de interpolación cuya estructura logarítmica nada tiene que ver con la teoría; dicho argumento es de un interés secundario en el presente caso, ya que desde el primer momento el objeto no es llegar a una expresión que represente el mecanismo de la fricción, sino establecer sobre hechos, lo más directos posible, una línea que dé fielmente los valores numéricos que la fricción produce; la teoría no desempeña en este caso más papel que para disponer la experimentación de modo que los valores que se midan sean directamente, o con las menores correcciones, los del fenómeno en cuestión y determinar estas correcciones.

En este aspecto, un punto débil en el establecimiento de la fórmula de Hughes pudiera radicar en que, debido a las dimensiones no suficientemente amplias del Canal en que se desarrolló la experimentación, parte de sus resultados incluyen correcciones por interferencia de paredes, y correcciones de esta clase son siempre motivo de incertidumbre. Cabe como posibilidad probable que hacia el final la línea de Hughes esté demasiado baja. Suponiendo que dicha línea conservase su primera parte y se elevase su final, el factor de forma $r$ sensible-

mente conservaría su valor, pero disminuiría el decremento $c'_f - c_f$. Con ello, la correlación entre modelo y buque daría resultados no tan alejados de los que se obtienen siguiendo los métodos tradicionales.

4b) *Factor de forma y ley de correlación:*

El factor de forma se establece con relación a una línea básica de fricción. Es evidente que mientras exista la actual multiplicidad de fórmulas para la resistencia de fricción de placas planas que puedan ser tomadas como líneas básicas, el factor de forma y la ley de correlación tendrán un valor puramente convencional vinculado a la línea básica de fricción asociada.

La libertad de asociar una línea experimental $c_{vi}$ a una u otra línea básica $c_f$ puede encontrar una cierta limitación si a la ley de resistencia tridimensional se atribuye un determinado carácter, por ejemplo, si se admite como condición o ley física la constancia de $r$. Es evidente, entonces, que si una cierta línea $c_{vi}$, cuya obtención se suponga irreprochable, resulta proporcional, por ejemplo, a la línea básica de Hughes, al no poder serlo también a otra cuya diferencia de ordenadas con la de Hughes sea constante, obligará a desechar desde luego dicha segunda línea, acéptese o no como buena la de Hughes. Tal es lo que aproximadamente podría ocurrir cuando se consideren simultáneamente las dos líneas, Hughes y Schoenherr, sensiblemente paralelas; si con respecto a Hughes $r$ resulta constante, con respecto a Schoenherr $r$ decrecerá al aumentar $R_n$.

Confiando a la vía experimental la determinación del factor de forma, éste, mientras no exista información estadística apropiada, debe ser obtenido en cada caso mediante experimentación efectuada en zona lo más amplia posible; pero, por razones obvias, normalmente limitada a la zona del modelo. Esta experimentación debe suministrar el valor $r'$ en dicha zona y, en principio, la tendencia o ley de variación que permita conocer $r$ en la zona del buque, si es que "a priori" no se admite la constancia de $r$.

La obtención de $r'$, dentro de un margen reducido y aceptable de variación numérica, parece posible; así, al menos, se deduce del presente trabajo para el caso de factor de forma constante, donde se ha visto (Sección 3) que una variación relativamente apreciable de $r$ trasciende poco al resultado final $P_Q$. Desde luego, habrán de tomarse las debidas precauciones en la experimentación para evitar falseamientos por causas como las que se han venido señalando.

Por lo que respecta a la obtención de $r$, es evidente que la experimentación en la zona del modelo, por mucha amplitud que se la quiera dar, será demasiado local y en general no ofrecerá base suficiente para, sin auxilio teórico y por vía puramente empírica, fundar una tendencia o ley de variación con la que llegar hasta $r$ en la distante zona del buque. Aunque la discriminación de la estructura interna de $c_{vi}$ en la zona del modelo, atrás sugerida, sea sin duda muy interesante, es indudable que el conocimiento cierto de lo que realmente ocurre en la zona del buque tan sólo la experimentación en esta zona podría darlo. Pero la experimentación a escala natural (*), aparte de sus importantes y bien sabidas dificultades que podríamos llamar externas, encierra por ahora, con respecto a lo que estamos tratando, la importante dificultad intrínseca creada por la rugosidad del buque (**). El esquema de la figura 4 ilustra claramente el caso; entre $A$ final de la experimentación consistente del modelo y $B$ resultado de la experimentación del buque se encuentran: desde $A$ hasta $M$, la línea $c_{vi}$ de extrapolación homogénea (esto es, tamaño creciente, pero conservando lisura, etc., del modelo), y desde $M$ hasta $B$, el escalón debido a efectos existentes en el buque, pero no en el modelo; este escalón,

(*) Experimentaciones a escala natural, después de la clásica de W. Froude con la "Greyhound" [18], han sido la de Hiraga con el destructor "Yudachi" [19], y las más recientes de la B. S. R. A. con la "Lucy Ashton" [20], de Nordström con el "Wrangel" [21], de van Lammeren con el buque de navegación fluvial "Arabia" [22] y la de Rétali-Bindel [22], todavía no publicada. Aunque sin llegar al tamaño natural, si bien a un bote-modelo a escala 1/6, debe citarse la investigación con "geosim" del "Victory" de van Lammeren [24], pendiente también de ser publicada.

(**) En vez de desposeer de rugosidad al resultado del buque, podría proponerse dar al modelo rugosidad equivalente a la de aquél; con ello la línea $c_{vi}$ incluiría también la influencia de la rugosidad. Mas no siendo posible precisar lo que sería rugosidad equivalente del modelo y no siendo ésta tampoco cualidad propia del mismo y sí, en cambio, inherente al buque y además variable de unos casos a otros, indudablemente es más lógico el orden en que suele enfocarse la cuestión, y que es intentar primero establecer la correlación entre modelo y natural (carena lisa), y luego, como corrección adicional, introducir la rugosidad del buque real, con el valor que ésta tenga en cada caso.

previa estimación de algunos de los efectos que lo integran, puede prácticamente dejarse reducido al efecto de rugosidad. Evidentemente, el conocimiento de $M$ sería decisivo para ayudar a disipar la indeterminación reinante entre $A$ y $B$; pero la estimación directa y precisa de la rugosidad, necesaria para descender el escalón $BM$ y situar $M$ exactamente donde en la realidad física se encuentra, no es posible por el momento a pesar de los avances logrados en el estudio de la rugosidad [25]. Caminando desde $A$ en sentido inverso (que es el normal de la correlación), se llega a un cierto $M$ cuyo grado de exactitud respecto a la realidad se ignora; el margen $MB$ que se encuentra entonces al establecer relación con el resultado $B$ del buque, conduce a una estimación de la rugosidad cuya exactitud física tampoco puede precisarse, ya que realmente se trata de un valor convencional dependiente del método de correlación usado. Si la correlación comprende, como venimos suponiendo, una línea básica $c_f$ y una línea $c_{vi}$ establecida con relación a la primera, el posible error con que desde $A$ se llega a $M$ puede provenir, o bien de $c_f$ (siendo físicamente cierta la ley $c_{vi}/c_f$ usada) o bien de $c_{vi}$ (siendo físicamente cierta la línea básica $c_f$), o bien de $c_f$ y $c_{vi}$ a la vez.

Estas consideraciones muestran la situación en que actualmente desemboca la vía exclusivamente experimental, sin posibilidad de establecer con la deseada seguridad la correlación entre modelo y buque. Para resolver las indeterminaciones que por ambos lados conducen a dicha situación, es decir, para lograr una estimación directa y precisa del efecto de rugosidad y para obtener la ley de extrapolación homogénea desde el modelo al natural, será preciso poner a contribución, además de la experimentación y como guía de ella, la ayuda de carácter teórico. La experimentación de "geosim" encontrará su mejor aplicación en el contraste de las proposiciones de correlación que se formulen y, cuando proceda, en la determinación de los valores numéricos de los coeficientes o parámetros que en ellas figuren.

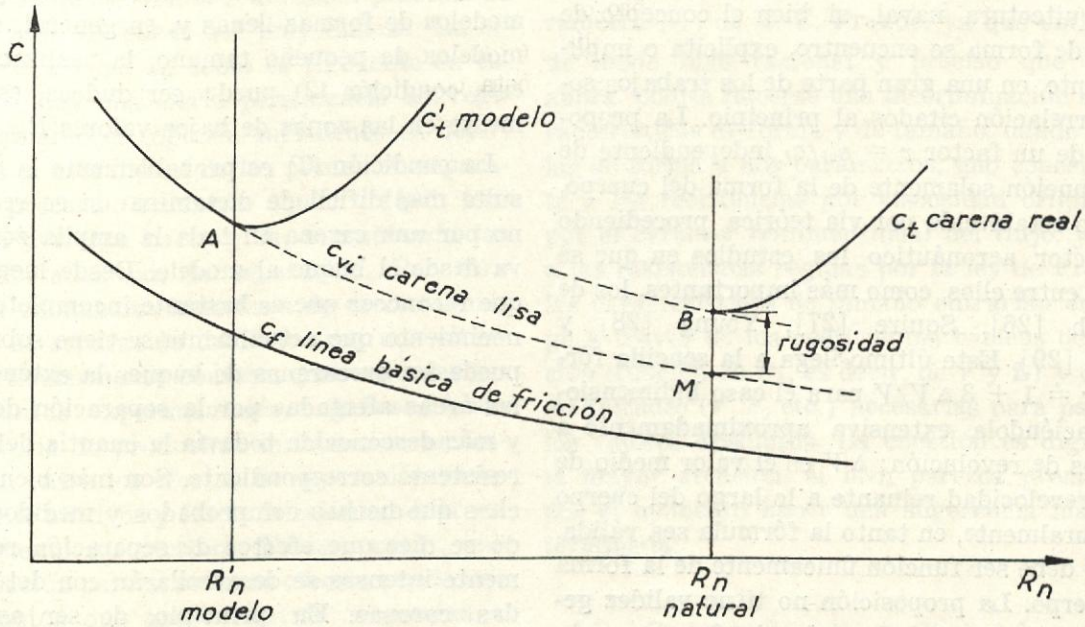



Fig. 4.—Correlación entre modelo y buque (esquema).

4c) *La constancia del factor de forma*:

Entre las proposiciones para la correlación se cuentan, como ya hemos dicho, las dos más sencillas: (1) la que supone una corrección aditiva $h$ constante, $c_{vi} = c_f + h$; (2) la que supone un factor de forma $r$ constante, $c_{vi} = rc_f$. Como $r = 1 + h/c_f$, la primera implica un factor $r$ creciente y la segunda una corrección aditiva $h$ decreciente, al aumentar $R_n$, si bien ni la dependencia de $r$ en el primer caso ni la de $h$ en el segundo, respecto a $R_n$, son directamente pro-

pias, sino simplemente arrastradas por la dependencia de $c_f$ a $R_n$.

La correlación mediante (1) conduce, como al principio se dijo, a la primitiva expresión de correlación de W. Froude. Si, pues, se admitiese la constancia de $h$, dicha correlación estaría justificada y los errores resultantes, siguiendo a W. Froude, habría que atribuirlos al uso de coeficientes básicos de fricción inapropiados.

La correlación mediante (2), que es la que propone Hughes, no ha sido usada hasta ahora en Arquitectura naval, si bien el concepto de factor de forma se encuentre, explícita o implícitamente, en una gran parte de los trabajos sobre correlación citados al principio. La proposición de un factor $r = c_{vi}/c_f$ independiente de $R_n$ y función solamente de la forma del cuerpo, ha sido establecida por vía teórica, procediendo del sector aeronáutico los estudios en que se funda, entre ellos, como más importantes, los de Pretsch [26], Squire [27], Young [28] y Scholz [29]. Este último llega a la sencilla fórmula $r = 1 + 3 \Delta V/V$ para el caso bidimensional, haciéndola extensiva aproximadamente a cuerpos de revolución; $\Delta V$ es el valor medio de la sobrevelocidad reinante a lo largo del cuerpo y, naturalmente, en tanto la fórmula sea válida, $\Delta V/V$ debe ser función únicamente de la forma del cuerpo. La proposición no tiene validez general, sino que la independencia de $r$ respecto a $R_n$ está condicionada a:

(1) No existencia de efectos de sustentación.

(2) Régimen turbulento prácticamente en torno a todo el cuerpo (es decir, extensión mínima del área laminar de entrada y puntos de transición estables).

(3) No existencia de separación de flujo. En este caso, $c_{vi}$ está integrado por la resistencia de fricción incluída influencia de forma, y por la resistencia de presión por viscosidad debida únicamente al espesor de la capa límite.

Aunque la carena de un buque no pueda clasificarse como caso bidimensional ni como cuerpo de revolución, caso de que las anteriores condiciones (1) a (3) fuesen satisfechas, pudiera esperarse, si no un acuerdo cuantitativo con la fórmula de Scholz, sí posiblemente con su carácter (independencia de $R_n$).

La condición (1), salvo el caso de embarcaciones con sustentación dinámica, es prácticamente realizada por las carenas de los buques corrientes de superficie y, en general, por las de submarinos a incidencia cero (efectos de sustentación desarrollados en algunos de sus apéndices deben considerarse aparte).

La condición (2) queda satisfecha a la escala natural. A la escala del modelo puede suponerse que en una gran mayoría de casos, usando modelos de tamaño regular (6 a 7 m.), provistos de dispositivos de turbulencia adecuados, también prácticamente se realiza. Sin embargo, con modelos de formas llenas y, en general, usando modelos de pequeño tamaño, la realización de esta condición (2) puede ser dudosa, especialmente en las zonas de bajos valores $R_n$.

La condición (3) es probablemente la que resulta más difícil de dictaminar si se realiza o no por una carena en toda la amplia zona que va desde el buque al modelo. Desde luego, hay que reconocer que es bastante incompleto el conocimiento que actualmente se tiene sobre cuál pueda ser en carenas de buques la extensión de las áreas afectadas por la separación de flujo, y más desconocida todavía la cuantía del efecto resistente correspondiente. Son más bien sospechas que hechos comprobados y medidos cuando se dice que efectos de separación relativamente intensos se desarrollarán con determinadas carenas. En principio, de ser así, esto llevaría a excluir tales carenas (entre las cuales las de buques tanques podrían considerarse típicas) de la correlación usando un factor de forma constante. Sin embargo, acaso no sea descaminado suponer que con la perfección de líneas hoy día alcanzada las zonas propensas a sufrir separaciones de flujo serán probablemente bastante reducidas y moderados los efectos resistentes de la separación, a no ser en el caso de carenas de muy elevado coeficiente de bloque. Por otra parte, debe recordarse que los efectos resistentes de la separación de flujo son dos, simultáneos y contrarios, uno aditivo (formación de torbellinos) que incrementa la resistencia de presión por viscosidad, otro sustractivo (reducción del área friccional activa) que disminuye la resistencia de fricción. Aunque claramente prepondere el efecto primero, es posible, por todas las razones indicadas, que para una gran mayoría de casos los efectos de separación de flujo no posean, con relación a los demás efectos resistentes por viscosidad, inten-

sidad suficiente para elevar la curva $c_{vi}$ sobre la posición que tendría de no existir dichos efectos de separación, en cantidad que signifique una variación de $r$ que pueda trascender sensiblemente al valor final de la potencia. Estas consideraciones se refieren principalmente a la escala natural y, con algunas reservas, a modelos de tamaño grande.

Con modelos más pequeños y a bajos valores $R_n$, especialmente si se trata de determinadas formas de carena, la realización práctica de la condición (3) puede ser muy dudosa. La situación se agrava si, como es frecuente en estos casos, hay una cierta persistencia del régimen laminar o el régimen turbulento es débil; entonces la estabilidad de los puntos de separación es precaria, acusando aquéllos fácil tendencia a correrse hacia proa, aumentando las áreas afectadas por la separación. Por otra parte, la existencia simultánea de efectos laminares y de separación de flujo crea una situación particularmente confusa, pudiendo dar lugar a puntos experimentales engañosos como consecuencia de producirse un enmascaramiento mutuo entre los efectos de separación resistentemente aditivos y los de fricción laminar resistentemente sustractivos. Fortuitamente, una compensación parcial de estos efectos puede originar puntos que aparentemente respondan a una curva $c_{vi}$ regular, incluso a una curva $c_{vi}$ con factor $r$ constante, a pesar de estar incumpliéndose entonces las condiciones (2) y (3) requeridas para la constancia teórica de $r$. Pero es evidente que una curva $c_{vi}$ en cuya determinación intervienen tales puntos que no corresponden a una situación física consistente, sino que resultan de una coincidencia puramente fortuita, no ofrecerá las seguridades suficientes para ser tomada como base de deducciones. Por esta razón no parece aconsejable tratar de obtener mayor información ampliando la experimentación de "geosim" hacia la zona de muy bajos valores $R_n$.

Siendo especialmente sensibles las carenas de formas llenas a los peligros que acabamos de señalar, no descartamos que alguna parte de la experimentación objeto de esta Memoria no ofrezca las debidas garantías, por lo cual las conclusiones que puedan deducirse de los resultados hasta ahora obtenidos deben considerarse provisionales y sujetas a revisión en una investigación ulterior, la cual deberá dirigirse principalmente a cubrir con una mayor densidad de puntos experimentales la zona de los "geosim" mayores.

La introducción del factor de forma $r$, segregando de la resistencia total, la de viscosidad y estimando ésta con relación a un cierto standard (línea de fricción básica), tiene una clara significación como parámetro característico. La confirmación de la independencia de $r$ respecto a $R_n$ podrá trastocar el uso tradicional del parámetro $C$ de R. E. Froude, ya que entonces, de modo más racional y preciso que hasta ahora, podría hacerse una discriminación en características de forma y de tamaño, dando lugar las de forma a dos parámetros, uno concerniente a las resistencias por viscosidad originadas por el carácter tridimensional del flujo, y otro a las resistencias regidas por la ley de Froude; las características de tamaño entrarían en juego a través de los coeficientes básicos de fricción (función de $R_n$, es decir, de $V$ y $L$) y de las magnitudes ($V$, $S$, etc.) necesarias para pasar a los valores absolutos. La cuestión es digna de la mayor atención, si bien parezca prematuro por el momento hacer una sugerencia más determinada.

### 4d) *Comparación de resultados de ensayos de modelos con los de pruebas en la mar:*

El hecho, no raro en la actualidad de que las potencias medidas en las pruebas de mar no solamente igualen [30], sino que (especialmente con determinados tipos de barcos, petroleros entre ellos) resulten más bajas [15], [31], [32] que las previstas por los Canales, calculando éstos según Froude y sin adiciones, es, evidentemente, completamente antinatural y demuestra que algo está fallando en un grado prácticamente ya no admisible en los actuales métodos de experimentación y cálculo siguiendo a Froude, usados por la mayor parte de los Canales. Aunque algún efecto de escala, referente principalmente a componentes de propulsión, pueda actuar con signo negativo, es indudable que las correcciones aditivas necesarias para pasar de las circunstancias ideales del modelo a las reales del buque, especialmente la consideración de la rugosidad, deben imponer su

cuantía sobre aquellos efectos negativos, resultando en resumen una diferencia positiva.

El cambio de signo en las discrepancias entre pruebas de mar y Canal que, según hemos visto en la Sección 3, se produce para el caso aquí considerado cuando se pasa de cálculos del Canal según Froude a cálculos del Canal según Hughes, está, pues, de acuerdo con el orden lógico de las cosas. Sin embargo, queda por saber si la importante discrepancia que entonces resulta es la que debe ser.

En una publicación anterior [33] se habían establecido en función de $V$ y $L$ los porcentajes de variación que las resistencias $R_f$ y $R_t$ sufren cuando para la correlación entre modelo y natural se usan coeficientes de fricción de Shoenherr o de Schlichting en vez de los de R. E. Froude, empleando en todos los casos la descomposición convencional de W. Froude. Dichos porcentajes, en forma gráfica y tabular, están dados en dicha publicación para esloras comprendidas entre 30 y 300 m., con intervalos de 30 m., y, a cada eslora, para velocidades desde 6 hasta 40 nudos; es decir, abarcando prácticamente todos los buques mercantes y de guerra.

Según esta información, la relación $c_f$ Froude/$c_f$ Schoenherr crece con $L$ (ley aproximadamente parabólica) y decrece con $V$, a valores constantes de $V$ y $L$, respectivamente, resultando que $c_f$ Froude (*) supera a $c_f$ Schoenherr en porcentajes que van desde un mínimo 2,2 % para $L = 30$ m, $V = 40$ nudos, hasta un máximo 39,9 % para $L = 300$ m, $V = 6$ nudos. Estos porcentajes trascienden a $R_t$ en cantidad variable según cual sea en cada caso la relación $R_f/R_t$; para una cierta relación $c_f$ Froude/$c_f$ Schoenherr, la relación $R_t$ Froude/$R_t$Schoenherr crece con $R_f/R_t$ según ley aproximadamente lineal.

En el caso del supertanque aquí considerado, a los 17 nudos, resulta, según dicha información, $c_f$ Froude superior a $c_f$ Schoenherr en un 29 %, y $R_t$ Froude superior a $R_t$ Schoenherr en un 16 %. El valor de este último porcentaje muestra que el solo paso de los coeficientes de fricción de R. E. Froude a los de Schoenherr es suficiente para, aun conservando la descomposición arbitraria de resistencias de W. Froude, hacer que la discrepancia entre pruebas de mar y resultados del Canal cambie de signo tomando el + que por orden natural le corresponde. Desde luego, esto es lógico, toda vez que las equivocadas previsiones que usando el método tradicional resultan para el supertanque aquí tratado, deben atribuirse en parte importante a que los coeficientes de fricción de R. E. Froude para el tamaño natural, que como es sabido contienen una cierta rugosidad, no son adecuados a la combinación de esloras elevadas y rugosidades de casos como el aquí considerado (*).

Si por un momento en la correlación de Hughes se prescindiese del factor $r$ y se considerase solamente el decremento $\Delta c_f$ de su línea básica, resultaría en el presente caso, para 17 nudos, $R_t$ Froude superior a $R_t$Hughes en un 12,6 % (**). Relacionando esta cifra con las diferencias de potencia mencionadas al final de la Sección 3, resultaría que las proporciones relativas con que los coeficientes de R. E. Froude, de una parte, y la descomposición convencional de W. Froude, de la otra, contribuirían a crear dichas diferencias, serían aproximadamente algo menos y algo más de la mitad, respectivamente. Claro que el anterior desdoblamiento es artificioso y convencionales las proporciones que se citan, ya que el factor $r$, que representa el abandono de la descomposición convencional de W. Froude, tiene un valor numérico que depende a su vez de los nuevos coeficientes básicos de fricción determinados por la línea básica de Hughes.

Teniendo en cuenta lo dicho más atrás, se comprende que los errores implicados en el método tradicional—descomposición arbitraria de resistencias (resistencia-residuo) de W. Froude y coeficientes de fricción de R. E. Froude—dejados al descubierto al descender el mar-

(*) $c_f$ Froude $= 0{,}02014$ "O" $F_n^{-0{,}175}$; esta fórmula es completamente general, pues no contiene más que magnitudes adimensionales y un factor puramente numérico. En la zona del modelo, $c_f$ Froude prácticamente coincide con $c_f$ Schoenherr.

(*) Los coeficientes de fricción $\lambda$ de R. E. Froude usados en el Canal de El Pardo [34] equivalen muy exactamente a los valores "O" presentados por Baker en la Conferencia Internacional de Directores de Canales, de París [35].

(**) En general, teniendo en cuenta lo dicho en la Sección 1 (Tabla 1), el porcentaje entre $R_t$ Froude y $R_t$ Hughes, debe ser aproximadamente igual al existente entre $R_t$ Froude y $R_t$ Schoenherr. En el caso de este supertante resulta el primero algo menor, debido al alto valor $R_n$ del buque, lo cual hace disminuir con respecto a Schoenherr el decremento $\Delta c_f$ de Hughes por entrarse en la zona de pequeño acercamiento entre ammas líneas existente hacia $R_n = 10^9$.

gen encubridor de la rugosidad como consecuencia de la extensión y perfeccionamiento de los cascos soldados, donde se hayan acusado de manera más notoria haya sido en el caso de los grandes petroleros, buques de gran eslora y de una elevada relación $R_f/R_t$. Queda ahora por saber si el importante margen entre resultados del Canal y pruebas del buque que, siguiendo a Hughes, resulta en casos como el aquí tratado, es exagerado o verdadero. Siendo la rugosidad de la carena real la causa principal de dicho margen, se comprende cuán grande es la importancia práctica cobrada por la cuestión rugosidad y cuán grande también el incentivo para buscar medios con que reducir la rugosidad de los buques actuales. Es probable, sin embargo, que la realidad recorte la posibilidad de economías, tanto por las dificultades técnicas de reducir la actual rugosidad hasta los límites mínimos que serían necesarios para acercarse al aprovechamiento íntegro del margen ofrecido por las proposiciones de Hughes, tanto porque acaso, según las reservas que a lo largo de esta Memoria se han ido haciendo, sea ese propio margen menos amplio que lo que dichas proposiciones prometen.

* * *

El autor desea expresar las gracias al personal del Canal que ha tomado parte en este trabajo, especialmente al Ingeniero Sr. Pardo, que ha tenido a su cargo la experimentación y cálculo de una gran parte de los ensayos. Muy especialmente se complace también el autor en expresar a la casa Maierform las más sinceras gracias por su generosidad al permitir la publicación de los resultados de esta investigación referente a uno de sus modelos.

## APENDICE I

### TABULACIONES DE LOS RESULTADOS DE LOS ENSAYOS.

TABLA 3

Dimensiones del Canal: 212 × 12,5 × 6,5 m.

Sección transversal del Canal: $A = 12{,}5 \times 6{,}5 = 81{,}25$ m²

| Carena número | 412 | 413 | 414 | 321 | 415 |
|---|---|---|---|---|---|
| Escala | 1/80 | 1/60 | 1/40 | 1/32 | 1/25 |
| $L'_{PP}$ (m) | 2,750 | 3,667 | 5,500 | 6,875 | 8,800 |
| $L'_{\nabla}$ (m) | 2,807 | 3,743 | 5,614 | 7,016 | 8,982 |
| $B'$ (m) | 0,3625 | 0,4833 | 0,7250 | 0,9063 | 1,1604 |
| $T'_m$ (m) | 0,1313 | 0,1751 | 0,2625 | 0,3281 | 0,4200 |
| $T'_{pp} - T'_{pr}$ (m) | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $\nabla'$ (m³) | 0,102043 | 0,241880 | 0,816344 | 1,594422 | 3,343745 |
| $\Delta'$ (kg) | 102,043 | 241,880 | 816,344 | 1594,422 | 3343,745 |
| $B'T'_m/A$ (%) | 0,059 | 0,104 | 0,234 | 0,366 | 0,600 |
| Material de la carena | Parafina pulimentada, sin pintar, carente de poros. | | | | |
| Material de los apéndices | Madera barnizada. | | | | |

TABLA 4

Ensayo número 1798 — Carena 412, Escala 1/80

$t' = 22{,}2°$ C

$\nu' = 0{,}95552 \times 10^{-6}$ m² s⁻¹

$\rho' = 101{,}94$ kg m⁻⁴ s²

$R'_n = V'L'_\nabla / \nu'$

$c'_t = R'_t / \frac{\rho' V'^2}{2} S'$

$L'_\nabla = 2{,}807$ m

Artificio para la turbulencia: Alambre de 0,9 mm $\phi$ a 1/20 $L_{pp}$ desde la $P_{pr}$.

| $V'$ m s⁻¹ | $R'_t$ kg | log $R'_n$ adim. | $10^3$ $c'_t$ adim. | $V'$ m s⁻¹ | $R'_t$ kg | log $R'_n$ adim. | $10^3$ $c'_t$ adim. |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0,4700 | 0,083 | 6,141 | 5,197 | 0,7404 | 0,195 | 6,338 | 4,933 |
| 0,5454 | 0,110 | 6,205 | 5,128 | 0,7548 | 0,185 | 6,345 | 4,502 |
| 0,5812 | 0,097 | 6,233 | 3,981 | 0,7855 | 0,195 | 6,363 | 4,382 |
| 0,6117 | 0,130 | 6,255 | 4,818 | 0,8113 | 0,214 | 6,377 | 4,508 |
| 0,6327 | 0,142 | 6,269 | 4,919 | 0,8264 | 0,241 | 6,385 | 4,893 |
| 0,6336 | 0,116 | 6,270 | 4,007 | 0,8397 | 0,231 | 6,392 | 4,543 |
| 0,7079 | 0,151 | 6,318 | 4,178 | 0,9397 | 0,308 | 6,441 | 4,836 |
| 0,7381 | 0,199 | 6,336 | 5,065 | 1,058 | 0,414 | 6,493 | 5,127 |
| | | | | 1,146 | 0,517 | 6,527 | 5,461 |
| | | | | 1,236 | 0,696 | 6,560 | 6,316 |

TABLA 5

Ensayo número 1801 — Carena 413, Escala 1/60

$t' = 22{,}1°$ C

$\nu' = 0{,}95772 \times 10^{-6}$ m² s⁻¹

$\rho' = 101{,}94$ kg m⁻⁴ s²

$R'_n = V'L'_\nabla / \nu'$

$c'_t = R'_t / \frac{\rho' V'^2}{2} S'$

$L'_\nabla = 3{,}743$ m.

Artificio para la turbulencia: Alambre de 0,9 mm $\phi$ a 1/20 $L_{pp}$ desde la $P_{pr}$.

| $V'$ m s⁻¹ | $R'_t$ kg | log $R'_n$ adim. | $10^3$ $c'_t$ adim. | $V'$ m s⁻¹ | $R'_t$ kg | log $R'_n$ adim. | $10^3$ $c'_t$ adim. |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0,7147 | 0,290 | 6,446 | 4,428 | 1,1128 | 0,705 | 6,638 | 4,440 |
| 0,7334 | 0,290 | 6,457 | 4,205 | 1,1177 | 0,709 | 6,641 | 4,427 |
| 0,8293 | 0,377 | 6,510 | 4,276 | 1,1960 | 0,855 | 6,670 | 4,662 |
| 0,8407 | 0,386 | 6,517 | 4,260 | 1,2126 | 0,883 | 6,676 | 4,681 |
| 0,8768 | 0,422 | 6,535 | 4,281 | 1,2461 | 0,955 | 6,688 | 4,797 |
| 0,9434 | 0,492 | 6,567 | 4,312 | 1,3182 | 1,120 | 6,712 | 5,027 |
| 0,9629 | 0,519 | 6,576 | 4,366 | 1,3449 | 1,206 | 6,721 | 5,200 |
| 1,0980 | 0,689 | 6,633 | 4,459 | 1,4193 | 1,518 | 6,744 | 5,878 |

TABLA 6

Ensayo número 1806 — Carena 414, Escala 1/40

$t' = 22{,}2°$ C — $R'_n = V'L'_\nabla / \nu'$

$\nu' = 0{,}95552 \times 10^{-6}$ m² s⁻¹ — $c'_t = R'_t / \frac{\rho' V'^2}{2} S'$

$\rho' = 101{,}94$ kg m⁻⁴ s² — $L'_\nabla = 5{,}614$ m.

Artificio para la turbulencia: Alambre de 0,9 mm $\phi$ a 1/20 $L_{pp}$ desde la $P_{pr}$.

| $V'$ m s⁻¹ | $R'_t$ kg | log $R'_n$ adim. | $10^3\ c'_t$ adim. | $V'$ m s⁻¹ | $R'_t$ kg | log $R'_n$ adim. | $10^3\ c'_t$ adim. |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0,7360 | 0,619 | 6,636 | 3,961 | 1,185 | 1,571 | 6,843 | 3,879 |
| 0,7538 | 0,645 | 6,646 | 3,935 | 1,316 | 2,000 | 6,888 | 4,003 |
| 0,8610 | 0,848 | 6,707 | 3,965 | 1,346 | 2,125 | 6,898 | 4,065 |
| 0,8718 | 0,874 | 6,710 | 3,986 | 1,504 | 2,688 | 6,946 | 4,120 |
| 0,9018 | 0,929 | 6,724 | 3,960 | 1,562 | 3,089 | 6,963 | 4,389 |
| 0,9419 | 1,020 | 6,743 | 3,985 | 1,619 | 3,570 | 6,978 | 4,721 |
| 1,008 | 1,138 | 6,772 | 3,881 | 1,673 | 4,027 | 6,992 | 4,988 |
| 1,042 | 1,199 | 6,787 | 3,829 | 1,721 | 4,641 | 7,005 | 5,432 |
| | | | | 1,772 | 5,352 | 7,018 | 5,908 |

TABLA 7

Ensayos núms. 1431, 1812. — Carena 321. Escala 1/32.

$t' = 22{,}2°$ C — $R'_n = V'L'_\nabla / \nu'$

$\nu' = 0{,}95552 \times 10^{-6}$ m² s⁻¹ — $c'_t = R'_t / \frac{\rho' V'^2}{2} S'$

$\rho' = 101{,}94$ kg m⁻⁴ s² — $L'_\nabla = 7{,}016$ m.

Artificio para la turbulencia: Alambre de 0,9 mm $\phi$ a 1/20 $L_{pp}$ desde la $P_{pr}$.

| $V'$ m s⁻¹ | $R'_t$ kg | log $R'_n$ adim. | $10^3\ c'_t$ adim. | $V'$ m s⁻¹ | $R'_t$ kg | log $R'_n$ adim. | $10^3\ c'_t$ adim. |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0,3573 | 0,349 | 6,419 | 6,064 | 1,230 | 2,430 | 6,956 | 3,564 |
| 0,4153 | 0,400 | 6,484 | 5,145 | 1,313 | 2,800 | 6,984 | 3,603 |
| 0,4420 | 0,448 | 6,511 | 5,088 | 1,353 | 2,989 | 6,997 | 3,622 |
| 0,4800 | 0,518 | 6,547 | 4,989 | 1,360 | 3,076 | 6,999 | 3,690 |
| 0,4941 | 0,499 | 6,560 | 4,534 | 1,386 | 3,319 | 7,008 | 3,833 |
| 0,5112 | 0,518 | 6,574 | 4,397 | 1,430 | 3,471 | 7,021 | 3,766 |
| 0,5302 | 0,548 | 6,590 | 4,325 | 1,434 | 3,408 | 7,022 | 3,677 |
| 0,5760 | 0,618 | 6,626 | 4,132 | 1,464 | 3,688 | 7,031 | 3,817 |
| 0,6391 | 0,696 | 6,672 | 3,781 | 1,475 | 3,767 | 7,035 | 3,841 |
| 0,6399 | 0,747 | 6,672 | 4,047 | 1,479 | 3,764 | 7,037 | 3,818 |
| 0,6499 | 0,776 | 6,679 | 4,076 | 1,493 | 3,878 | 7,040 | 3,853 |
| 0,6861 | 0,847 | 6,702 | 3,992 | 1,557 | 4,162 | 7,058 | 3,809 |
| 0,7322 | 0,912 | 6,730 | 3,774 | 1,577 | 4,378 | 7,064 | 3,906 |
| 0,7652 | 1,026 | 6,750 | 3,888 | 1,608 | 4,545 | 7,072 | 3,900 |
| 0,8289 | 1,130 | 6,785 | 3,649 | 1,634 | 4,837 | 7,079 | 4,019 |
| 0,8660 | 1,269 | 6,803 | 3,754 | 1,656 | 5,000 | 7,085 | 4,045 |
| 0,8732 | 1,310 | 6,807 | 3,812 | 1,765 | 6,184 | 7,113 | 4,404 |
| 0,9810 | 1,650 | 6,858 | 3,804 | 1,825 | 6,826 | 7,127 | 4,547 |
| 0,9872 | 1,547 | 6,860 | 3,522 | 1,854 | 7,287 | 7,134 | 4,703 |
| 1,010 | 1,686 | 6,870 | 3,667 | 1,923 | 8,799 | 7,150 | 5,279 |
| 1,021 | 1,725 | 6,875 | 3,672 | 1,986 | 10,258 | 7,164 | 5,770 |
| 1,144 | 2,183 | 6,924 | 3,700 | | | | |
| 1,162 | 2,282 | 6,931 | 3,750 | | | | |
| 1,216 | 2,430 | 6,951 | 3,646 | | | | |

TABLA 8

Intersecciones de las curvas Iso-$F_n$ con las $c'_t$ de cada "geosim".

$F_n = V/\sqrt{g L_\nabla}$ $R'_n = F_n (\sqrt{g'}/\nu') L'^{3/2}_\nabla$

| $V$ nudos | $F_n$ adim. | $R'_n$ (adim.) | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | | $\alpha = 80$<br>$L'_\nabla = 2{,}807$ m<br>$t' = 22{,}2°$ C<br>$\nu' = 0{,}95552 \times 10^{-6}$ m² s⁻¹ | $= 60$<br>$= 3{,}743$ m<br>$= 22{,}1°$ C<br>$= 0{,}95772 \times 10^{-6}$ m² s⁻¹ | $= 40$<br>$= 5{,}614$ m<br>$= 22{,}2°$ C<br>$= 0{,}95552 \times 10^{-6}$ m² s⁻¹ | $= 32$<br>$= 7{,}016$ m<br>$= 22{,}2°$ C<br>$= 0{,}95552 \times 10^{-6}$ m² s⁻¹ |
| 11 | 0,1206 | $1{,}8577 \times 10^6$ | $2{,}8574 \times 10^6$ | $5{,}2600 \times 10^6$ | $7{,}3450 \times 10^6$ |
| 12 | 0,1316 | 2,0271 | 3,1180 | 5,7398 | 8,0149 |
| 13 | 0,1425 | 2,1950 | 3,3763 | 6,2152 | 8,6788 |
| 14 | 0,1535 | 2,3645 | 3,6369 | 6,6949 | 9,3487 |
| 15 | 0,1645 | 2,5339 | 3,8975 | 7,1747 | $1{,}0019 \times 10^7$ |
| 16 | 0,1754 | 2,7018 | 4,1558 | 7,6501 | 1,0683 |
| 17 | 0,1864 | 2,8713 | 4,4164 | 8,1299 | 1,1352 |
| 18 | 0,1974 | 3,0407 | 4,6770 | 8,6097 | 1,2022 |
| 19 | 0,2083 | 3,2086 | 4,9353 | 9,0851 | 1,2686 |
| 20 | 0,2193 | 3,3781 | 5,1959 | 9,5648 | 1,3356 |
| 20,5 | 0,2248 | 3,4628 | 5,3262 | 9,8047 | 1,3691 |
| 21 | 0,2303 | 3,5475 | 5,4565 | $1{,}0045 \times 10^7$ | 1,4026 |
| 21,5 | 0,2357 | 3,6307 | 5,5845 | 1,0280 | 1,4355 |
| 22 | 0,2412 | 3,7154 | 5,7148 | 1,0520 | 1,4690 |

## APENDICE II

### La influencia de forma sobre la resistencia de fricción en el caso de un supertanque.

Es presumible que en el caso general de supertanques los diferentes efectos parciales que integran la influencia de forma sobre la resistencia de fricción se resuman en un saldo positivo no totalmente despreciable, que contribuya a aumentar el valor del factor de forma $r$. Por ello se considera pudiera ser interesante una revisión de cómo actúan los citados efectos a lo largo del buque, considerando al mismo tiempo las características particulares del aquí tratado.

a) *Cuerpo de proa.*

Fuerte efecto de represa y acentuada configuración tridimensional del flujo, ambos efectos debidos al gran ángulo y fuerte inclinación del diedro de entrada que caracterizan la típica proa del buque.

Como consecuencia:

Zona de subvelocidad, con caída y ascenso, respectivamente, de los valores $R_n$ y $c_f$ locales.

Líneas de corriente con apreciables componentes verticales que virtualmente deben modificar la extensión de $S$ como causa de resistencia a la marcha.

Considerable ola de proa, ya a valores muy bajos de $F_n$, prueba inequívoca del fuerte efecto de represa mencionado.

b) *Cuerpo central.*

El efecto que la sobrevelocidad del campo potencial exterior ejerce sobre la resistencia de fricción abarca en el caso estudiado un 30 % de su eslora.

El efecto de curvatura transversal sobre la resistencia de fricción (Landweber [36]) es ejercido igualmente sobre un 30 % de la eslora.

c) *Cuerpo de popa.*

Virtual reducción de $S$ como superficie activa de fricción a causa de fenómenos de separación de flujo. Se suponía hace tiempo (Horn [6], Amtsberg [37]) que la disminución de resistencia de fricción por esta causa prácticamente compensaría, o todavía sobrepasaría, el aumento de dicha resistencia causado por la sobrevelocidad en el cuerpo central. Sin embargo, desde entonces las formas de carena han mejorado mucho y las zonas de separación se han reducido; si además se tiene en cuenta la probable gran diferencia de áreas afectadas por uno y otro efecto en el presente caso, indudablemente parece deba admitirse que el efecto por sobrevelocidad en el cuerpo central resulte preponderante.

En buques de una hélice del tipo del considerado, las secciones que hacia popa siguen al cuerpo central poseen formas bastante redondeadas. Parece lógico, por tanto, extender a ellas el efecto de curvatura transversal mencionado para el cuerpo central. Incluso es posible que dicho efecto venga acentuado como consecuencia del adverso gradiente de presión existente en esa zona. Según Cooper y Tulin [38], así ocurre en el caso de régimen laminar; pudiera pensarse algo parecido para el régimen turbulento, siempre que no existan separaciones de flujo.

## APENDICE III

### CONTROL DE TANGENTES PARA LA DETERMINACIÓN DEL FACTOR DE FORMA.

El factor de forma $r$, de acuerdo con su definición—relación entre el coeficiente de resistencia por viscosidad de un cuerpo en régimen turbulento tridimensional ($c_{vi}$) y el coeficiente de resistencia de una placa plana en régimen turbulento bidimensional ($c_f$), tomados ambos al mismo Número de Reynolds—debe ser determinado en ausencia de la formación de olas. Es decir, mediante la experimentación de modelos de superficie a valores muy bajos de $F_n$, o mediante ensayos de doble-modelos sumergidos.

Sin embargo, con ninguno de estos dos métodos resulta fácil cubrir una zona de valores $R'_n$ suficientemente amplia especialmente cuando se trata de comprobar una ley de variación atribuída al factor $r$, y mucho más si se pretendiera obtenerla.

En efecto, como en el texto principal extensamente se expone, la zona de bajos valores $R'_n$ puede encontrarse afectada por el régimen laminar a pesar de las precauciones que para eliminarlo se tomen, y fenómenos de separación de flujo, especialmente con determinadas formas de carena, pueden ser causa de importante perturbación; particularmente confusa puede hacerse la situación cuando simultáneamente existen efectos laminares y de separación de flujo, debido al signo opuesto con que resistentemente actúan estos efectos, lo cual puede dar lugar a enmascaramientos mutuos. Por otra parte, la medición de resistencias muy pequeñas carece de la debida precisión.

Respecto a la zona de valores $R'_n$ relativamente altos, para que pueda ser alcanzada con modelos de superficie a bajos valores $F_n$ (es decir, sin sensible formación de olas), se requiere, según muestran las fórmulas

$$L'^{3/2} = (\nu'/\sqrt{g})\ (R'_n/F_n)$$

para 15° C resulta:

$$L' \text{ (en m)} = 0{,}5098\ F_n^{-2/3}\ (10^{-6}\ R'_n)^{2/3}$$

el empleo de grandes modelos con el riesgo consiguiente de introducir efectos de interferencia por las paredes del Canal. En menor grado, dificultades similares presenta la experimenta-

ción con doble-modelos sumergidos, aparte de la inexactitud inherente al método y de sus mayores complicaciones de ejecución.

Como a continuación se indica, en el caso de ser ciertas las proposiciones de Hughes, el control de pendientes de las curvas iso-$F_n$ da lugar a un método para la determinación del factor de forma que resulta de aplicación muy sencilla y que, al permitir la experimentación de modelos de superficie sin excluir la formación de ola, puede obviar parte de los inconvenientes arriba citados.

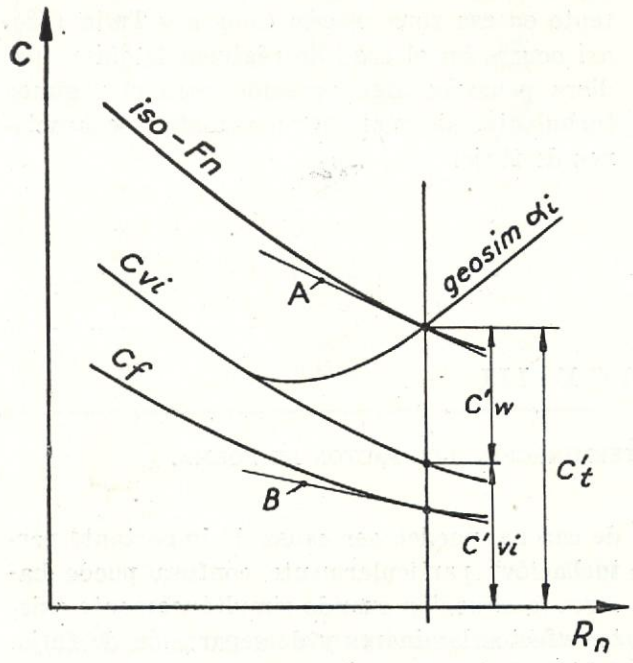



Fig. 5.—Control de tangentes para la determinación del factor de forma.

Refiriéndonos a la figura 5, se tiene:

$$c'_t = c'_{vi} + c'_w$$

Introduciendo la proposición $c'_{vi} = r\,c'_f$ y tomando derivadas parciales con respecto a $R'_n$, resulta:

$$\frac{\partial c'_t}{\partial R'_n} = r\,\frac{\partial c'_f}{\partial R'_n} \quad \text{ó} \quad r = \frac{\partial c'_t}{\partial R'_n} : \frac{\partial c'_f}{\partial R'_n}$$

La expresión última liga directamente las líneas iso-$F_n$ y la línea de fricción básica $c_f$ mediante una relación de proporcionalidad entre los coeficientes angulares de sus tangentes $A$ y $B$ (fig. 5), relación que es precisamente el factor de forma.

Con este método la línea de resistencia por viscosidad $c'_{vi}$ y la parte inicial de la curva de resistencia total $c'_t$, que son las más difíciles de determinar con la debida idoneidad, pueden quedar totalmente ignoradas. En cambio, resulta utilizable el trozo $c'_t$ de un ensayo normal, que comprende formación de olas, es decir, se usa una parte de dicha curva más en relación con el buque real. Para un cierto "geosim", la determinación de $r$ se hace a valores $R'_n$ más altos, lo cual, unido a la distorsión causada por la ola, puede contribuir a asegurar la eliminación del régimen laminar; además se miden resistencias mayores, lo cual es más preciso. Mediante una serie de "geosim", el control de pendientes puede ser llevado a cabo en muchos puntos, pudiendo obtenerse para $r$ un valor promedio que ofrezca más garantías.

Introduciendo en la relación de pendientes la fórmula básica de Hughes,

$$c_f = 0{,}066\,(-2{,}03 + \log R_n)^{-2}$$

resulta para $r$ la siguiente fórmula:

$$r = -\,0{,}12845\,c'^{\,3/2}_f\,\frac{\partial c'_t}{\partial \log R'_n}$$

$c'_f$ es conocido para cada $R'_n$ y la pendiente $\partial c'_t/\partial \log R'_n$ puede obtenerse en la intersección de cada curva iso-$F_n$ con la $c'_t$ de cada "geosim".

Entre tanto las proposiciones de Hughes no estén debidamente confirmadas, el método puede emplearse en sentido exploratorio. Si la razón de pendientes de las tangentes $A$ y $B$ no es constante, la condición $r = f(R_n)$ no será cierta con relación a la línea básica considerada; esto llevará, bien a desechar la ley de la constancia de $r$ si la línea básica se estima irreprochable, o bien a desechar la línea básica si se considera que la constancia del factor de forma debe producirse; naturalmente, suponiendo de confianza en ambos casos la experimentación de "geosim".

Si la razón de pendientes de las tangentes es constante, entonces resultará un factor de forma cuya expresión más general será

$$r = c_{vi}/c_f = m + n/c_f,$$

en la cual $m$ es la relación constante de pendientes y $n$ es una constante de integración. Si

$n = 0$ (lo cual es fácil de comprobar), resultará $r = m$ y se verificará la constancia del factor de forma con relación a la línea básica considerada. Si $n$ no es cero, entonces no existirá constancia del factor de forma con respeto a dicha línea básica y se estará en el caso de desechar, como más arriba, la citada línea básica, o la ley de constancia de $r$. Se advierte que ahora la constancia del factor de forma ($r = m$) seguiría verificándose, bien con relación a una línea básica paralela a la considerada y distante de ella $n/m$, o bien con relación a la misma línea básica mediante un cambio paralelo de nivel $n$ de la línea $c_{vi}$.

*Observaciones.*

En la anterior derivación parcial se ha supuesto $\partial c'_w/\partial R'_n = 0$; esto no es rigurosamente cierto, pues, según al principio ya se ha indicado (ver nota al pie de la pág. 835), en el valor $c'_w = c'_t - c'_{vi}$ interviene más o menos la viscosidad y, por tanto, es lógico admitir, al menos en principio, la posible variación de $c'_w$ al variar $R'_n$. Sin embargo, como en algunos casos se ha visto, tal variación de $c'_w$ puede no llegar a ser experimentalmente perceptible. Las consideraciones que siguen presentan un resumen de los principales factores y circunstancias en juego, de cuyo examen puede colegirse el mayor o menor alcance, o prácticamente ninguno, que en cada caso podrá tener la objeción citada.

Supongamos entre las líneas de una red de resultados de "geosim", la línea iso-$F_n$ correspondiente a la total extinción de olas y otra cualquiera correspondiente a una regular altura de $F_n$. La primera será la línea $c_{vi}$ repetidamente aludida en lo que precede. Puesto que no se admite "a priori" la constancia del factor de forma, no hay inconveniente en admitir, para mayor generalidad, la posible existencia de separaciones de flujo; si bien en cualquier caso debamos suponer que las líneas iso-$F_n$ han sido obtenidas con la debida consistencia y que, por consiguiente, la línea $c_{vi}$, por ejemplo, representa unívocamente para la forma de carena considerada el valor $c_{vi}$ correspondiente a cada $R_n$.

Prescindiendo de interacciones de orden secundario, la diferencia entre las ordenadas experimentales $c'_t$ y $c'_{vi}$ es el resultado de un conjunto de efectos que simbólicamente puede representarse por la suma

$$c'_t - c'_{vi} = c'_w = c'_{wo} + c'_{wo\,vi} + c'_{vi\,w}$$

$c'_{wo} = f_1(F_n)$ corresponde a la formación de olas que existiría en el flúido supuesto sin viscosidad.

$c'_{wo\,vi} = f_2(F_n R_n)$ corresponde a la influencia ejercida por la viscosidad sobre la resistencia por formación de olas.

$c'_{vi\,w} = f_3(F_n R_n)$ corresponde a la influencia ejercida por la formación de olas sobre las resistencias por viscosidad.

El trozo de ordenada $c'_w$ interceptado entre las dos líneas iso-$F_n$ se compone, pues, de una parte muy principal $c'_{wo}$ variable con $F_n$, pero independiente de $R_n$, y de dos partes mucho más pequeñas en relación con la anterior, $c'_{wo\,vi}$ y $c'_{vi\,w}$, variables desde luego con $F_n$ y, en principio, también con $R_n$. Según la importancia de estas últimas variaciones, la derivada parcial

$$\partial c'_w/\partial R'_n = \partial c'_{wo\,vi}/\partial R'_n + \partial c'_{vi\,w}/\partial R'_n$$

se diferenciará más o menos de cero.

a) *Influencia de la viscosidad sobre la resistencia por formación de olas.*

La viscosidad directamente por sí misma, es decir, como cualidad interna del flúido, no ejerce influencia sensible sobre la formación de olas; tal influencia nace y se ejerce en cuanto los campos de velocidades y presiones son alterados por los fenómenos que la viscosidad desencadena en torno a un cuerpo en movimiento. Dado el carácter acumulativo del espesor de la capa límite y la normal localización de las eventuales separaciones de flujo, lo anterior quiere decir que en el caso de una carena la ola de proa apenas estará influída por la viscosidad y que la influencia de ésta principalmente se manifestará sobre los sistemas de olas formados más hacia popa.

De aquí que para que esta influencia pueda hacerse sensible se requiera por de pronto una adecuada altura de $F_n$. Por otra parte, se hace observar que los efectos de viscosidad influyentes sobre la ola—espesor de la capa límite

y separación de flujo—tienen una importancia relativamente mayor a bajos valores $R'_n$ y decrecen al aumentar $R'_n$. Naturalmente, hay que tener también en cuenta lo que en cada caso la forma particular de la carena pueda influir en la configuración de los sistemas de olas y de la capa límite, así como en la aparición de separaciones de flujo. Respecto a signos, no encontramos demasiado claro que todos los efectos de viscosidad que integran el valor $c'_{wo\,vi}$ se aporten con signo positivo, por lo cual, y aunque en resumen, sea positivo el signo de $c'_{wo\,vi}$, es posible sea su valor menor de lo que pudiera pensarse y su variación con $R'_n$ inapreciable, contribuyendo esto a explicar lo difícil que se hace percibir desviaciones del paralelismo en las líneas iso-$F_n$ de una familia de "geosim".

En todo caso, teniendo presente todas las consideraciones anteriores, parece que la zona de una red de "geosim" donde—de presentarse—es más probable pueda apreciarse la influencia de la viscosidad sobre la formación de olas será, en general, la correspondiente a los "geosim" más pequeños y a partir de una cierta altura de $F_n$. También, por lo dicho, parece que deba ser $\partial c'_{wo\,vi}/\partial R'_n < 0$, es decir, que por lo que a la causa que estamos considerando se refiere, las líneas iso-$F_n$ acusarían en la zona afectada una ligera convergencia al aumentar $R'_n$.

b) *Influencia de la formación de olas sobre las resistencias por viscosidad.*

La influencia principal parece debe ser la que se ejerce sobre la resistencia de fricción como resultado de: (1) modificación de la superficie mojada como consecuencia de la alteración de la superficie libre del agua; (2) variación de las velocidades locales a causa del movimiento orbitario de la ola (sobrevelocidad en los senos, subvelocidad en las crestas), y (3) alargamiento de las líneas de corriente a causa de la ondulación.

No parece que de estos efectos pueda en general resultar un valor $c'_{vi\,w}$ digno relativamente de ser tomado en cuenta. Como, por otra parte, a lo largo de una línea iso-$F_n$ el perfil de ola se conserva geométricamente semejante, no parece habrá tampoco demasiado error en suponer $\partial c'_{vi\,w}/\partial R'_n = 0$.

c) *Las influencias anteriores en el caso de un supertanque.*

Si a la luz de las consideraciones anteriores examinamos ahora el caso de un supertanque, encontraremos:

Experimentando hasta las líneas iso-$F_n$ que limitan la navegación normal de estos buques, no se aprecia más formación de ola que la única de proa, ciertamente considerable, pero que, completamente localizada en la misma proa, debe considerarse prácticamente exenta de influencias de viscosidad. Si para hacer más completa la red de "geosim" se extiende la experimentación a líneas iso-$F_n$ por encima de las de navegación normal, la ondulación, naturalmente, comienza a acusarse también hacia popa; sin embargo, como entonces la ola que continúa localizada en la misma proa crece enormemente, el valor de esas otras pequeñas ondulaciones y el de las posibles influencias de viscosidad en ellas envueltas, lógicamente deben considerarse totalmente despreciables al lado de lo que representa la citada ola de proa. No parece, por tanto, que en el caso de estos buques deba contarse con advertir desviaciones de paralelismo en las líneas iso-$F_n$ a causa de influencias de viscosidad sobre la formación de olas.

Por otro lado, tampoco parece haya motivo para esperarlas como consecuencia recíprocamente de influencias de la formación de olas sobre las resistencias de viscosidad. Aparte de las razones generales antes expuestas, el incremento de superficie mojada que en el caso de un supertanque pueda producir la ola de proa, será insignificante comparado con la enorme superficie mojada de estos buques. Debe tenerse también en cuenta que los esfuerzos de fricción correspondientes al incremento de superficie mojada se generan en una zona de subvelocidad y que las componentes resistentes que aporten estarán atenuadas por la oblicuidad con que los esfuerzos actúan en esa zona respecto a la velocidad de avance de la carena.

En resumen, parece bastante lógico suponer que sea el caso de supertanques uno de aquellos en que la hipótesis $\partial c'_w/\partial R'_n = 0$ pueda considerarse prácticamente realizada, y con ello más generalmente aplicable también el método de control de tangentes propugnado para la determinación del factor de forma. A lo sumo, extremando precauciones, podría prescindirse de

la parte alta en la zona de los "geosim" más pequeños; esta zona de los "geosim" más pequeños, por razones de otra índole, se aconsejaba ya también desechar en el texto principal de la Memoria.

d) *El paralelismo de las líneas iso-$F_n$ y la descomposición aditiva de la resistencia.*

Desde luego, el paralelismo de las líneas iso-$F_n$ constituye una justificación experimental de la descomposición aditiva de la resistencia total en dos sumandos regidos, respectivamente, por las leyes de Froude y Reynolds, descomposición que, recíprocamente quedaría invalidada al faltar dicho paralelismo. Respecto a la descomposición convencional (resistencia-residuo) de W. Froude, no basta para justificarla el paralelismo de las líneas iso-$F_n$, sino que es necesario que tal paralelismo se extienda a la línea básica de fricción $c_f$, esto es, como ya se dijo, que la corrección aditiva $h = c_{vi} - c_f$ permanezca constante al variar $R_n$.

BIBLIOGRAFIA


[1] "VII International Conference on Ship Hydrodynamics".—Escandinavia, 20-31 agosto 1954, editada por H. F. Nordström y H. E. Edstrand, Gotemburgo, 1955.

[2] FÖTTINGER: "Fortschritte der Strömungslehre in Maschinenbau und im Schiffbau".—Jahrb. S. T. G., 1924.

[3] TELFER: "Ship resistance similarity". — Trans. I. N. A., 1927.

TELFER: "Frictional resistance and ship resistance similarity".—Trans. N. E. C. I., 1928-29.

TELFER: "Frictional resistance and ship resistance similarity".—Trans. I. N. A., 1950.

TELFER: "Further ship resistance similarity".—Trans. I. N. A., 1951.

TELFER: "Ship-model correlation".—Trans. I. N. A., 1953.

TELFER: "Ship-model correlation and Tank wall-effect".—Trans. N. E. C. I., 1953-54.

[4] ACEVEDO: "Resumen crítico de los métodos de cálculo empleados en los ensayos con modelos de buques".—INGENIERÍA NAVAL, 1944, páginas 264, 326; 1945, pág. 335.

[5] BARRILLON: "Etude expérimentales de la part de résistance à la marche, due à la formation des remous".—Ass. T. M. A., 1927.

[6] HORN: "Einfluss der Form auf den Reibungswiderstand".—Internationale Tagung der Leiter der Schleppversuchsanstalten. Berlín, 1937.

HORN-GRAFF: Schiffahrtstechnische Forschungshefte, vol. 10, 1939.

[7] SCHLICHTING (O.): "Uber die hydrodynamischen Grundlagen des Froudeschen Verfahrens zur Bestimmung des Schiffswiderstandes und dessen technische Durchführung". — Jahrb. S. T. G., 1951.

[8] LAP, TROOST: "Frictional drag on ship forms".—Trans. Am. Soc. N. A. M. E., 1953.

[9] FERNÁNDEZ AVILA: "Del movimiento turbulento en tubos lisos de sección circular".—III Congreso de Ingeniería Naval. Madrid, 1948.—INGENIERÍA NAVAL, 1949, pág. 256.

[10] HUGHES: "Friction and form resistance in turbulent flow, and a proposed formulation for use in model and ship correlation".—Quarterly Trans. I. N. A., octubre, 1954.

[11] ALLAN: "Effect of laminar flow in ship models". Discusión, pág. 130.—Trans. I. N. A., 1950.

[12] LINDGREN (R.): "Some aspects of the change between laminar and turbulent flow or liquids in cylindrical tubes".—Arkiv för Fysik, vol. 7, número 23, Estocolmo, 1953.

[13] NORDSTROM, EDSTRAND, LINDGREEN (H.): "On the influence of form upon skin-friction resistance". Publicación 34 del Canal de Gotemburgo, 1954.

[14] PALM, SCHEPLER: "Ergebnisse der Probefart der Tina Onassis".—Schiff und Hafen, 1954, página 21.

[15] ALLAN, CANHAM: "Ship trial performance and the model prediction".—Trans. I. N. A., 1954.

[16] SCHULTZ-GRUNOW: "Neues Reibungswiderstandsgesetz für glatte Platten". — Luftfahrtforschung, 17, 1940.

[17] KEMPF, KARHAM: "Zur Oberflächenreibung des Schiffes".—Jahrb. S. T. G., 1951.

[18] FROUDE (W.): "On experiments with H. M. S. "Greyhound".—Trans. I. N. A., 1874.

[19] HIRAGA: "Experimental investigations on the resistance of long planks and ships" (Destructor "Yudachi").—Trans. I. N. A., 1934.

[20] DENNY: "B. S. R. A. resistance experiments on the "Lucy Ashton", Part I, Full scale measurements".—Trans. I. N. A., 1951.

CONN, LACKENBY, WALKER: "B. S. R. A. resistance experiments on the "Lucy Ashton", Part. II. The ship-model correlation for the naked-hull conditions".—Trans. I. N. A., 1953.

LACKENBY: "B. S. R. A. resistance experiments on the "Lucy Ashton", Part III, The ship-model correlation for the shaft-appendages conditions". Presentada a la I. N. A. en septiembre de 1954, pendiente de ser publicada.

SMITH: "B. S. R. A. resistance experiments on the "Lucy Ashton", Part IV, Miscellaneous investigations and general appraisal".—Presentada a la I. N. A. en abril de 1955, pendiente de ser publicada.

[21] NORDSTROM: "Full scale tests with the "Wrangel" and comparative model tests".—Publicación núm. 27 del Canal de Gotemburgo, 1953.

[22] v. LAMMEREN, v. MANEN: "Correlation of model and ship trials of a shallow draught Rhine vessel" ("Arabia").—Trans. N. E. C. I., 1954.

[23] RETALI, BINDEL: "Etude a la mer de la résistance a la marche et de la propulsion.—Rapprochement avec le modèle" (Dragaminas "Abdebarán").—Presentada a la Ass. T. M. A. en abril de 1955, pendiente de ser publicada.

[24] v. LAMMEREN, v. MANEN, LAP: "Scale effect experiments on "Victory" ships and models. Part I, Analysis of the resistance and thrust-measurements on a model family and on the model boat "D. C. Endert Jr.".—Presentada a la I. N. A. en septiembre de 1954, pendiente de ser publicada.

[25] TODD: "Skin-friction resistance and the effects of surface roughness".—Trans. Am. Soc. N. A. M. E., 1951.

[26] PRETSCH: "Zur theoretischen Berechnung des Profilwiderstandes". — Jahrb. Luftfahrtorschung, 1938; traducción inglesa en N. A. C. A. Techn Mem. Nr. 1009, 1942.

PRETSCH: "Zur theoretischen Berechnung des Profilwiderstandes von Drehkörpern". — Luftfahrtforschung, Untersuch. und Mitt., Bericht, Nr. 3185, 1944.

[27] SQUIRE, YOUNG: "The calculation of the profile drag of aerofoils". — Report and Memoranda No. 1838, A. R. C., 1938.

[28] YOUNG: "The calculation of the total and skin-friction drags of bodies of revolution at zero incidence".—Report and Memoranda No. 1874, A. R. C., 1939.

[29] SCHOLZ: "Uber eine rationelle Berechnung des Strömungswiderstandes schlanker Körper mit beliebig rauher Oberfläche".—Jahrb. S. T. G., 1951.

[30] BRARD, JOURDAIN, MAS LATRIE: "Les essais a la mer du paquebot mixte "Ferdinand de Lesseps".—Ass. T. M. A., 1953.

[31] IRELAND, WHEELER, SPENCER: "The performance and design of supertankers built by the Newport News Shipbuilding and Dry Dock Company".—Trans. Am. Soc. N. A. M. E., 1951.

[32] NITZKI: "Versuch einer vergleichenden Auswertung der Meilenmessfahrten der "Olympic Cloud" un der Modellversuche". — Schiff und Hafen, 1954, pág. 67.

[33] ACEVEDO: "Resistencia de fricción".—INGENIERIA NAVAL, 1949, pág. 537.—Publicada anteriormente en inglés con el título "Skin-friction resistance", con motivo de la V Conferencia Internacional de Directores de Canales, Londres, 1948.

[34] ACEVEDO: "Semejanza mecánica y experimentación con modelos de buques.—Tablas". Madrid, 1943.

[35] THE WILLIAM FROUDE LABORATORY: "Agreed standard nomenclature, constants and methods of presentation of data".—Congrès International des Directeurs de Bassins". París, 1935.

[36] LANDWEBER: "Effect of transverse curvature on frictional resistance".—Taylor Model Basin Report, No. 689, 1949.

[37] AMTSBERG: "Untersuchungen über die Formabhängigkeit des Reibungswiderstandes".—Jahrb. S. T. G., 1937.

[38] COOPER, TULIN: "The laminar flow about very slender cylinders in axial motion, including the effect of pressure gradients and unsteady motions".—Taylor Model Basin Report No. 838, 1953.

## CONTRIBUTION by Prof. E. V. TELFER (*).

*El Prof. Telfer, a raíz de la VII Conferencia Internacional de Hidrodinámica del Buque celebrada en Escandinavia, se había interesado por la investigación de "geosim" emprendida por el Canal de El Pardo, de la cual se ocupa la Memoria que antecede. En aquella oportunidad el Prof. Telfer había prometido enviarnos una Comunicación relativa a la misma y ésta es la que sigue. Recibida esta Comunicación antes de que la Memoria que acabamos de presentar hubiera estado terminada, no constituye realmente una crítica de ella, sino un examen paralelo que efectúa el Prof. Telfer de los resultados experimentales que habíamos dado a conocer en Escandinavia. En el pensamiento del autor estaba analizar su experimentación siguiendo también los métodos del Prof. Telfer y no encuentra nada mejor que haya sido el propio Prof. Telfer el que lleve a cabo este análisis. Deseamos expresar al Prof. Telfer las más sinceras gracias por su interés por nuestro trabajo, interés nacido sin duda del afecto tan natural que el Prof. Telfer siente por las familias de "geosim" como buen padre y, casi nos atreveríamos a decir con más propiedad, abuelo, que de ellas es. Nadie, en efecto, podrá discutir al Prof. Telfer la paternidad que tan legítimamente le pertenece de la idea de establecer la correlación entre buque y modelo mediante el uso de familias de "geosim" que él propuso pronto hará nada menos que treinta años.*—M. L. ACEVEDO.

(*) Prof. E. V. Telfer, D. Sc., Ph. D., miembro del *Council* de la *Institution of Naval Architects*, actualmente profesor en la Universidad de Trondheim.—La Comunicación del Prof. Telfer fué presentada al V Congreso de Ingeniería Naval, unida a la Memoria del señor Acevedo.

I am indebted to Señor Acevedo for allowing me to study the actual model data for the "Tina Onassis" and the following observations may prove of interest:

1.—An ordinary trip-wire is evidently insufficient to induce complete turbulence in the Madrid Tank. This may be due in the present case to the fullness of the model, but more generally is likely to be due to the large cross-sectional area of the tank.

2.—This series shows no evidence of wall-effect.

3.—In "geosim" work of this nature it is absolutely essential for statistical accuracy to have resistance observations corresponding to each quarter knot of ship speed. Unless the spots have this closeness the resistance curve is not sufficiently defined and an unwarranted licence can be exercised in drawing out the curve.

4.—Fig. 6 shows the presentation of the data in Extrapolator form. The statistical mean Extrapolator has a slope of 365. It has been deduced from the 17 knot to 21 knot range of data since it is impossible to use the data for lower speeds due to laminar flow distortion. Accepting the 365 Extrapolator it can be applied to all the results and an attempt made to define the resistance curve below the 17 knots design speed by correcting all data to zero $X$ function. For this purpose the data were plotted to a base of $V^4$ to facilitate analysis, since mean wavemaking resistance varies as $V^6$. The data above 17 knots were found to be consistent but the scatter for all models below this speed was such that it was decided only to use the mean specific resistance for each model to define the resistance line down to zero speed. This line was then transferred to fi. 6 for the mean "geosim" and served to continue the mean "geosim" data to the lowest speeds.

Froude contours having the mean slope of 365 were then drawn through all the mean "geosim" spots and extended to zero $X$ function. The intersection of the ship $X$ values (for 15° C and salt-water) with these contours gives the corresponding smooth ship specific resistance curve and this is drawn in the diagram. To allow for ship ropghness a roughness extrapolator of 120 (corresponding to 0.35 relative roughness for smooth painted steel, see I. N. A. 1951, p. 222, figure 16) has been drawn in below the base line. This roughness agrees with Allan and Canham's recent correlation work.

It is not possible to convert these data into EHP or DHP owing to the absence of wetted surface from the available data. It is possible, however, to give a comparison with Hughes work and to show the extreme improbability of the Hughes ship predictions. Thus on fig 6, the Hughes formulations are plotted to the $X$ base. It is obvious that within the range of the actual experiment data they can be accurately interpolated by an extrapolator of the form $1.2 + 306\ (\nu/VL)^{1/3}$. Noting therefore the ratio of the 5 knot mean "geosim" resistance to the Hughes value at the same $X$, a form factor of 29 per cent is obtained. Modifying the actual Hughes line at ship $X$ values by this amount, the corresponding line gives the 5 knot Froude contour in the Hughes presentation. The difference between this and the Extrapolator contour can be used as a correction curve and is plotted above the base line as $A$. Thus the height of any Froude contour above curve $A$ gives the corresponding Hughes prediction.

If now we note the Hughes and Extrapolator specific resistance at 17 knots we obtain the following values:

| | |
|---|---|
| Hughes smooth | 2.20 |
| Extrapolator smooth | 2.60 |
| Extrapolator rough | 2.70 |

If we accept that the Hughes DHP is 12800 then the Extrapolator prediction is 15700. The actual value given in fig. 3 of I. C. S. H. report is 15500 (*). It is evident therefore that the Extrapolator methods are worthy of some consideration.

6.—The relatively huge error of the Hughes methods is due to two causes. First an error of principle in the derivation of form effect. Hughes ignores the fact that form effect in a ship includes a large amount of eddying which will appear as pressure restoration loss aft. This loss may preserve most of its value in the ship. Hughes presumes that this loss will decrease in direct proportion to the two-dimensional frictional resistance and becomes zero

(*) Se refiere el Prof. Telfer a una figura de la comunicación presentada por el Sr. Acevedo a la 7. *International Conference on Ship Hydrodynamics*. Dicha figura es la figura 3 de la presente Memoria.

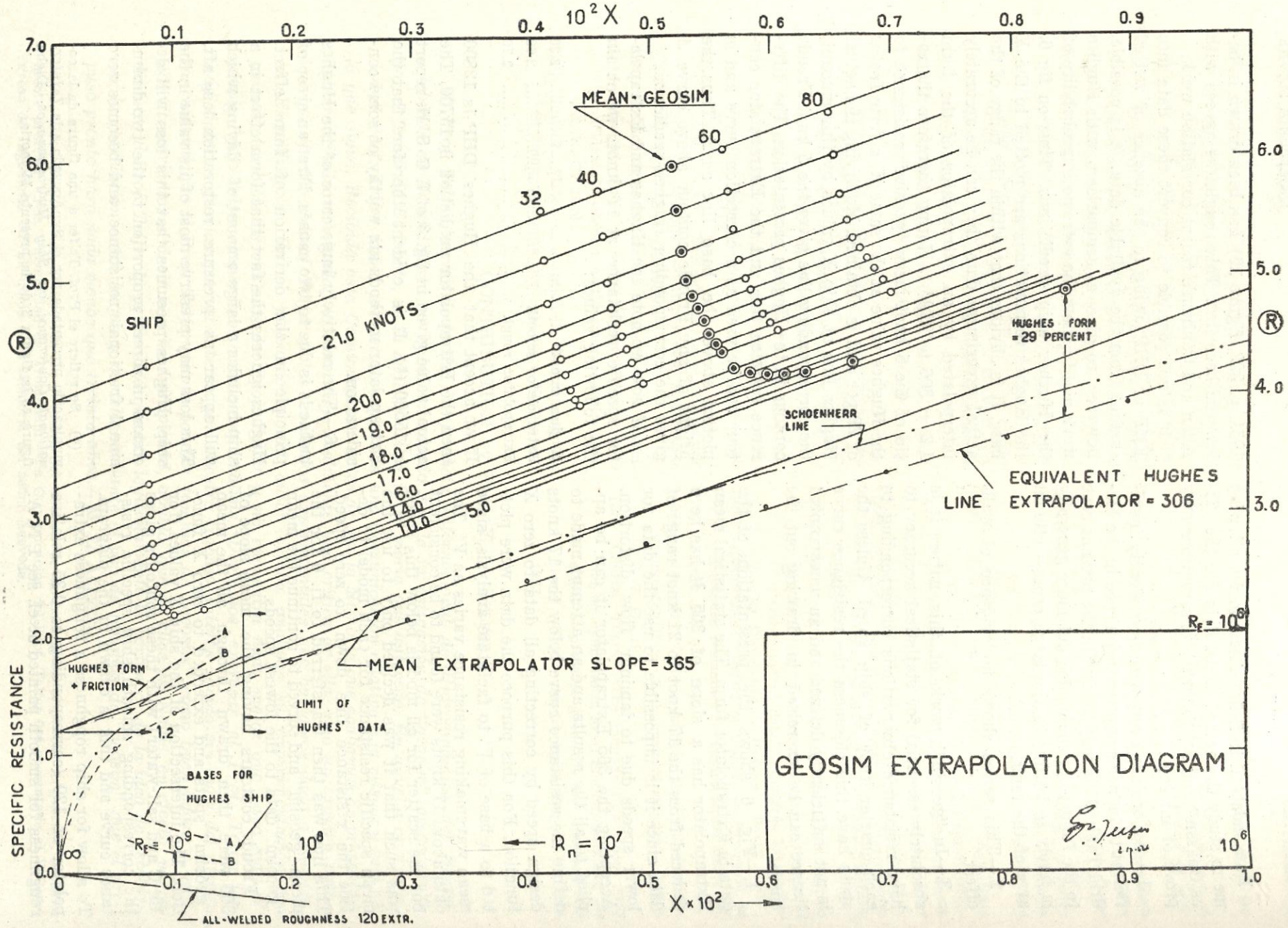



Fig. 6.—Diagrama del Prof. Telfer para la extrapolación de los resultados de «geosim».

(as a specific resistance) at infinity. It is quite unnecessary to make any such assumption. All we require to get the true form-effect is to express the ratio of the Froude contour slope to the Hughes two-dimensional slope and as this is simply 365/306 = 1.19 we derive a 19 per cent form factor instead of a 29 per cent. Using the lower factor we can calculate a revised Hughes base in our diagram and this is shown by the line *B*. This correction practically halves the difference between the Hughes and Extrapolator predictions.

The cause of the remaining difference between Hughes and myself is in the extrapolation beyond the range of Hughes data. Within these data the *X* function linearises Hughes work quite as well as his own formula. Fundamentally, for extrapolation, it is impossible to choose between us. The only test is the plausibility of the respective roughness residuals. Hughes has no data for this purpose. My data are given in my 1951 I. N. A. paper and are deduced from Kempf's pontoon and pipe tests. These are confirmed by the "Lucy Ashton", Todd's warship data and Allan and Canham's data. The fact that the present ship also is *exactly* predicted by these same roughness allowances is obviously still further valuable supporting evidence in favour of Extrapolator technique.

# DISCUSION

SR. GONZÁLEZ-LLANOS: El valor que para el Congreso representa la aportación del trabajo presentado por el Sr. Acevedo es realmente elevado, y tenemos que agradecerle vivamente que a pesar de su inicial resistencia a presentarlo hasta que tuviese la experimentación más avanzada, haya al fin accedido a hacerlo. Creo es interesantísimo todo el tema que nos ha presentado aquí y además el que nos haya dado conocimiento de los trabajos que en el Canal de El Pardo se vienen desarrollando en relación con la resolución del importantísimo problema que se presenta en dichos establecimientos para la apreciación de modo más racional que hasta ahora de las resistencias por viscosidad. Aunque haya sido forzarle un poco, puede el señor Acevedo estar satisfecho.

En relación con el trabajo presentado, desearía hacer algunas preguntas, más bien como información, ya que, por no ser especialista de las cuestiones específicas tratadas en la Memoria, no pretenda entrar a fondo en la misma.

Cuando el Sr. Acevedo habla de que los resultados obtenidos siguiendo el método de Froude quedan aproximadamente un 7 por 100 más altos que los de la prueba del buque, yo desearía saber si se había tenido en cuenta la rugosidad, o si la predicción había sido hecha sin corrección alguna por rugosidad; igualmente desearía saber si la fórmula empleada para obtener la resistencia de fricción es la antigua fórmula de Froude.

Es impresionante la diferencia tan considerable (un 22 por 100) entre los resultados del Canal calculados por Hughes y las pruebas del buque; ¿se ha producido desacuerdo igual para algún otro barco en pruebas?

Desearía también que el Sr. Acevedo nos dijese si el procedimiento que indica para hallar el factor de forma sin necesidad de recurrir a velocidades mínimas que no produzcan formación de olas es original de El Pardo.

Por lo que en la Memoria se manifiesta, parece deducirse que al actual método de Froude le queda poco plazo de vida. Si aún no se ha definido concretamente la modalidad que va a sustituirlo, ¿por qué se dice que hay un compromiso entre los Canales para abandonarlo? Como al ocurrir tal coyuntura quedarán anticuadas las curvas de las series sistemáticas que actualmente utilizamos para el cálculo preliminar de la resistencia, sería de desear que, al mismo tiempo que se adoptara el nuevo procedimiento, se modificasen dichas series.

Y nada más. En nombre de la Asociación reitero al Sr. Acevedo las gracias más expresivas por su trabajo tan interesante e importante.

SR. COSTALES: Quiero dar las gracias al señor Acevedo por el trabajo y datos que ha apor-

tado, y siento no haber podido disponer de la separata para poder seguir mejor su exposición; pero atendiendo a las razones que ha mencionado el propio autor, encuentro perfectamente explicable esta dificultad; pero sí querría preguntarle dos cosas.

La primera, sobre la figura 3, en la cual se representan las pruebas en el Canal calculadas por Froude y Hughes y los resultados de las pruebas en la mar. Normalmente, según es costumbre, el Canal suele estimar la previsión en pruebas, añadiendo un margen a los resultados, digamos, limpios del Canal, margen que suele ser del 16 por 100; este es un valor aproximado. Naturalmente, si sumamos dicho margen a las dos previsiones de potencia obtenidas por los métodos de Froude y de Hughes, nos encontramos que la predicción obtenida por Froude es más elevada, llegando a serlo en más de un 20 por 100 por exceso; mientras que con la predicción por Hughes la diferencia será sólo de un 6 por 100 por defecto. Al menos en este caso, los resultados por Hughes no parecen ser tan dispares como a primera vista aparentaban. Puede ser que el exceso que da el cálculo por Froude sea porque realmente no sabemos qué fué lo que tuvo en cuenta Froude al establecer sus coeficientes de fricción. Si en ellos se incluía una rugosidad en aquel entonces normal, al descender ésta con la adopción de los buques soldados, mucho menos rugosos, es lógico que aquellos coeficientes puedan conducir a predicciones excesivas.

La segunda cuestión era saber únicamente si el Sr. Acevedo tiene información respecto a los métodos de que se valieron para medir la potencia en pruebas. Interesa saber qué margen de error se consideró admisible. Un error del 3 por 100 no creo sea nada exagerado, ya que se suelen manejar diferencias incluso del 4 por 100.

## CONTESTACIONES A LA DISCUSION

Aunque la Comunicación del Prof. Telfer no tiene, como queda dicho, y por las razones indicadas, el carácter de una crítica a la Memoria presentada, considero sería en mí desatención imperdonable no dedicar algunas palabras en esta oportunidad a comentar tan interesante aportación. Por ello, antes de pasar a contestar a los señores que han intervenido en la discusión, quisiera permitirme unos cuantos comentarios con referencia a los seis puntos tocados por el Prof. Telfer. Con ello, además, algunas de las cifras y observaciones que vamos a dar en estos comentarios servirán al mismo tiempo de información a algunas de las preguntas formuladas en la discusión.

1.—Coincidimos con el Prof. Telfer, y así queda comentado en la Sección 2 de nuestra Memoria, en que un alambre de 0,9 mm. de diámetro en la cuaderna 19 probablemente no sea suficiente en el presente caso para provocar en todo momento una turbulencia satisfactoria. Otros dispositivos de turbulencia, entre ellos algunos que hemos de agradecer al consejo del Prof. Telfer, serán probados en investigaciones subsiguientes.

En otra ocasión habíamos señalado (*) las circunstancias favorables y desfavorables a la persistencia del régimen laminar, y creemos es el presente caso uno de aquéllos en que las favorables predominan más claramente. Destacamos entre éstas el fuerte efecto de represa en la proa que debe dar lugar a una zona local de acentuada subvelocidad, la cual, aparte de sus efectos directos en favor del régimen laminar, posiblemente sea causa de que el propio alambre situado en esa zona pierda eficacia como dispositivo para provocar la transición.

No creemos que la amplia sección transversal del Canal de El Pardo tenga la importante influencia que de modo general le atribuye el profesor Telfer, aunque indudablemente admitimos que la turbulencia inicial al comienzo de las corridas siguientes a la primera será menor si la sección transversal del Canal es grande. Desde luego, en el presente caso estimamos dicha influencia de orden secundario al lado de las que emanan del propio modelo.

El asegurar la eliminación del régimen laminar, dilucidando si ésta es efectiva o puede ser sólo aparente por ocultarse los efectos de la fricción laminar tras los de signo contrario de la separación de flujo, es una de las cuestiones más importantes y difíciles en esta clase de experimentaciones, creyendo haber mostrado reiteradamente a lo largo de nuestra Memoria cuanto dicha cuestión debe ser motivo de preocupación.

2.—Nos complace oír del Prof. Telfer que los

(*) Trans. I. N. A., 1949. Discusión al trabajo de Walker "Detection of laminar flow", pág. 231.

resultados presentados no acusan influencia alguna por efectos de interferencia de paredes. Esta autorizada opinión del Prof. Telfer la consideramos del máximo valor como prueba de la confianza que desde el punto de vista de ausencia de efectos de interferencia pueden inspirar los ensayos en el Canal de El Pardo.

3.—En el curso de nuestra Memoria advertimos que debe considerarse provisional y sujeta a revisión la información presentada porque, entre otras razones, estimamos insuficiente la densidad de puntos experimentales con que se ha cubierto la zona investigada. La densidad que aconseja el Prof. Telfer (un punto cada 1/4 nudo de velocidad del buque) está siendo ampliamente satisfecha en la experimentación que actualmente continúa.

4 y 5.—La línea iso-$F_n$ para 5 nudos que obtiene el Prof. Telfer (fig. 6) puede en el presente caso considerarse prácticamente como línea $c_{vi}$. Su ecuación linearizada (*) es $10^3\, c_{vi} = 1{,}76 + 365\, X$. Referida a la línea básica de fricción de Hughes, que linearizada también por el Prof. Telfer tiene por expresión $10^3\, c_f = 1{,}2 + 306\, X$, encontramos el factor de forma, variable con $X$.

$$r = 1{,}19 + \frac{0{,}332}{1{,}2 + 306\, X}$$

Este factor de forma, de carácter hiperbólico, crece al disminuir $X$ (fig. 7), pero sin alcanzar el paralelismo de $c_{vi}$ y $c_f$. El resultado a que llega el Prof. Telfer es, pues, intermedio entre un factor $r$ constante (proposición de Hughes) y una corrección aditiva $h$ constante (descomposición convencional de W. Froude). Para $10^2\, X = 0{,}6$ (zona media del modelo) resulta $r = 1{,}30$; para $10^2\, X = 0{,}0839$ (zona del buque, 17 nudos) resulta $r = 1{,}418$.

Partiendo de la expresión linearizada de la fórmula de Hughes dada más arriba, resulta para la curva $c_{vi}$ obtenida en nuestra Memoria la ecuación linearizada $10^3\, c_{vi} = 1{,}574 + 401\, X$, naturalmente con el factor de forma constante $r = 1{,}312$.

En la figura 7 puede apreciarse (líneas (1) y (2)) la posición que la mencionada línea $c_{vi}$ del Prof. Telfer ocupa respecto a la línea $c_{vi}$ de nuestra Memoria. La diferencia en valores absolutos es muy pequeña en la zona media del modelo, si bien la diferencia de extrapoladores (365 Telfer contra 401 según nuestra Memoria) conduce a discrepancias más apreciables en la zona del buque. Las alineaciones en la zona del modelo que presenta el Prof. Telfer (fig. 6) parecen perfectas y no susceptibles de interpretación diferente a la dada en dicha figura; sin embargo, debe advertirse que los puntos que en la citada figura son determinantes de dichas alineaciones no son puntos experimentales directos, sino resultado de una estimación sobre ellos, en la cual cabe más o menos el factor subjetivo, como naturalmente cabe también en la nuestra (éste puede apreciarse contemplando la figura 1), especialmente porque, según reiteradamente hemos manifestado en la Memoria, juzgamos que la zona investigada no fué cubierta con suficiente número de puntos.

De todos modos, las diferencias entre los resultados para el buque obtenidos partiendo de una y otra línea $c_{vi}$ serían todavía relativamente discretas si para ambas líneas se mantuviera la linearización. Pero la importante flexión hacia abajo que acusa la línea básica de Hughes y el hecho de que esta parte de la curva sea alcanzada por el buque debido a los altos valores $R_n$ a que navega ($1{,}695 \times 10^9$, a 17 nudos), hacen que entre los resultados del Prof. Telfer manteniendo la linearización y los nuestros siguiendo el descenso de la línea básica de Hughes, se produzcan diferencias más importantes, agravadas, además, por el valor relativamente pequeño de $c_w$ (aproximadamente 0,00053 (*)), que en este caso entra en juego.

Las predicciones $P_Q$ (DHP) para el buque a que finalmente llega el Prof. Telfer (15130 carena lisa, 15700 carena rugosa) están efectivamente más próximas al valor del buque real

(*) A falta de otra mejor, empleamos la palabra "linearización" y sus derivadas, aunque la palabra no nos gusta, pues parece una mala traducción de la inglesa "linearisation". Sin embargo, es posible que gramaticalmente no sea demasiado incorrecta, ya que en el Diccionario de la Lengua figura el verbo "linear" con una acepción parecida. Atendiendo al aspecto geométrico más que al algebraico, palabra más apropiada pudiera ser "rectificación"; pero dada la acepción más frecuente con que esta palabra es usada, hemos preferido no emplearla.

(*) Este valor es el que aproximadamente resulta de las estimaciones del Prof. Telfer; el obtenido por nosotros es algo menor. Lo mismo ocurre con la cifra de potencia 12800 que figura un poco más abajo. Sin embargo, como las diferencias no son demasiado sustanciales, a fin de guardar unidad con el contenido de la Nota del Prof. Telfer, hemos mantenido en estos comentarios los mencionados valores.

(15500) que lo está el valor de nuestra Memoria obtenido siguiendo a Hughes (12800 carena lisa). Sin embargo, ningún juicio preferente hacia uno u otro método nos atreveríamos a emitir a base solamente de la consideración de los valores numéricos anteriores. Entre la realidad del buque y la experimentación del modelo existe, como repetidamente se ha dicho, un margen de incertidumbres que se cree debe rellenar principalmente la rugosidad. Entre las predicciones del Prof. Telfer para carena lisa y carena rugosa queda un margen de un 3,8 por

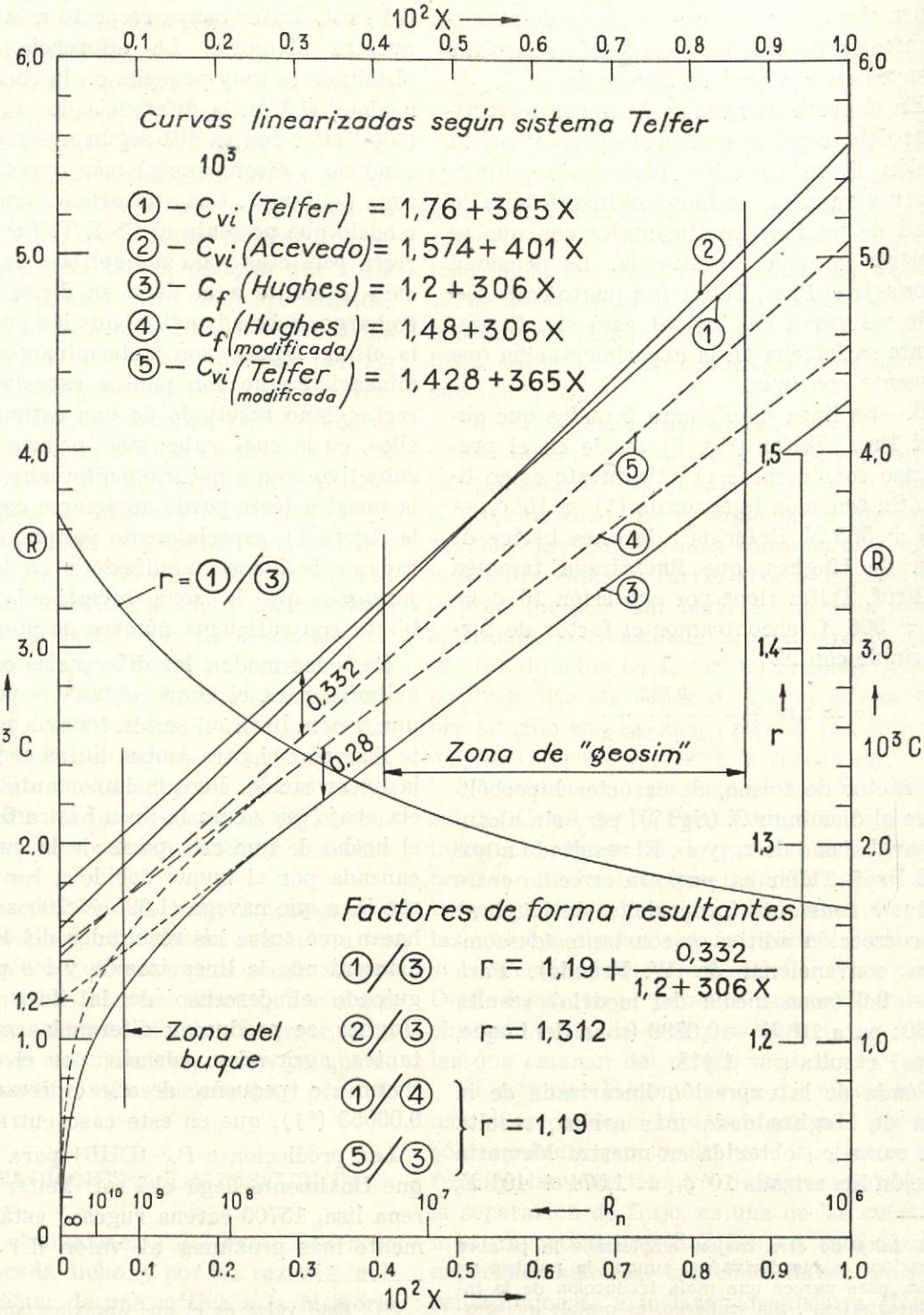



Fig. 7.—Curvas linearizadas, según sistema Telfer, y factores de forma resultantes.

100; el margen de rugosidad con respecto al buque real resultaría todavía menor, pues aun suponiendo que absorbiese totalmente la diferencia15500—15130, sería solamente de un 2,5 por 100. En el caso de calcular por Hughes, este margen asciende a un 22 por 100. El tomar el mayor o menor grado de plausibilidad que la rugosidad residual ofrezca como criterio dirimente, como sugiere el Prof. Telfer, nos parece dejar las cosas demasiado en el aire, ya que es el propio valor de la rugosidad como parte de la resistencia de una carena, lo que también por ahora está todavía en trance de discusión.

Aparte de las rectificaciones que en el caso particular aquí investigado puedan resultar al completar la experimentación, considerando la cuestión desde un punto de vista más general, no se descarta la posibilidad, como en la Memoria indicábamos, de que la línea básica de fricción dada por Hughes deba sufrir alguna modificación; así como tampoco puede descartarse una revisión de la propuesta ley de constancia del factor de forma, en cuya aplicabilidad cabe desde luego imaginar excepciones entre las cuales muy bien pudiera ser necesario incluir el caso de supertanques. No se niega, por tanto, la posibilidad de que el margen 22 por 100 pueda ser algo exagerado. Por lo que respecta a los márgenes 3,8 por 100 y 2,5 por 100 que resultan de los valores finales de potencia dados por el Prof. Telfer, francamente nos parecen demasiado bajos.

6.—No creemos advertir en el planteamiento de la cuestión que hace Hughes el error de principio a que se refiere el Prof. Telfer. Si se admite el significado físico de la línea básica de fricción, no vemos que en la determinación del factor de forma respecto a ella mediante una experimentación en la zona del modelo quepa otra cosa que una estimación ajena a todo razonamiento, de unos fenómenos que se están produciendo, entre ellos la pérdida de restauración de presión a popa aludida por el Prof. Telfer, precisamente integrante de la resistencia de presión por viscosidad. Desde luego, es posible que estos fenómenos reales incluyan efectos indeseables (flujo laminar, etc.) que pueden dar lugar a una valoración incorrecta del factor de forma por lo que respecta a su ulterior empleo en la correlación modelo-buque; pero esto, nos parece, es ya otra cuestión. La constancia del factor de forma, aunque es una sugerencia hecha por Hughes, procede del sector aeronáutico; indudablemente su introducción en el sector naval será, y ya lo está siendo, objeto de importante controversia.

La modificación de la línea básica de Hughes que propone el Prof. Telfer nos parece un artificio que violenta en grado difícilmente admisible los resultados sobre los que Hughes fundamentó su línea básica. Si nuestra interpretación no es equivocada, se trata de un tributo a la constancia del factor de forma que se logra conservando la línea $c_{vi}$ (1) y sacrificando la línea básica (3), cuyo extrapolador únicamente se conserva (fig. 7). Así resulta una línea básica modificada, línea (4), cuya ecuación linearizada es $10^3\, c_f = 1{,}48 + 306\, X$ y con respecto a la cual la línea $c_{vi}$ (1) tiene el factor de forma constante $r = 1{,}19$. Usando esta nueva línea básica se llega a un valor $P_Q = 13830$ (carena lisa), que, en efecto, como indica el Prof. Telfer, reduce aproximadamente a la mitad la diferencia que existía entre los valores anteriores 15130 y 12800.

Pero nos resulta muy forzado conceder que en la experimentación de Hughes pudieran haberse cometido errores de una clase y cuantía tales como para significar un transporte paralelo $10^3\, \Delta\, c_f = 0{,}28$ de la línea básica en bloque, que es lo que implica la nueva línea $c_f$ modificada. En otras palabras, diríamos que la obtención de $r$ por la simple consideración de la relación de pendientes de $c_{vi}$ y $c_f$ no siempre es correcta. En el caso presente de representación linearizada el valor de dicha relación—que ahora es constante—no corresponde al verdadero concepto de factor de forma más que si $r$ es también constante (véase Apéndice III de nuestra Memoria). Si eso no ocurre, para restablecer el concepto correcto de factor de forma, usando para éste dicha relación de pendientes, es necesario: o bien una modificación de la línea básica $c_f$, si se mantiene la línea $c_{vi}$, tal como acabamos de comentar; o bien, si se mantiene $c_f$, una traslación de la línea $c_{vi}$, lo cual es probable que tampoco pueda aceptarse si la estimación que se ha hecho de los resultados experimentales que se examinan ha sido correcta y precisa. En el presente caso, desde luego no sería aceptable la traslación $10^3\, \Delta\, c_{vi} = 0{,}332$ que resulta para la línea $c_{vi}$ modificada (línea (5) de la figura 7). En general, más lógico

y admisible que revisiones a base de traslaciones en bloque de las líneas, parece puedan ser pequeñas rectificaciones de pendiente que no impliquen variaciones sustanciales de posición, tal por ejemplo como ocurre con las líneas (1) y (2).

Por ello consideramos que la estimación de potencia que hace el Prof. Telfer usando el factor $r = 1{,}19$ tiene un valor muy relativo, consecuencia de la transformación convencional introducida. Más realista parece que será emplear el verdadero factor de forma dado más atrás: $r = 1{,}19 + 0{,}332/(1{,}2 + 306\ X)$. Extendiendo esta ley de variación hasta la zona del buque, resulta $r = 1{,}418$, que, asociado a la línea básica de Hughes, da una potencia 13590 (carena lisa) (*).

Comparando esta cifra con las 15130 de Telfer y la 12800 nuestra, indicadas anteriormente, resultan diferencias de 11,3 por 100 y 6,2 por 100, respectivamente.

La primera (11,3 por 100) representa la diferencia que resulta de establecer la correlación modelo-buque mediante extrapolador y mediante la combinación de línea básica de Hughes y factor de forma, partiendo en ambos casos de la línea $c_{vi}$, línea (1), del Prof. Telfer.

La segunda (6,2 por 100) significa la diferencia resultante de partir de una u otra línea $c_{vi}$: la (1) de Telfer y la (2) nuestra, estableciendo en ambos casos la correlación mediante la combinación de línea básica de Hughes y factores de forma respectivos. Es posible que con una experimentación más completa, es decir, con menos intervención del factor subjetivo en la estimación de los resultados experimentales, esta diferencia desaparezca.

Por último, entre la potencia 13590 y la del buque real 15500, queda un margen de un 14 por 100, a atribuir principalmente a la rugosidad.

(*) El cálculo, similar a los anteriores de los cuales solamente se dieron los resultados finales, es como sigue:

$$10^3\, c_t = 10^3\, c_w + 10^3\, r c_f$$

Para 17 nudos:

$10^3\, c_w = 0{,}53$
$R_n$ (agua salada, 15° C) $= 1{,}695 \times 10^9$ ,
$10^3\, c_f$ (Hughes) $= 1{,}273$
$X = 10^{-3} \times 0{,}8386$ ,
$r = 1{,}19 + 0{,}332/(1{,}2 + 306\ X) = 1{,}418$
$10^3\, c_t = 0{,}53 + 1{,}805 = 2{,}335$
$P_Q = 12800 \times 2{,}335/2{,}20 = \sim 13590$

En diversas ocasiones, tanto el Prof. Telfer como otros autores, han señalado los puntos de contacto y los de discrepancia de los métodos de aquél respecto a los nuevos planteamientos dados a la cuestión correlación modelo-buque. A nuestro juicio, creemos que los contactos superan a las discrepancias y que los nuevos planteamientos, más que discrepar, lo que hacen es, siguiendo una línea natural de evolución de los conocimientos, completar y llenar de contenido físico más preciso las ideas de la correlación expuestas originalmente por el Profesor Telfer. Sin entrar a tratar con detalle esta cuestión general, lo cual alargaría éstos, que ya van siendo largos comentarios, limitándonos, por ejemplo, a las nuevas proposiciones de Hughes, vemos:

En primer lugar, la fórmula de fricción básica de Hughes admite muy aproximadamente una extensa linearización según el sistema Telfer, que incluso pasa (¿casualmente?, ¿lógicamente?) por el famoso punto focal 1,2 de Telfer. Aunque ya en la figura 6 dicha linearización se aprecia bien, incluímos a continuación la Tabla 9, en la cual pueden leerse las diferencias numéricas existentes entre la versión original y la ecuación linearizada; se observa una ligera curvatura de sentido constante en la línea de la versión original, que se acentúa rápidamente al acercarse al cero de la función $X$, si bien, a excepción de esta última parte y, en menor grado, de la zona de los "geosim" extremadamente pequeños, las diferencias numéricas son muy bajas. En el trozo $10^2 X = 0{,}34$ a $0{,}50$ ($R_n = 2{,}54 \times 10^7$ a $8 \times 10^6$) la pendiente de la curva básica original es prácticamente igual a la de la linearizada; dentro de este trozo queda el intervalo $R_n = 1{,}53 \times 10^7$ a $8 \times 10^6$ ($10^2 X = 0{,}40$ a $0{,}50$), bastante usual en la experimentación de modelos.

Caso de que la proposición del factor de forma constante se confirmase, la linearización anterior (supuesto que la línea básica de Hughes sea aceptada) significaría la linearización de las curvas iso-$F_n$ de todas las carenas, en zona tan amplia como la que resulta para la línea básica de Hughes. Esto sería una prueba de la realidad práctica de lo que desde hace tanto tiempo viene proclamando el Prof. Telfer. La correlación modelo-buque podría prácticamente hacerse como exactamente aquél indicaba, es decir, sin necesidad de usar línea básica,

TABLA 9

*Comparación entre la fórmula original de Hughes y su versión linearizada por Telfer.*

| $10^2\ X$ | $R_n$ | $10^3\ c_f$ Hughes según fórmula original $66/(\log R_n - 2{,}03)^2$ | $10^3\ c_f$ Hughes según fórmula linearizada $1{,}2 + 306\ X$ | Diferencias $100\ \frac{(4)-(3)}{(3)}$ % |
|---|---|---|---|---|
| (1) | (2) | (3) | (4) | (5) |
| 0 | $\infty$ | 0 | 1,200 | $+\infty$ |
| 0,05 | $8{,}000 \times 10^9$ | 1,065 | 1,353 | + 27,04 |
| 0,1 | 1,000 | 1,359 | 1,506 | + 10,82 |
| 0,15 | $2{,}963 \times 10^8$ | 1,590 | 1,659 | + 4,34 |
| 0,2 | 1,250 | 1,793 | 1,812 | + 1,06 |
| 0,3 | $3{,}704 \times 10^7$ | 2,151 | 2,118 | — 1,53 |
| 0,4 | 1,563 | 2,475 | 2,424 | — 2,06 |
| 0,5 | $8{,}000 \times 10^6$ | 2,779 | 2,730 | — 1,76 |
| 0,6 | 4,630 | 3,071 | 3,036 | — 1,14 |
| 0,7 | 2,915 | 3,356 | 3,342 | — 0,42 |
| 0,8 | 1,953 | 3,635 | 3,648 | + 0,36 |
| 0,9 | 1,372 | 3,913 | 3,954 | + 1,05 |
| 1,0 | 1,000 | 4,188 | 4,260 | + 1,72 |
| 1,1 | $7{,}513 \times 10^5$ | 4,462 | 4,566 | + 2,33 |
| 1,2 | 5,787 | 4,739 | 4,872 | + 2,81 |

siempre que la zona del buque no quede fuera de la parte linearizada. Fuera de la parte linearizada (como es el caso del supertanque aquí estudiado), las líneas iso-$F_n$ se curvarían siguiendo la curvatura de la línea básica que da la pauta.

Prescindiendo de que la constancia del factor de forma resulte o no cierta, si se admite la posibilidad de linearización de las curvas iso-$F_n$ (como prácticamente se ha visto en bastantes casos), la determinación en la zona del modelo de la ley del factor de forma respecto a la línea básica de Hughes se facilita notablemente. Si $e$ es el extrapolador correspondiente a la curva $c_{vi}$ linearizada y $b$ su ordenada en el cero de la función $X$, se tendrá (*):

$$r = \frac{e}{306} + \frac{b - e/255}{1{,}2 + 306\,X}$$

Según sea $e \lesseqgtr 255\ b$ resultará, con respecto a la línea básica de Hughes, un factor de forma $r$ creciente, constante o decreciente al crecer $R_n$. La existencia de una corrección aditiva $h$ constante podrá apreciarse también inmediatamente. Claro que tampoco ahora sería necesario pasar por la consideración de la línea básica y el factor de forma para realizar prácticamente la correlación modelo-buque, a no ser que, como antes, la zona del buque cayera por fuera de la linearización de la curva básica; en este caso (y puesto que por ahora la constancia de $r$ no es ningún artículo de fe), un cálculo como el que más atrás nos condujo al valor de potencia 13590 (carena lisa) puede ser bastante razonable.

Sin embargo, creemos que la línea básica y el factor de forma tal como aparecen en los nuevos planteamientos de la correlación, constituyen conceptos tan valiosos, que en ningún caso deberían dejar de considerarse. A este respecto nos remitimos a lo que en el último párrafo de la Sección 4, 4c) de nuestra Memoria decíamos acerca de $r$ como parámetro característico.

De confirmarse la línea básica de Hughes (u otra que admita una linearización sistema Telfer, tan extensa), la representación del Profesor Telfer podría ser usada en la zona del modelo como rápido medio exploratorio y de análisis, al mismo tiempo que prácticamente preciso. La imposibilidad de linearizar una curva básica (tal ocurre, por ejemplo, con la fórmula de Schoenherr) hará, sin duda, más difícil la coordinación entre dicha curva básica y una representación linearizada de resultador de "geosim".

En la zona del buque no nos parece tan reco-

(*) En general, si la línea básica es $10^3\ c_f = b_0 + e_0\ X$, el factor de forma con respecto a ella tiene por expresión

$$r = \frac{e}{e_0} + \frac{b - e\,b_0/e_0}{10^3\ c_f}$$

mentable la representación Telfer, debido a la fuerte contracción de abscisas que produce, dejando un espacio donde materialmente resulta difícil revolverse; por otra parte, tal representación puede dar lugar a una ilusión óptica al acortar engañosamente la distancia que, utilizando una representación más natural, realmente media entre modelo y buque.

Al terminar estos comentarios debemos reiterar al Prof. Telfer nuestra gratitud por habernos enviado su interesante Comunicación, tan estimulante, además, de diversas e interesantes cuestiones.

Viniendo ahora a la discusión propiamente dicha, el autor desea ante todo expresar al Presidente de nuestra Asociación, Sr. González-Llanos, las más sinceras gracias por sus amables palabras. Efectivamente, como el Sr. González-Llanos ha manifestado, yo hubiera preferido esperar a disponer de base experimental más completa antes de presentar este trabajo. Si al fin me he decidido a hacerlo, ha sido, en primer lugar, para corresponder a la amable pero tenaz insistencia de nuestro Presidente; y, en segundo lugar, por considerar que, no sucediéndose las reuniones de nuestra Asociación con la frecuencia de las de instituciones análogas de otros países, se perdería la ocasión de presentar a la nuestra en el momento verdaderamente oportuno—como es ahora—un tema importante y que en la actualidad está siendo objeto fuera de España de la máxima atención.

Al redactar la Memoria he creído conveniente no limitarme a una presentación escueta de los datos de la experimentación llevada a cabo, sino que he procurado, mediante una exposición más general del tema, ofrecer una visión completa del problema de la correlación modelo-buque tal como actualmente está planteado, destacando las cuestiones parciales más importantes que el problema abarca y que en la actualidad son objeto de discusión preferente.

Pasando a contestar las preguntas que se me han formulado, diré, en primer lugar, refiriéndome a las del Sr. González-Llanos, que ninguno de los resultados del Canal que se indican, ya sean los obtenidos calculando por Froude como calculando por Hughes, contiene corrección alguna por rugosidad; se trata de valores que son resultado directo de la extrapolación a la escala del buque de los valores medidos experimentando la carena lisa de los modelos de parafina. En el caso en que se ha seguido el método de Froude, la fórmula empleada para calcular la resistencia de fricción ha sido la antigua de R. E. Froude, $R_f = \rho_r \lambda S V^{1,825}$, usándose los coeficientes de fricción $\lambda$ de R. E. Froude que figuran en la publicación del Canal de El Pardo citada en la referencia [34].

Efectivamente, la diferencia 22 por 100 entre los resultados del Canal según Hughes y los de la prueba del buque es superior a las cifras que normalmente se acostumbraban a ver. Como las proposiciones de Hughes son muy recientes, es muy escasa la información existente por ahora sobre comparaciones entre resultados de pruebas de mar y predicciones de Canal a base de aquellas proposiciones. En la publicación de Allan que hemos citado [15] figura en la Tabla III una comparación entre las potencias de remolque (*ehp* en la nomenclatura inglesa) según las predicciones de Hughes (carena lisa) y según las que se deducen de las mediciones de potencias torsiométricas y empujes durante las pruebas de los buques. Esta comparación se refiere a tres petroleros de 530′, 625′ y 610′ de eslora entre perpendiculares (aproximadamente 162, 190 y 186 m, respectivamente). Desde luego, las diferencias varían bastante con la velocidad; fijándonos en las correspondientes a las velocidades máximas de cada buque (15, 17 y 16,5 nudos, respectivamente), se leen las siguientes diferencias: petrolero de 530′, diferencias de 10,1 y 22,8 por 100; petrolero de 625′, diferencias de 15,6 y 19,3 por 100; petrolero de 610′, diferencias de 27,5 y 28,0 por 100; las diferencias en primero y segundo lugar son, con respecto a los valores *ehp* deducidos, respectivamente, de las potencias torsiométricas y de las mediciones de empuje. Aunque estos tres petroleros son más cortos que el supertanque de nuestra Memoria y más bajos también los valores $R_n$ a que navegan, las diferencias anteriores pueden considerarse bastante en línea con las halladas por nosotros.

Respecto a diferencias entre pruebas del buque y predicciones de Canal establecidas siguiendo a Froude, aparte de las reseñadas por Allan en su citado trabajo, pueden mencionarse las del supertanque *Olympic Cloud* (véase nuestra referencia [32]), para el cual la potencia en pruebas también resultó 7 por 100 más baja que la prevista por el ensayo del modelo.

Igual tendencia se observó con una serie de supertanques construídos por los astilleros americanos "Newport News Shipbuilding and Dry Dock C°" (véase nuestra referencia [31]). En este caso la resistencia de fricción estaba calculada por la fórmula de Schoenherr, habiendo sido necesario rebajar el valor usual 0,0004 de la corrección por rugosidad hasta 0,00015.

El método de control de tangentes que indicamos en nuestra Memoria para la determinación del factor de forma y por el cual el señor González-Llanos se interesa, es una consecuencia de la representación mediante líneas iso-$F_n$ y del paralelismo de estas líneas, observado por vez primera por el Prof. Telfer. Es posible que la razón de pendientes de las tangentes $A$ y $B$ (figura 5) que hemos indicado como expresión del factor de forma cuando éste es constante, sea de nuestra prioridad, cosa, por otra parte, nada extraña si se tiene en cuenta la novedad de las proposiciones de Hughes. En el Apéndice III de nuestra Memoria y en los comentarios a la Comunicación del Prof. Telfer hacemos algunas observaciones para el caso general y para el particular de ecuaciones linearizadas, respectivamente, las cuales deben tenerse en cuenta para evitar falsas deducciones al emplear este método.

El abandono de los métodos de Froude (fórmula de fricción y descomposición convencional) es necesidad hace tiempo reconocida, y en algunos países, Estados Unidos por ejemplo, traducida a hechos, si bien sólo parcialmente, con la adopción de la fórmula de Schoenherr para el cálculo de la resistencia de fricción. Todos estamos conformes en que cualquier solución de este tipo que se adoptase sería teóricamente más racional que lo actual; pero al no ser perfecta, el temor a las interinidades, de una parte, y de la otra, el peso de los archivos acumulados usando los métodos de Froude, vienen aplazando toda decisión en ese sentido. Es posible que la inaplicabilidad de los archivos en el caso de los grandes petroleros que las pruebas de estos buques están ahora poniendo de manifiesto, impulsen al fin la adopción de una de esas soluciones—más racional, aunque no perfecta—y que acaso sea Madrid, como sede en el año 1957 de la VIII Conferencia Internacional de Canales de Experimentación Naval, donde se tome decisión de tanta trascendencia.

Coincidimos con el Sr. Costales en que es más inquietante el margen por exceso de la predicción por Froude que el margen por defecto de la predicción por Hughes. Igualmente coincidimos con el Sr. Costales en su apreciación de que las anomalías resultantes al emplear el método de Froude deban atribuirse en parte a que los coeficientes de fricción de R. E. Froude no son adecuados a las rugosidades que poseen los actuales buques soldados. Puesto que por la premura con que fué presentado nuestro trabajo el Sr. Costales no pudo disponer de la separata, le recomendamos lea la Sección 4, 4d) de nuestra Memoria, en la cual se trata con algún detalle esta cuestión.

Respecto a la información de las pruebas de mar que solicita el Sr. Costales, no es mucho lo que podemos ofrecerle. Las pruebas del buque se realizaron en el fiord de Oslo entre los días 14 y 17 de noviembre de 1953. El buque se corrió a tres situaciones de carga diferentes (lastre, calado de contrato y calado al f. b. de verano), efectuándose en total 29 corridas sobre la milla, de las cuales 11 correspondieron a la situación calado de contrato, que fué también la situación durante los ensayos de modelos.

La velocidad del buque respecto al fondo se midió por las marcaciones de la milla, y con respecto al agua mediante una corredera registradora sistema Hoppe. Las revoluciones fueron medidas con contadores y cronómetros. Para la medición de la potencia se usaron dos torsiómetros Maihak, instalados independientemente; las diferencias entre las lecturas de estos dos torsiómetros fueron inferiores al 1 por 100. La velocidad relativa del viento fué medida también cuidadosamente. En la revista alemana *Schiff und Hafen* [14] se publicó un resumen de estas pruebas. Dada la escrupulosidad con que fueron realizadas, creemos que el margen de error habrá sido inferior al 3 por 100, que el Cr. Costales considera como bastante normal.

---

NOTA.—Posteriormente al mes de mayo en que fué presentada esta Memoria, se ha proseguido intensamente la parte experimental, habiéndose recogido abundantes resultados, a cuyo análisis se está procediendo ahora (diciembre 1955). Es posible, como se había advertido al escribir la Memoria, que a la vista de estos nuevos resultados deban introducirse algunas rectificaciones; la primera impresión es que el factor de forma puede tener un valor ligeramente más bajo. Oportunamente se publicarán estos nuevos resultados.

# INVESTIGACIONES SOBRE UN GRAVE PROBLEMA DE LA CONSTRUCCION NAVAL (*)

## La fragilidad de los aceros efervescentes españoles y otras investigaciones sobre el tema de roturas frágiles (**)

POR

ANTONIO VILLANUEVA NUNEZ

INGENIERO NAVAL

EXTRACTO.

Se hace referencia a la situación actual del problema de las roturas frágiles y a la forma en que los organismos navales han pretendido su resolución, mediante reglamentaciones cuya evolución no ha terminado aún, como tampoco lo han hecho los graves accidentes acaecidos. Se considera, seguidamente, el problema en la esfera nacional, en la que por fortuna no ha habido que lamentar serios tropiezos; pero en la que el peligro nos ronda de cerca, a causa del constante aumento de la eslora de nuestros buques y de la creciente extensión en que se les aplica la soldadura.

Se hace hincapié sobre la urgente necesidad de estudiar a fondo nuestros materiales y se mencionan las colaboraciones solicitadas por el autor, en calidad de presidente de la Comisión de Roturas Frágiles.

Se describen los ensayos efectuados en la Factoría de La Carraca, de la Empresa Nacional "Bazán", para el estudio de los aceros efervescentes españoles, que constituyen la casi totalidad del acero disponible en nuestro mercado y se analizan las posibilidades de mejora mediante normalizado, detallándose a continuación la forma en que se aprovechó esta oportunidad, que se presentaba, para desarrollar una investigación sobre los diversos criterios que tratan de valorar las resistencias a la iniciación y propagación de las grietas. Se estudia, simultáneamente, la influencia de los principales factores químicos y metalúrgicos y el efecto de la soldadura sobre la fragilidad de las zonas afectadas.

Se analizan a continuación algunos ensayos llevados a cabo con material japonés y desarrollados en forma comparativa con el material nacional, haciendo elevarse el número total de probetas elaboradas por la E. N. B. a 1.670.

Se describe una aplicación de interés, que el autor cree haber encontrado, del moderno ensayo de Van der Veen al estudio de la propagación de grietas detenidas por algún tiempo, exponiéndose los resultados que ha comunicado a la Asamblea del I. I. W. celebrada el mes de mayo de 1954 en Florencia.

Finalmente, como resultado de este trabajo, se hacen conclusiones particulares sobre los materiales comprobados y otras de orden general sobre los distintos criterios usados en estos estudios.

(*) Memoria presentada en el V Congreso de Ingeniería Naval, mayo 1955.

(**) Desde la fecha de celebración del Congreso en el mes de mayo hasta el momento presente, el autor ha tenido ocasión de extender estas investigaciones a los aceros calmados y semicalmados españoles, así como a un mayor número de aceros japoneses, alcanzándose nuevas conclusiones que se juzgan muy interesantes y de las cuales tendremos ocasión de dar cuenta más adelante en esta Revista.

SUMARIO

1.—Situación actual de un grave problema.

2.—El problema en su dimensión nacional.

3.—Ensayos efectuados en la factoría de La Carraca con material español.

3.1.—Fragilidad de los aceros efervescentes ensayados y posibilidad de mejora mediante normalizado.
3.2.—Sensibilidad al envejecimiento.
3.3.—Clasificación de las coladas de acero según distintos tipos de ensayo.
3.4.—Clasificación de los productos siderúrgicos terminados.
3.5.—El ensayo Van der Veen.
3.6.—El ensayo Mesnager.
3.7.—Relación entre el ensayo de tracción y la temperatura de transición.
3.8.—Influencia del tamaño del grano, del contenido en carbono, de la relación Mn/C y del espesor del producto terminado.
3.9.—Influencia de la soldadura sobre la fragilidad de las zonas afectadas por el calor del arco.

4.—Ensayos efectuados en la factoría de La Carraca con material japonés.

5.—Interesante aplicación del ensayo de Van der Veen al estudio de la propagación de grietas en los buques.

6.—Conclusiones sobre los aceros ensayados y su posibilidad de mejoramiento.

7.—Conclusiones de orden general.

## 1.—Situación actual de un grave problema.

No hubo explicación satisfactoria al complejo problema de la rotura frágil de las grandes estructuras de acero, hasta que pudo apreciarse la importancia, en este aspecto, de la "sensibilidad a la entalladura" de algunas clases de aceros dulces. La falta de "tenacidad a la entalla" a la temperatura de servicio ha sido, en efecto, el denominador común de la mayor parte de los accidentes acaecidos.

Resumiendo las observaciones que se han hecho hasta el momento presente sobre las roturas frágiles, podríamos destacar los siguientes puntos:

1.° Han ocurrido numerosas roturas de este tipo en las grandes estructuras, apreciándose una mayor tendencia a las mismas a medida que aumentan los espesores de las construcciones.

2.° La tendencia a la rotura frágil aumenta muy señaladamente cuando desciende la temperatura de trabajo de las estructuras.

3.° Las fracturas se inician, por lo general, en puntos donde el "efecto de entalla" hace su aparición, a causa de discontinuidades de cualquier clase (proyecto o mano de obra).

4.° Una vez iniciadas, las fracturas se propagan a gran velocidad, y por lo común en dirección normal a la máxima tensión existente.

5.° Esta clase de roturas ha tenido lugar aun en construcciones cuya tensión nominal de trabajo no excedía en algunos casos de los 10 kg/mm².

Tanto en sus aspectos teórico como en el práctico, el problema que nos ocupa está aún lejos de su resolución, pues discontinuidades del orden de las que pueden producir un desastre son difíciles de evitar en muchas clases de obras. Las tensiones triaxiales, que disminuyen o anulan las posibilidades de deformación plástica, surgen además en en los buques soldados, no sólo con motivo de discontinuidades o en las conexiones que pudiéramos llamar de primer orden, tales como la de la cubierta a los mamparos principales, sino también al adaptar sobre elementos resistentes otros de segunda importancia, o aún, más simplemente, bajo los cordones de soldadura que tanto se prodigan durante las faenas de montaje.

La resolución definitiva de este importante problema sería el encontrar un acero que opusiera gran resistencia a la propagación de las grietas, si bien podría argüirse por alguien: ¿por qué no buscar mejor un acero que se oponga tenazmente a la iniciación de las mismas? Indudablemente esto último sería la solución completa; pero resulta un ideal inalcanzable, ya que las posibilidades de iniciación dependen ampliamente de una serie de circunstancias, tales como la especial geometría de la pieza, el tipo de carga, la existencia de entalladuras accidentales, efectos corrosivos, endurecimientos locales por trabajos mecánicos o soldadura, fenómenos de envejecimiento, etc., bajo cuya presencia aislada o simultánea, por bueno que fuese un material, siempre concebiríamos unas condiciones lo suficientemente severas para iniciar su desgarramiento.

Refiriéndonos ahora a la forma en que los organismos navales han orientado el problema de especificar los materiales adecuados, señalaremos que desde hace ya algunos años el Ship Structure Committee americano ha aconsejado el uso del acero calmado para la parte central del barco o, al menos, para sus áreas críticas,

señalando, además, que el mismo debería ser de grano fino y, a ser posible, normalizado. Más tarde, en el año 1948, el American Bureau of Shipping hizo una división de los materiales según sus espesores, especificando que el acero fuera semicalmado para chapas de 1/2 a 1", y calmado, de 1" en adelante.

En el año 1950, el Lloyd Register of Shipping introdujo en su Reglamento la obligación de emplear en las partes de primordial importancia de los buques soldados un acero fabricado especialmente para las mismas, cuando los espesores fueran superiores a 1" (cláusula P. 403, Reglamento 1954).

No obstante todas las anteriores recomendaciones y disposiciones, en el presente año han ocurrido de nuevo graves fracturas en las cubiertas de algunos buques modernos de carga seca, una de las cuales ha conducido, por cierto, a la pérdida total del barco, por lo que los organismos competentes han llamado especialmente la atención sobre los tipos de "cargueros" que tienen tanques profundos en el centro de su eslora, y han dado consejos prácticos sobre la forma en que deben estibarse. Sin duda ésta debe ser también la razón por la cual la cláusula P. 403 del Reglamento del Lloyd ha vuelto a ser nuevamente modificada apenas hace unos meses, para exigir el empleo del acero que en la misma se especifica, de una forma mucho más extensa y que afecta en algunos casos a planchas hasta de 15 mm. de espesor.

Correspondiendo a la importancia del asunto que exponemos, todas las naciones industriales han hecho un estudio de los materiales que producen sus respectivas acererías, contándose por miles las coladas ensayadas en cada uno de los principales países desde el punto de vista de la fragilidad, y siendo la impresión general la de que los peores aceros son los "efervescentes", que los "semicalmados" son, a su vez, inferiores a los "totalmente calmados con silicio" y que los de mejores características son los que, además de calmados con silicio, han sido tratados con aluminio, sobre todo si después de su elaboración han sido normalizados.

Desgraciadamente, los aceros calmados con silicio y tratados con aluminio resultan de un precio tan elevado, que su empleo intensivo en las grandes estructuras es impracticable. Por desgracia, también los aceros totalmente calmados limitan la producción de las acererías, incrementando los costes, con lo que, en definitiva, la mayor parte del tonelaje total disponible en el mercado está constituído por aceros efervescentes o semicalmados.

Resulta, pues, fundamental el perfecto conocimiento de las características de fragilidad de los aceros efervescentes; pero nos encontramos con que dicho estudio debe hacerse para cada fábrica, por haberse observado fuertes diferencias entre las planchas elaboradas en diferentes acererías y existir incluso quienes, como los japoneses, sostienen que sus aceros efervescentes poseen las mismas características que los semicalmados americanos.

## 2.—El problema en su dimensión nacional.

Dada la escasez de la producción siderúrgica nacional respecto a la demanda creciente de sus productos, las acererías españolas, en régimen de máxima normalización y reducción del número de tipos de perfiles y calidades, no prestan el debido interés al suministro de aceros de calidad calmada, que pueden obligarles a reducir en algo el tonelaje total de su fabricación; pero el empleo de la citada calidad se va haciendo cada vez más imprescindible en muchos tipos de obras, y concretamente en algunas partes críticas del casco de nuestros buques, que van creciendo simultáneamente en su tamaño y en la extensión en que se les aplica la soldadura. Verdad es que hasta el presente no ha habido que lamentar ningún serio tropiezo en los buques botados en nuestro litoral, ni en las estructuras más diversas fabricadas en nuestros astilleros; pero sí podemos, en cambio, señalar dificultades importantes y trastornos económicos considerables con los materiales acopiados por algunas de nuestras factorías, que han tenido que renunciar a su empleo, por haberse presentado roturas del tipo explosivo en las primeras fases de construcción. El problema de las roturas frágiles nos ronda, pues, de cerca a los Ingenieros Navales españoles.

Como presidente de la Comisión de Roturas Frágiles del Instituto de la Soldadura (*), he tratado de buscar, dentro de la industria espa-

(*) El primer presidente de esta Comisión fué el excelentísimo señor don Eduardo Torroja Miret.

ñola, la más extensa colaboración para el estudio de este, hoy fundamental, aspecto de nuestros materiales, habiéndome dirigido en asambleas, cartas circulares, etc., a todos aquellos que pudieran estar afectados por el mismo. Como sabéis muy bien, el campo a que interesa este problema es mucho más amplio que el de nuestra profesión, y así, en su aspecto más trágico, por ejemplo, todos recordáis las catástrofes de invierno en las líneas férreas españolas, algunas tan impresionantes como la del correo Madrid-Sevilla, junto a la estación de Vadollano, el 20 de noviembre de 1952, de la que los periódicos, de manera acertada y escueta, reseñaron: "El suceso fué debido a la rotura de un trozo de carril, a causa del intenso frío reinante."

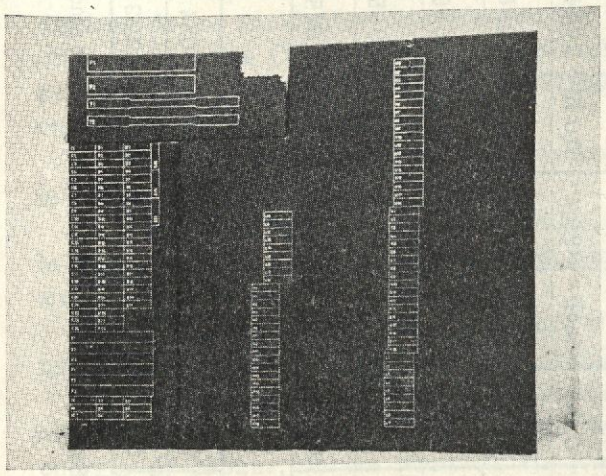


Foto núm. 1.—Forma de extraer las probetas en cada una de las planchas.

Debo señalar, no obstante, que como resultado de mi demanda, únicamente encontré en un solo caso el máximo estímulo y colaboración. Este fué en el de la gerencia de la Empresa Nacional "Bazán", la cual subvencionó los ensayos que vamos a describir a continuación, y que, en su primera parte, constituyeron el motivo de la Memoria que tuve el honor de presentar a discusión en la reunión del Instituto Internacional de la Soldadura celebrada en Florencia el mes de mayo de 1954.

## 3.—Ensayos efectuados en la factoría de La Carraca con material español.

El objetivo de estos ensayos, en cuyo desarrollo hemos invertido cerca de dos años, era hacer, en primer lugar, una *comprobación de las características de fragilidad de los aceros dulces de 42 kg./mm² de carga de rotura, procedentes de coladas efervescentes,* y que habitualmente se suministran a nuestras factorías navales y grandes talleres metalúrgicos y *estudiar la posibilidad de mejorarlos mediante tratamiento térmico;* pero se ha aprovechado, además, esta oportunidad para hacer simultáneamente algunas investigaciones, consistentes, por un lado, en el *estudio comparativo de los diversos criterios,* todavía en ciernes, *que tratan de valorar las resistencias a la iniciación y a la propagación de las grietas,* cualidades que es preciso diferenciar, y, por otro lado, en el *análisis de la influencia de diversos factores, tales como el tamaño del grano cristalino, el contenido en C, la relación Mn/C, etc., sobre la "tenacidad a la entalladura".*

Se han utilizado en esta primera parte ocho planchas de acero Martin-Siemens básico, con espesores comprendidos entre 10,5 y 20 mm., que pertencían a ocho coladas distintas. Dichas planchas han sido designadas con las marcas A hasta H, indicándose en el cuadro I la fábrica siderúrgica, el proceso de elaboración, la composición química y el tamaño del grano cristalino, y pudiendo verse en el mismo que todas las planchas procedían de coladas efervescentes, a excepción de la marca C, de procedencia belga, que correspondía a un acero calmado y que creímos oportuno ensayar simultáneamente. Todo el material ensayado venía provisto del certificado del Lloyd Register para su empleo en buques soldados.

A pesar del número relativamente limitado de planchas utilizadas, el número de probetas confeccionadas para el desarrollo de esta primera parte del trabajo se ha elevado a 1.350, pudiendo apreciarse en la foto núm. 1 la forma en que las mismas eran extraídas.

La dificultad más grande con que se ha tropezado a lo largo de este estudio ha sido la falta de homogeneidad en la composición química de los materiales, cual corresponde con frecuencia a aquellos procedentes de coladas efervescentes, pues de una parte a otra de una misma plancha hemos apreciado diferencias en el porcentaje de C superiores a 2 ó 3 centésimas y superiores a una décima en el contenido de *Mn,* por lo que hemos adoptado como composición química nominal de cada una, la correspondiente a la zona

Cuadro I

## CARACTERISTICAS DE LOS ACEROS ENSAYADOS

| PLANCHA | | Fábrica | Proceso de fabricación y | Composición química | | | | | | | Ensayo de tracción Probeta DIN larga | | Relación | Tamaño grano |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Marca | Dimensiones | Siderurgica | Método desoxidación | C % | Mn % | Si % | P % | S % | $N_2$ % | $O_2$ % | Carga de rotura kg/mm² | Alargamiento % | Mn/C | ferrítico |
| Col. 1 | Col. 2 | Columna 3 | Columna 4 | Col. 5 | Col. 6 | Col. 7 | Col. 8 | Col. 9 | Col. 10 | Col. 11 (*) | Col. 12 | Col. 13 | Col. 14 | Col. 15 |
| A | 2000x1000 x 19 | A.H. de Vizcaya Sagunto | Martin Siemens básico, colada efervescente | 0,170 | 0,58 | 0,080 | 0,030 | 0,060 | 0,0170 | 0,007 | 41,4 | 29 | 3,41 | 6 |
| B | 5000x1600 x 13 | " | " | 0,170 | 0,90 | 0,018 | 0,050 | 0,063 | 0,0070 | 0,016 | 44,5 | 29 | 5,29 | 7 |
| C | 7000x1850 x 19 | John Cockerill (Belgica) | Martin Siemens básico, acero calmado | 0,110 | 0,56 | 0,140 | 0,040 | 0,064 | 0,0104 | 0,008 | 40,7 | 23 | 5,10 | 6 |
| D | 5,500x1700 x 10,5 | A.H. de Vizcaya Sagunto | Martin Siemens básico, colada efervescente | 0,150 | 0,48 | 0,014 | 0,040 | 0,054 | 0,0090 | 0,007 | 42,8 | 30 | 3,20 | 8 |
| E | 6,600x1650 x 13 | " | " | 0,145 | 0,54 | 0,014 | 0,039 | 0,056 | 0,0070 | 0,007 | 36,1 | 35 | 3,72 | 6 |
| F | 4,750x1.500 x 18 | " | " | 0,140 | 0,51 | 0,014 | 0,052 | 0,036 | 0,0088 | | 47,0 | 23,5 | 3,64 | 5 |
| G | 2.500x1400 x 19 | " | " | 0,215 | 0,49 | 0,028 | 0,044 | 0,065 | 0,0113 | | 46,8 | 27,7 | 2,28 | 6 |
| H | 5.000x1000 x 20 | " | " | 0,165 | 0,51 | 0,014 | 0,045 | 0,045 | 0,0077 | | 41,4 | 30,5 | 3,09 | 6 |
| **Material japonés** | | | | | | | | | | | | | | |
| I | 3.200x1.285 x 16 | Kawasaki Steel. Corporation | Martin Siemens básico, colada efervescente | 0,215 | 0,48 | 0,018 | 0,031 | 0,044 | 0,0105 | | 44 | 27 | 2,23 | 7 |
| J | 5.550x1.260 x 20 | " | " | 0,145 | 0,48 | 0,018 | 0,029 | 0,023 | 0,0105 | | 39 | 30 | 3,30 | 6-7 |

(*) La determinación del $O_2$ fué llevada a cabo en el laboratorio de la Alta Escuela Técnica de Braunschweig, estando pendiente de hacerse la de los aceros F, G, H, I y J

local en que se han extraído las probetas, que lo han sido, como puede apreciarse en la foto, de un área relativamente reducida. Este hecho que señalamos, aunque puede dar inseguridad en cuanto al comportamiento del conjunto de la plancha, no quita validez, a nuestro juicio, a las conclusiones de este estudio.

### 3.1.—*Fragilidad de los aceros efervescentes ensayados y posibilidad de mejora mediante normalizado.*

Antes de entrar en el detalle de los ensayos efectuados, creemos de interés destacar que la información más valiosa para juzgar si un material es o no adecuado a su empleo en buques soldados, es aquella que se deriva de las estadísticas de los accidentes ocurridos en los buques americanos. Como es sabido, las planchas procedentes de tales buques fueron clasificadas en los tres grupos siguientes:

1.° El de las planchas en que se encontraba la iniciación de la fractura.

2.° El de aquellas que eran atravesadas por la misma, pero que no contenían su iniciación ni su extremo final.

3.° El de los materiales que contenían el final de la grieta, pero no su punto de iniciación.

Del análisis del primer grupo de materiales citado se dedujo que el valor más alto de la energía de choque, en las planchas en que se iniciaron las grietas, fué de 11,4 pies × libras a la temperatura del accidente y medido en probeta Charpy en V. Como las planchas del segundo grupo en ningún caso dan una energía superior a 19 pies × libras y están incluídas en el tercero todas aquellas que rebasen dicha cifra, *parece admisible concluir que los materiales con un valor de impacto superior a 20 pies × libras serán capaces en todos los casos de detener una grieta iniciada, y aquellos con resiliencia Charpy inferior a 10 pies × libras, tendrán muy pocas probabilidades de hacerlo.*

Es de interés también el consignar aquí que el Instituto Internacional de la Soldadura, que redactó en su día las condiciones mínimas a exigir a los aceros de construcción, para su empleo en las obras soldadas y clasificó a los materiales en cuatro grupos, denominados A, B, C y D (apéndice núm. 1), ha acordado, como consecuencia de la reunión del mes de mayo de 1954 en Florencia, el no exigir para las calidades A y B ningún ensayo de resiliencia; para la C, un valor de 20 pies × libras, a las temperatura de 0° C en probeta Charpy en V, e igual energía para la calidad D a la temperatura de — 20° C.

Para hacer nuestro estudio se eligió como base de comparación la probeta Charpy en V cortada en la dirección del laminado, por ser la recomendada para tal fin por el I. I. W (*), habiéndose considerado como criterios adecuados para el estudio de la *resistencia a la iniciación de grietas* las temperaturas de transición correspondientes a 15 ft × lbs. (2,6 kg/cm²) y 20 ft × lbs. (3,5 kg/cm²), por la gran bibliografía existente sobre las mismas y como criterio provisional para la calificación de la *resistencia de los materiales a la propagación de las fisuras*, la temperatura de transición 50 por 100 de área fibrosa. Más adelante haremos, por cierto, un análisis del valor relativo de estos criterios, en relación con otros utilizados en esta clase de trabajos.

Con ayuda del ensayo Charpy en V, realizado entre las temperaturas de — 60° a + 40° C, hemos determinado los siguientes factores:

1.° La temperatura de transición en estado de suministro (bruto de laminado).

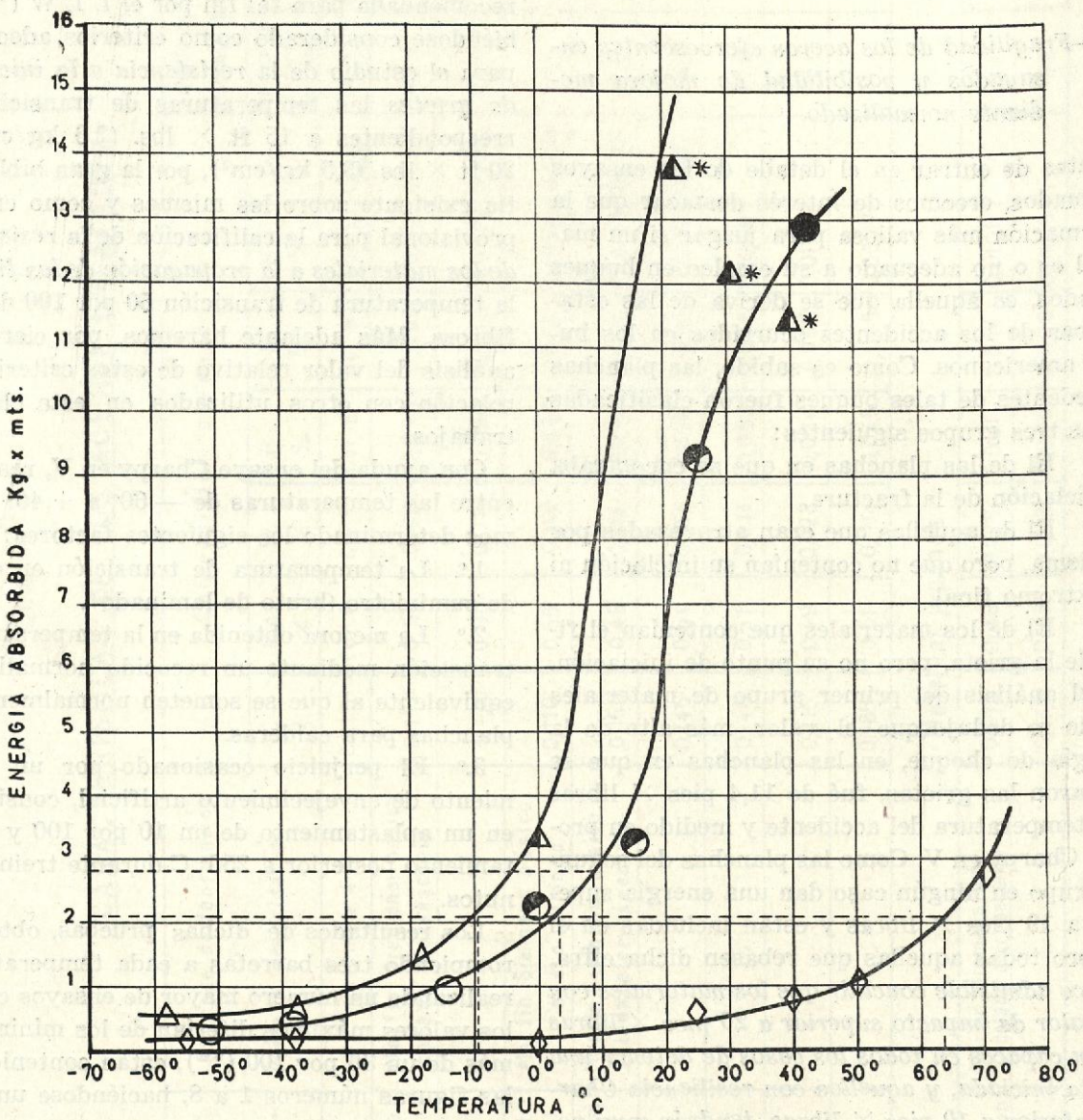
2.° La mejora obtenida en la temperatura de transición mediante un recocido normalizador, equivalente al que se someten normalmente las planchas para calderas.

3.° El perjuicio ocasionado por un tratamiento de envejecimiento artificial, consistente en un aplastamiento de un 10 por 100 y calentamiento posterior a 250° C durante treinta minutos.

Los resultados de dichas pruebas, obtenidas rompiendo tres barretas a cada temperatura y realizando un número mayor de ensayos cuando los valores máximos diferían de los mínimos en más de un 30 por 100 (**), están contenidos en las figuras números 1 a 8, haciéndose un resu-

(*) El autor presentó al Instituto Internacional en el año 1952 un trabajo titulado "Anisotropia del acero laminado en los ensayos de resiliencia", en el que señalaba la gran anisotropia el acero en este aspecto y cómo los valores obtenidos en probeta transversal eran muy inferiores. Hay que reconocer que el tipo de entalladura transversal (probeta longitudinal) es el que más debe preocuparnos en el caso de buques; pero, a mi juicio, en algunos otros tipos de estructuras, tales como recipientes a presión, puede ser preciso el utilizar la probeta transversal al laminado, si se quiere aplicar a tales construcciones la experiencia deducida de los barcos.

(**) Las entalladuras de todas las probetas de este trabajo fueron cuidadosamente controladas en un proyector de perfiles.




Fractura cristalina ○ — Fractura mixta ◐ — Fractura fibrosa ●
✱ No rompieron totalmente.

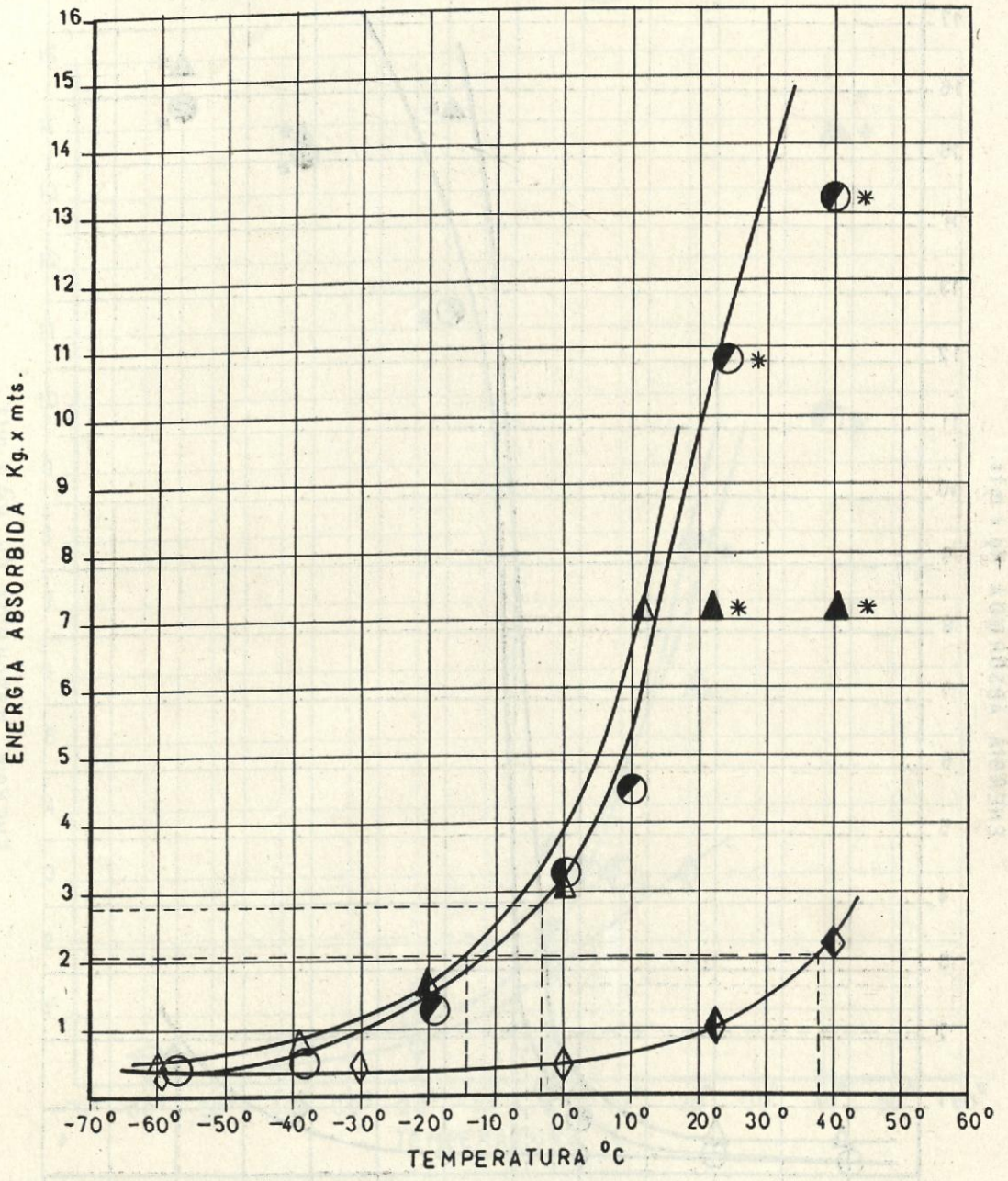
○ Mat. en estado de suministro
△ " " " " normalizado
◇ " " " " envejecido 10%

Fig. 1

## CURVAS DE TEMPERATURA-ENERGIA

### Probetas "Charpy en V"

### PLANCHA (B)




✱ No rompieron totalmente

○ Mat. en estado de suministro.

△ " " " " normalizado.

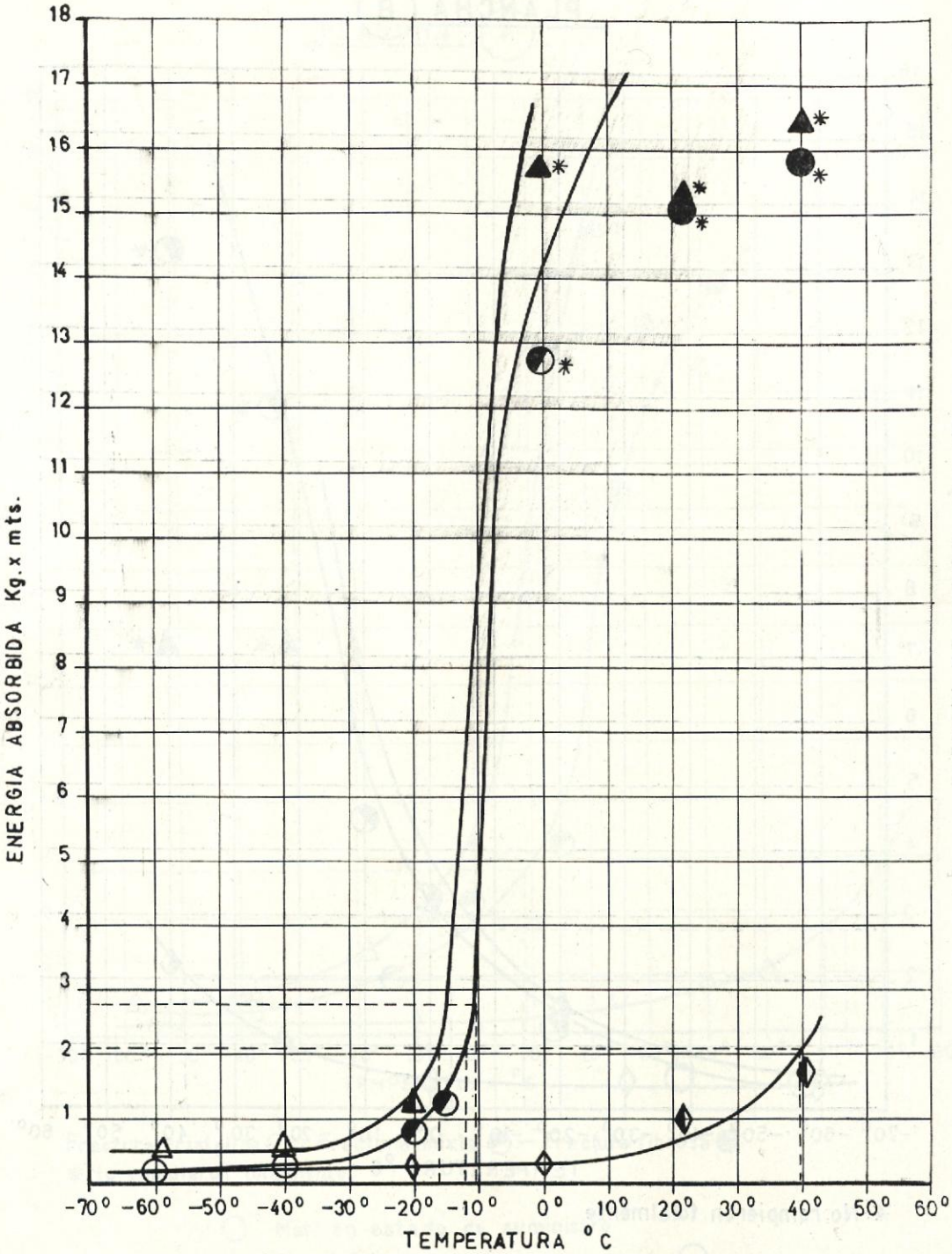
◇ " " " " envejecido 10%.

Fig. 2

## CURVAS DE TEMPERATURA - ENERGIA

### Probetas "Charpy en V"

### PLANCHA (C)




✱ No rompieron totalmente.

○ Material en estado de suministro

△ " " " " normalizado

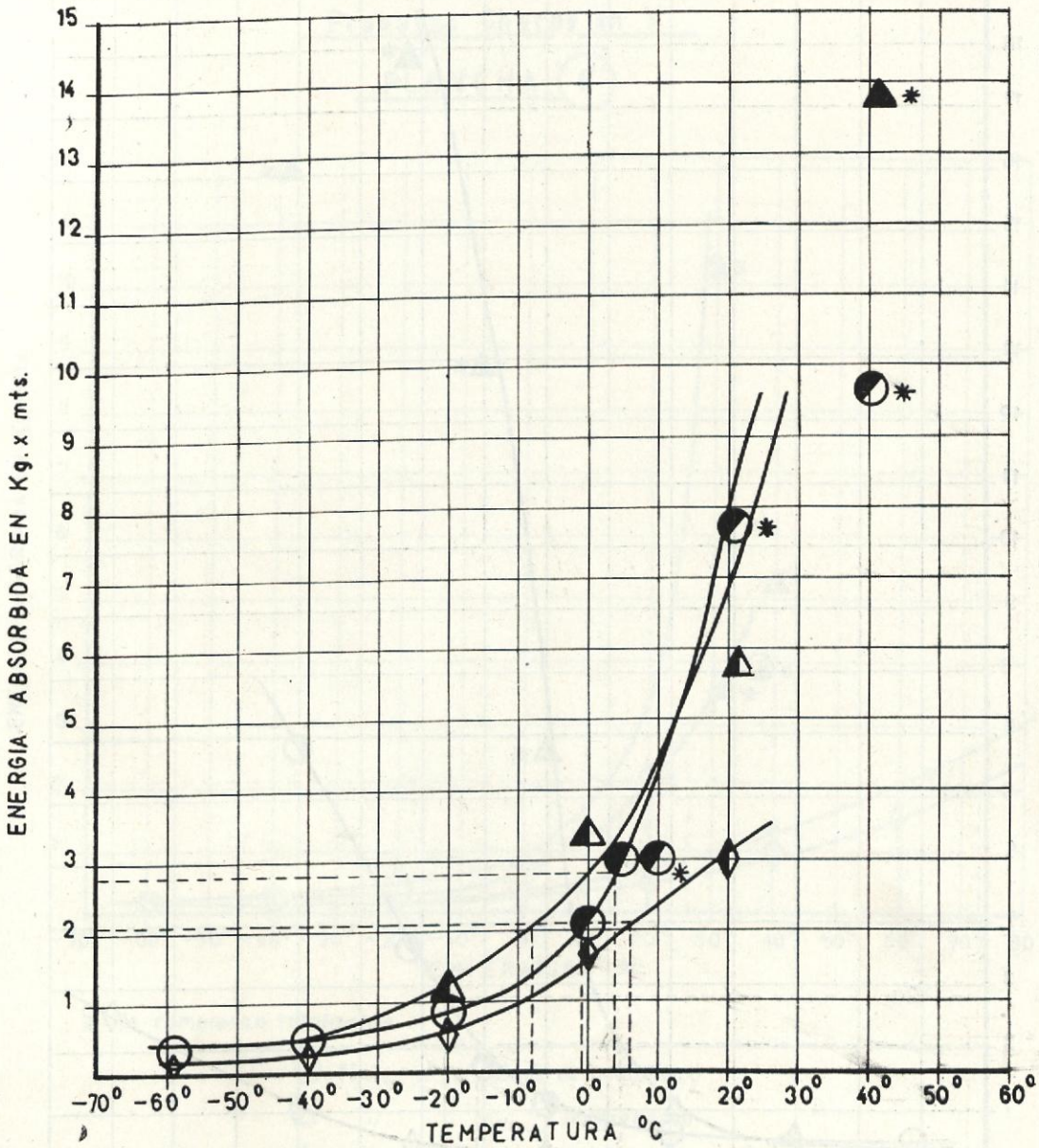
◇ " " " envejecido 10 %

Fig. 3

## CURVAS DE TEMPERATURA- ENERGIA

### Probetas "Charpy en V"

### PLANCHA (D)




*No rompieron totalmente

○ Mat. en estado de suministro

△ " " " normalizado

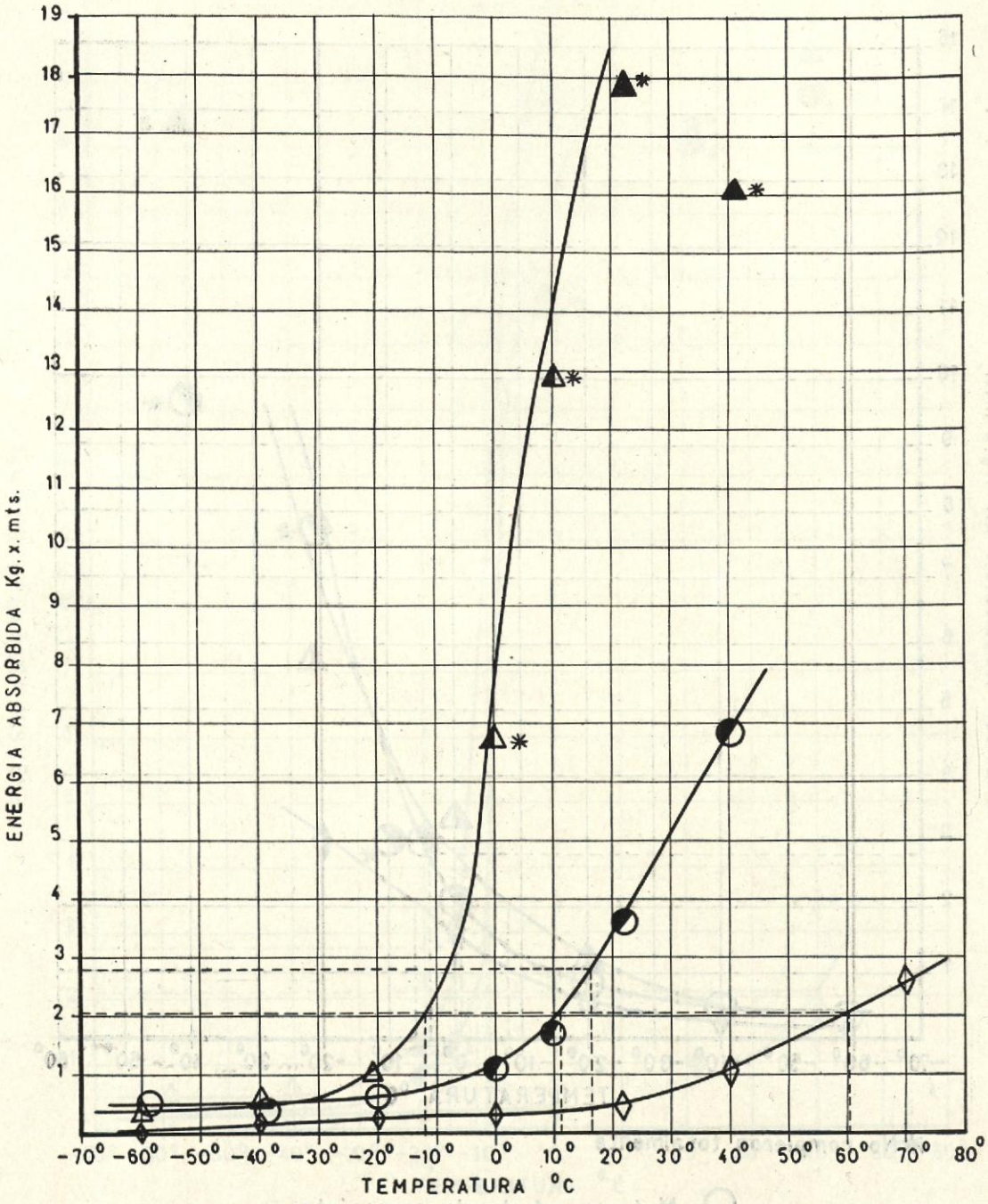
◇ " " " envejecido 5%

Fig.4

## CURVAS DE TEMPERATURA - ENERGIA

### Probetas "Charpy en V"

### PLANCHA (E)




* No rompieron totalmente

○ Material en estado de suministro

△ " " " " normalizado

◊ " " " " envejecido 10 %

**Fig. 5**

men final de las mismas en los cuadros II y III y figuras 9 (a) y (b), en los que *claramente se destaca que en estado de suministro existían cuatro planchas francamente peligrosas para su empleo en obras soldadas de alguna responsabilidad,* por su poca resistencia a la iniciación de grietas. Dichas planchas son las E, F, G y H, cuyas temperaturas de transición 15 ft × lbs. o son superiores a 15° ó están muy próximas a dicha temperatura. Pero desde nuestro punto de vista de constructores navales *interesa destacar* sobre todo *que la condición 20 ft × libs. a 0° C*

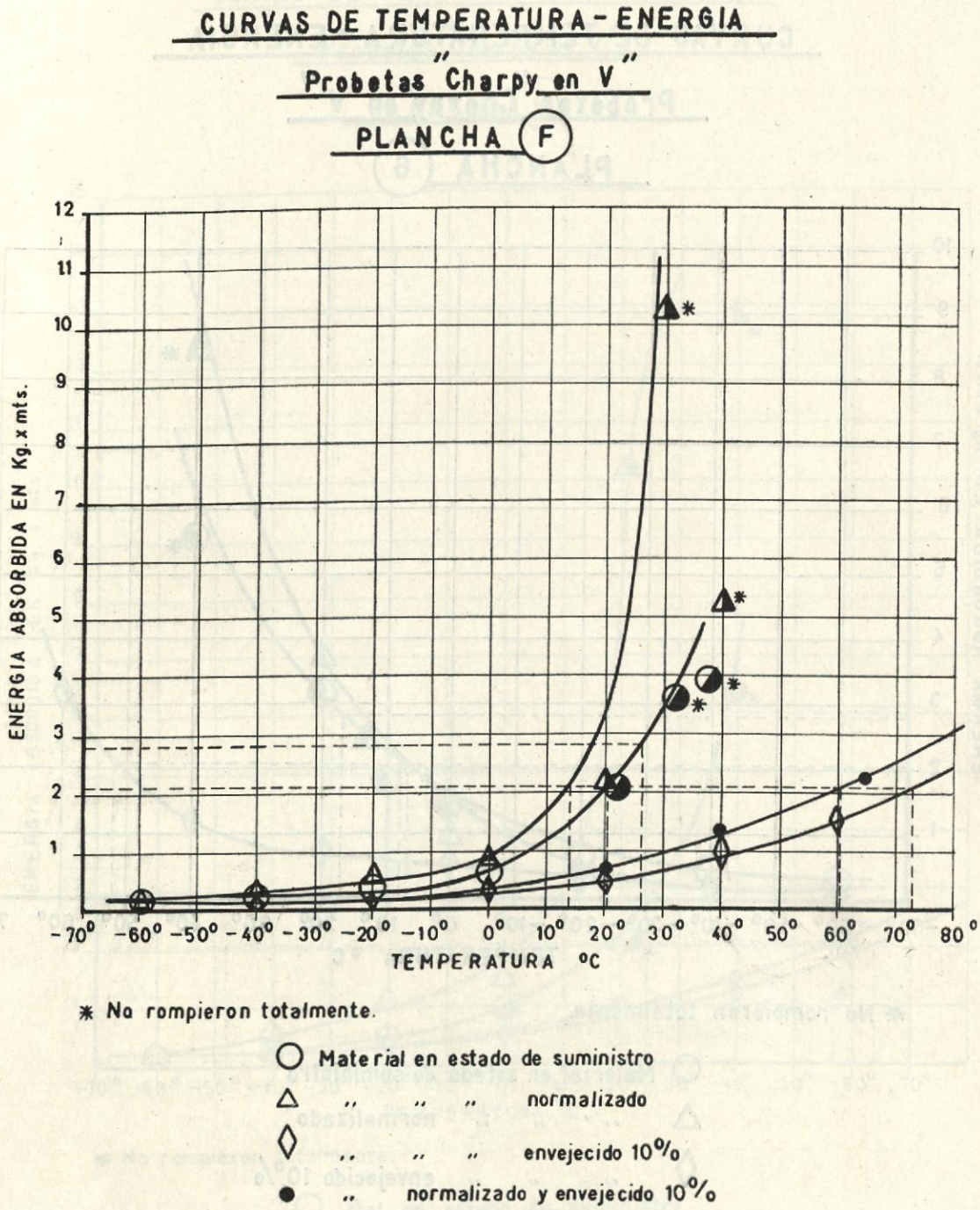



Fig. 6

*propuesta por la Comisión núm. 9 del I. I. W. para los aceros del grupo C, aconsejado para uso en los buques soldados, es satisfecha exclusivamente por las planchas marcas B y C.*

teriales resultan en el cuadro III con la misma clasificación que la obtenida en el cuadro II para la energía 15 pies × libras, pues las temperaturas de transición 50 por 100 cristalina

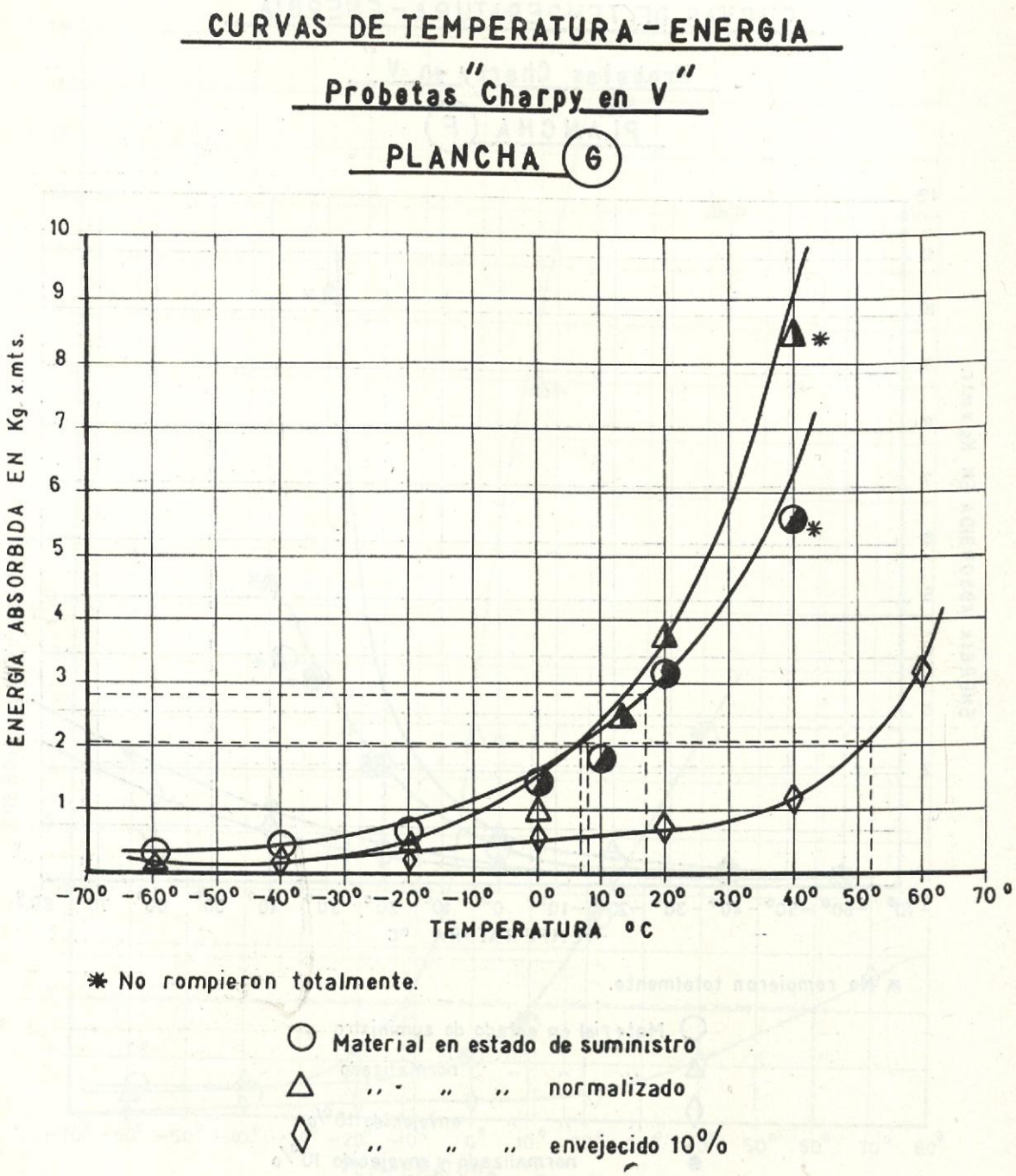


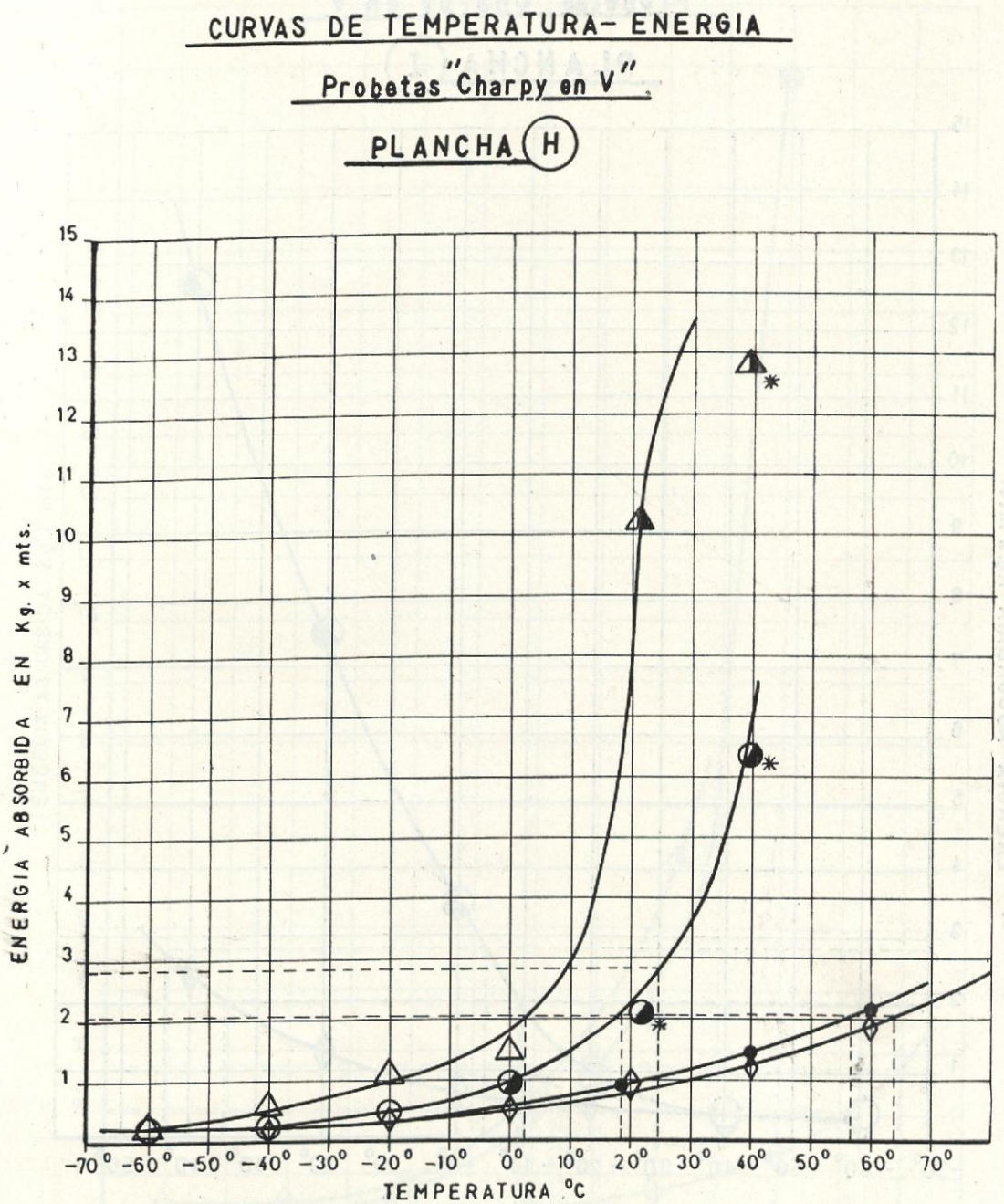

Fig. 7

Respecto a su resistencia a la propagación de las fisuras, juzgada por el ensayo Charpy, si es que tal ensayo puede ser capaz de hacerlo a través del aspecto de su fractura, todos los ma-

suben en todos los materiales del orden de unos 20 a 30°; pero existe una excepción muy interesante, y es la del acero marca C, que se muestra francamente superior en este aspecto, al

conservar prácticamente la misma temperatura de — 10° C. Dicho acero es precisamente el único de calidad calmada utilizado.

*Respecto a los resultados obtenidos con el tratamiento de recocido normalizador, que son siempre beneficiosos,* cabe señalar en el cua-




✱ No rompieron totalmente.

○ Mat. en estado de suministro
△ " " " normalizado
◇ " " " envejecido 10 %
● " normalizado y envejecido 10 %

Fig. 8

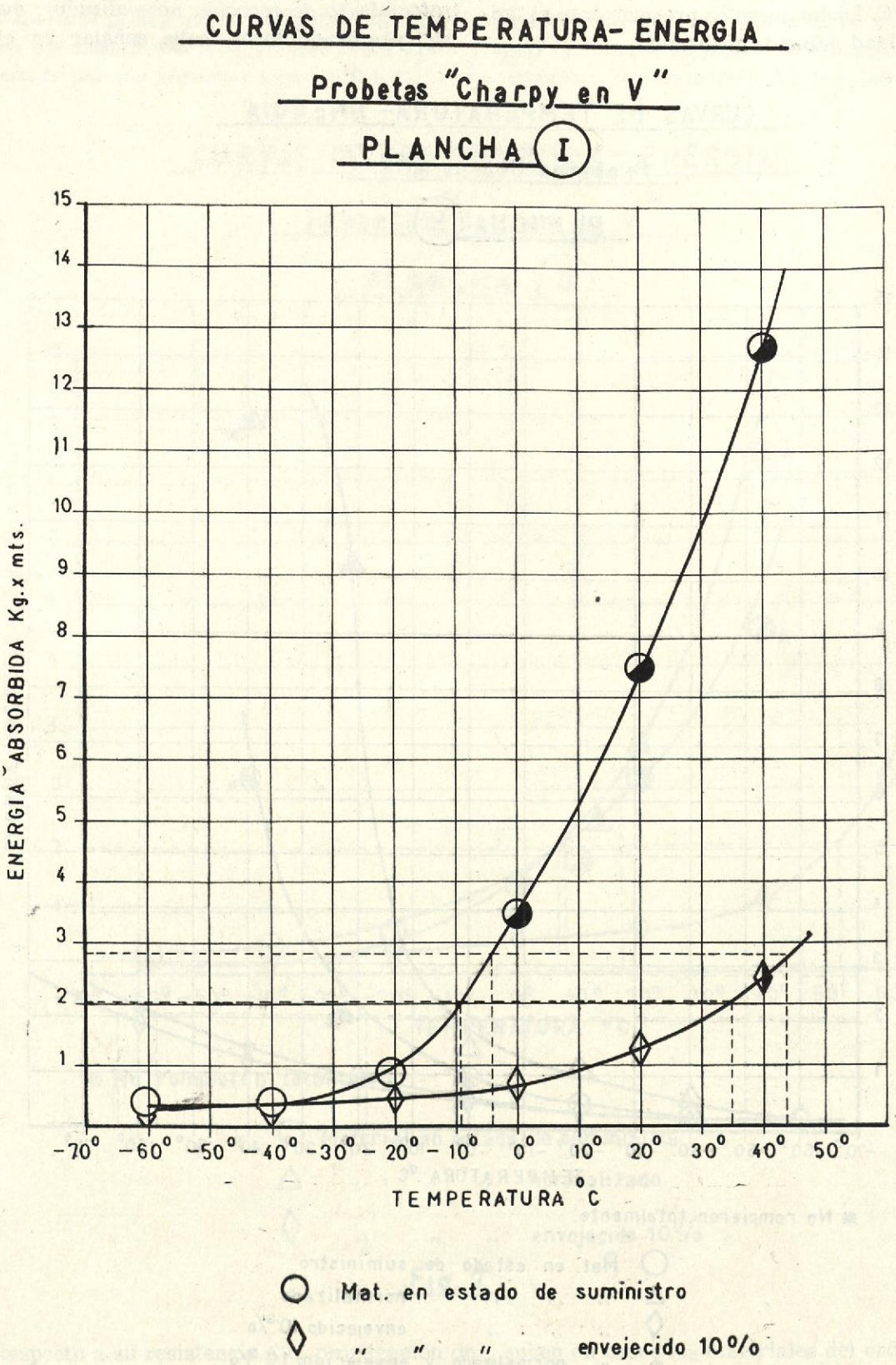
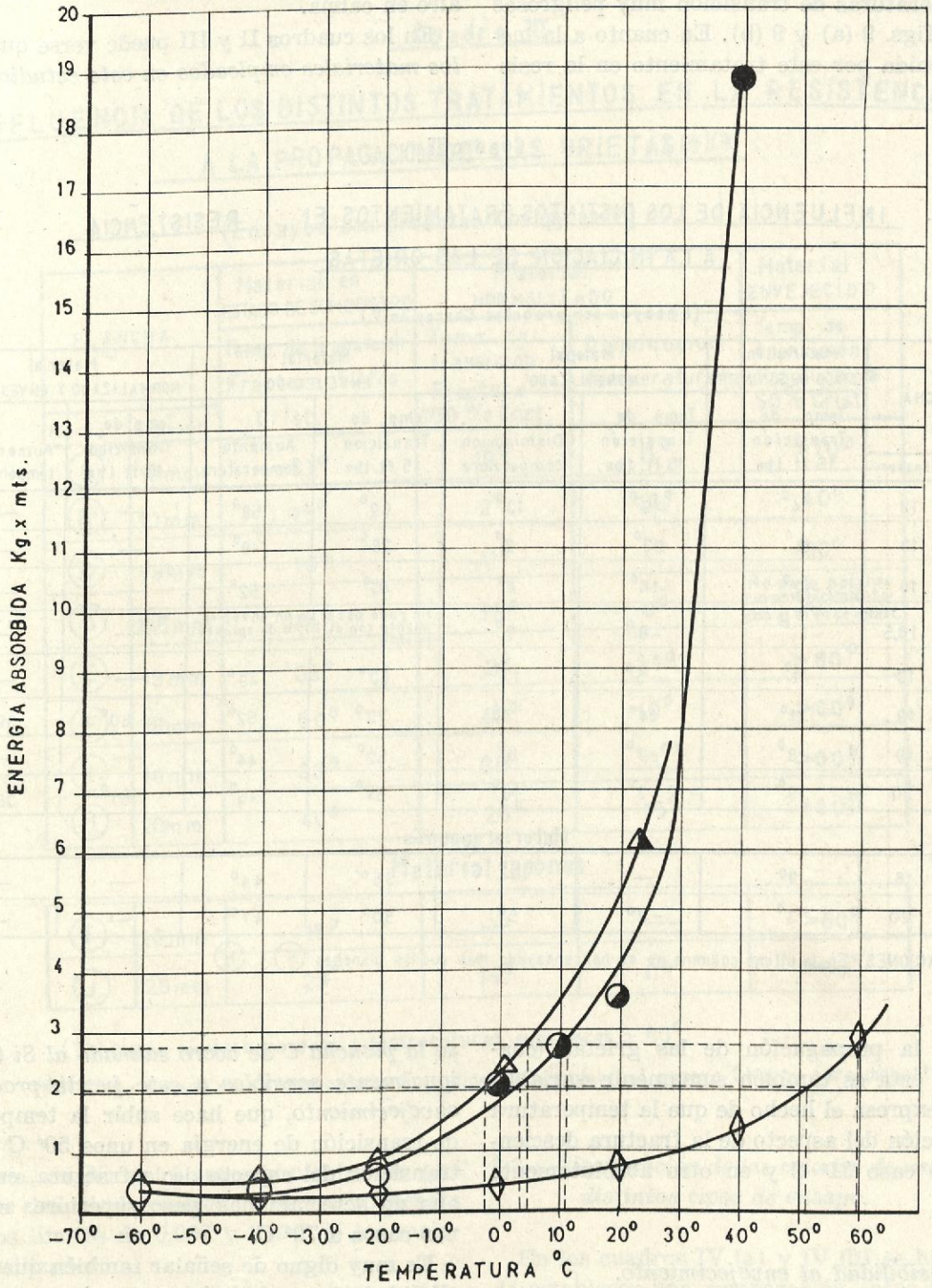

CURVAS DE TEMPERATURA- ENERGIA
Probetas "Charpy en V"
PLANCHA I
ENERGIA ABSORBIDA Kg.x mts.
15
14
13
12
11
10
9
8
7
6
5
4
3
2
1
-70° -60° -50° -40° -30° -20° -10° 0° 10° 20° 30° 40° 50°
TEMPERATURA °C
Mat. en estado de suministro
" " " envejecido 10%

Fig. 8 (a)

## CURVAS DE TEMPERATURA – ENERGIA

### Probetas "Charpy en V"

### PLANCHA (J)




○ Material en estado de suministro.

△ " " " normalizado

◇ " " " envejecido 10 %.

Fig. 8 (b)

dro II que la temperatura de transición llega a descender en algunos casos hasta 17°; pero en otros la mejoría se limita sólo a unas cuantas unidades, permaneciendo las planchas F, G y H con temperaturas de transición muy peligrosas todavía (figs. 9 (a) y 9 (b). En cuanto a la mejora obtenida por este tratamiento en la resistencia a la propagación de las grietas (cuadro III), ésta es también sumamente variable, como lo expresa el hecho de que la temperatura de transición del aspecto de la fractura desciende en un caso 31° C y en otro absolutamente nada.

### 3.2.—*Sensibilidad al envejecimiento.*

Veinticuatro barretas de cada una de las ocho planchas, cortadas de la forma que se indica en la figura 10, sufrieron un aplastamiento de un 10 por 100 sobre su cara bruta de laminado, terminándose después de maquinar sin que la herramienta tocase la cara aplastada. A continuación se mantuvieron en un horno a 250° C, durante treinta minutos, enfriándose después al aire en calma.

En los cuadros II y III puede verse que *todos los materiales empleados en este estudio, incluso la plancha C de acero calmado al Si* (*), *son igualmente sensibles a este fuerte proceso de envejecimiento,* que hace subir la temperatura de transición de energía en unos 50° C y la de transición del aspecto de la fractura, en cifras aún no determinadas, pero superiores en algunos casos a 70° C.

Es muy digno de señalar también que la *sensibilidad al envejecimiento disminuye de manera apreciable con un normalizado previo,* según

Cuadro II

INFLUENCIA DE LOS DISTINTOS TRATAMIENTOS EN LA RESISTENCIA A LA INICIACION DE LAS GRIETAS

(Ensayos con probetas Charpy en V)

| PLANCHA | | Material en ESTADO DE SUMINISTRO | Material NORMALIZADO | | Material ENVEJECIDO | | Material NORMALIZADO Y ENVEJECIDO | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Marca | Espesor | Temp. de Transición 15 ft.lbs. | Temp. de Transición 15 ft. lbs. | Disminución temperatura | Temp. de Transicion 15 ft. lbs. | Aumento temperatura | Temp. de Transición 15 ft.lbs. | Aumento temperatura |
| A | 19 | 4° | -9° | 13° | 62° | 58° | — | — |
| B | 13 | -11° | -13° | 2° | 38° | 49° | — | — |
| C | 19 | -12° | -16° | 4° | 40° | 52° | — | — |
| D | 10,5 | -1° | -8° | 7° | No pudo hacerse un envejecimiento con el 10% de aplastamiento | | — | — |
| E | 13 | 11° | -6° | 17° | 60° | 49° | — | — |
| F | 18 | 21° | 14° | 7° | 73° | 52° | 60° | 39° |
| G | 19 | 8° | 7° | 1° | 52° | 44° | — | — |
| H | 20 | 19° | 3° | 16° | 64° | 45° | 57° | 38° |
| Material japonés | | | | | | | | |
| I | 16 | -9° | — | — | 35° | 44° | — | — |
| J | 20 | 3° | -2° | 5° | 50° | 47° | — | — |

OBSERVACIONES—En la ultima columna no se han ensayado mas que las planchas F y H

(*) Unicamente la desoxidación adicional con aluminio hace al acero insensible al fenómeno que nos ocupa, por llevar al nitrógeno al estado de nitruro de aluminio.

puede comprobarse en el caso de los aceros marcas F y H, en que se ha seguido dicho proceso.

En la figura 11 se ha pretendido destacar la influencia del $N_2$ en el envejecimiento, sin que podamos deducir la existencia de tal influencia entre los límites de 0,007 y 0,017 de los materiales utilizados.

El ensayo de envejecimiento que hemos efectuado aquí fué el recomendado hasta hace poco por el Instituto Internacional de la Soldadura para los aceros del grupo D; pero como realmente resulta difícil de relacionar este tratamiento con el trabajo que sufre el material en los barcos, ha sido sustituído en la última reunión del citado organismo por un ensayo de resiliencia a — 20° C.

**Cuadro III**

**INFLUENCIA DE LOS DISTINTOS TRATAMIENTOS EN LA RESISTENCIA A LA PROPAGACION DE LAS GRIETAS (*)(*)**

(Ensayos con probetas Charpy en V)

| PLANCHA | | Material en ESTADO DE SUMINISTRO | Material NORMALIZADO | | Material ENVEJECIDO |
|---|---|---|---|---|---|
| Marca | Espesor | Temp. de transición Fractura 50 % Crist. | Temp. de transición Fractura 50 % Crist. | Disminución temperatura | Temp. de transición Fractura * 50 % Crist. |
| A | 19 mm | 21° | 10° | 11° | >70° |
| B | 13 mm | 15° | 2° | 13° | 40° |
| C | 19 mm | -10° | -11° | 1° | 60° |
| D | 10,5 mm | 15° | 15° | 0° | No pudo hacerse un envejecimiento con el 10% de aplast. |
| E | 13 mm | 33° | 2° | 31° | >60° |
| F | 18 mm | 50° | 40° | 10° | >60° |
| G | 19 mm | 33° | 30° | 3° | >60° |
| H | 20 mm | 40° | 25° | 15° | >60° |
| **Material japonés** | | | | | |
| I | 16 mm | 15° | — | — | >60° |
| J | 20 mm | 29° | 18° | 11° | >60° |

(*) No se hicieron ensayos a temperaturas superiores a 60°.

(*)(*) Se discute en la memoria la posibilidad de emplear el ensayo Charpy para dicho fin.

3.3.—*Clasificación de las coladas de acero según distintos tipos de ensayo.*

En los cuadros IV (a) y IV (b) se ha tratado de establecer una comparación entre la clasificación de los aceros por el ensayo Charpy en V, llevado a cabo a temperaturas entre — 60° y + 40° y la deducida ensayando los mismos materiales mediante probetas Schnadt a tempera-

tura de + 20° C y probetas tipo Van der Veen, también a + 20° C, pero de un espesor constante de 10 mm., para intentar analizar la calidad de las coladas, prescindiendo por un momento de lo que este ensayo puede decirnos respecto a la peligrosidad de los productos elaborados (apéndice 2).

Refiriéndonos al cuadro IV (a), *en el que hemos procurado reunir los criterios que pudieran servir para valorar la resistencia a la iniciación de las grietas,* apreciamos que las probetas de "dinacidad", por darnos valores prácticamente iguales, no nos sirven para clasificar estos aceros; las de "resilacia" o "ponatopia" y "coheracia", nos dan una clasificación que no coincide muy bien en todos los casos con la obtenida de las curvas temperatura-resiliencia del ensayo Charpy en V, y, finalmente, la energía correspondiente a la máxima carga de las probetas Van der Veen de espesor constante, nos da una

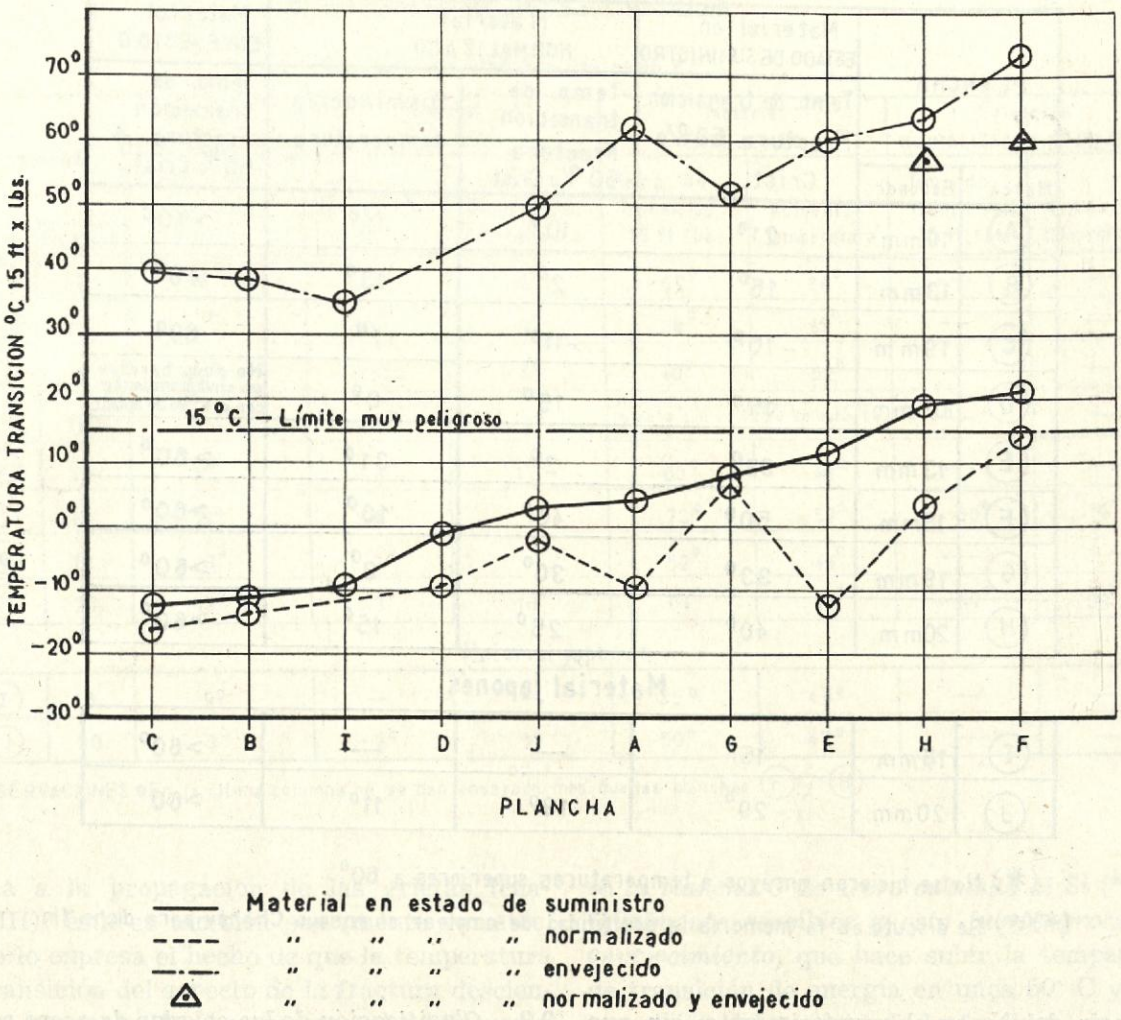
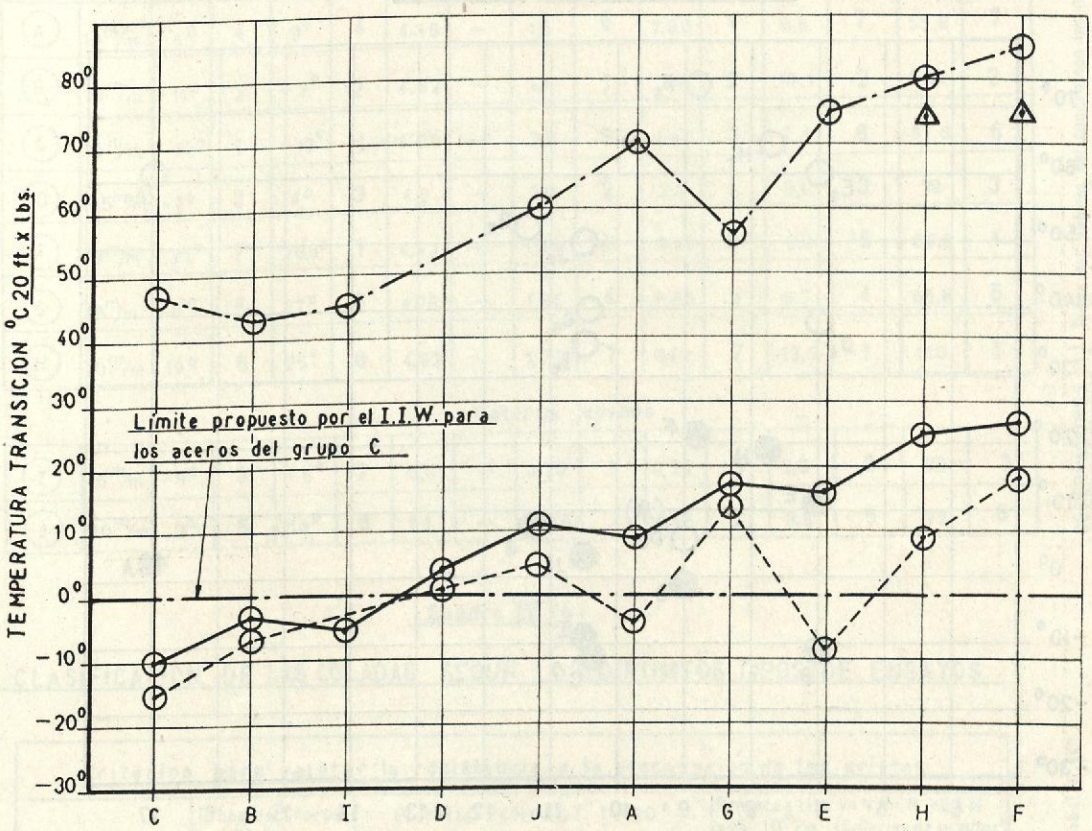



Fig. 9 (a)

clasificación totalmente diferente a los ensayos anteriores, *confirmando el hecho de que todos ellos miden resistencias muy distintas y directamente relacionadas con la geometría particular de la entalladura empleada en cada caso y la forma especial de aplicación de la carga.*

En el cuadro IV (b), *en el que hemos reunido los criterios que pudieran servir para valorar la resistencia a la propagación de las grietas, apreciamos una mejor coincidencia de todos los métodos considerados,* que aunque, por un lado, *nos*




Material en estado de suministro
" " " " normalizado
" " " " envejecido
" " " " normalizado y envejecido

Fig. 9 (b)

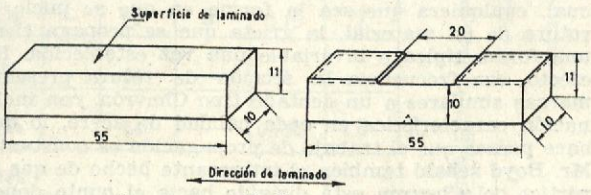



Fig. 10

*confirma en la idea que teníamos sobre la gran docilidad de los ensayos en que interviene el aspecto de la fractura* (*), no deja de sorprendernos, por otro, el que la probeta Charpy pueda competir en esta cuestión con la de Van der Veen, de mucha mayor altura de sección.

Insistiendo un poco sobre este pequeño punto, señalaremos que la energía de un ensayo Charpy está integrada por el trabajo necesario para iniciar la rotura y por aquel consumido en su propagación, por lo que parece que este ensayo debería ser incapaz de diferenciar el comportamiento anterior a la fractura de aquél durante la misma, y que para ello habría que utilizar las probetas Van der Veen, Navy Tear o Tipper, de mayor altura y que no implican im-

(*) Con referencia al aspecto de las fracturas de buques, uno de los trabajos de más interés fué el presentado por Mr. Boyd en el año 1952, y titulado "Lecciones que se deducen del aspecto de las fracturas", según el cual, cualquiera que sea la forma en que se inicie la rotura de un material, la grieta que se propaga tiene una forma típica e invariable una vez establecida. En efecto, con frecuencia la sección de rotura presenta marcas similares a un dentado tipo Chevrón, con inclinación característica en cada calidad de acero, lo que hace pensar que el trabajo de propagación es constante. Mr. Boyd señaló también el interesante hecho de que el vértice del Chevrón está dirigido hacia el punto donde se ha iniciado la rotura.

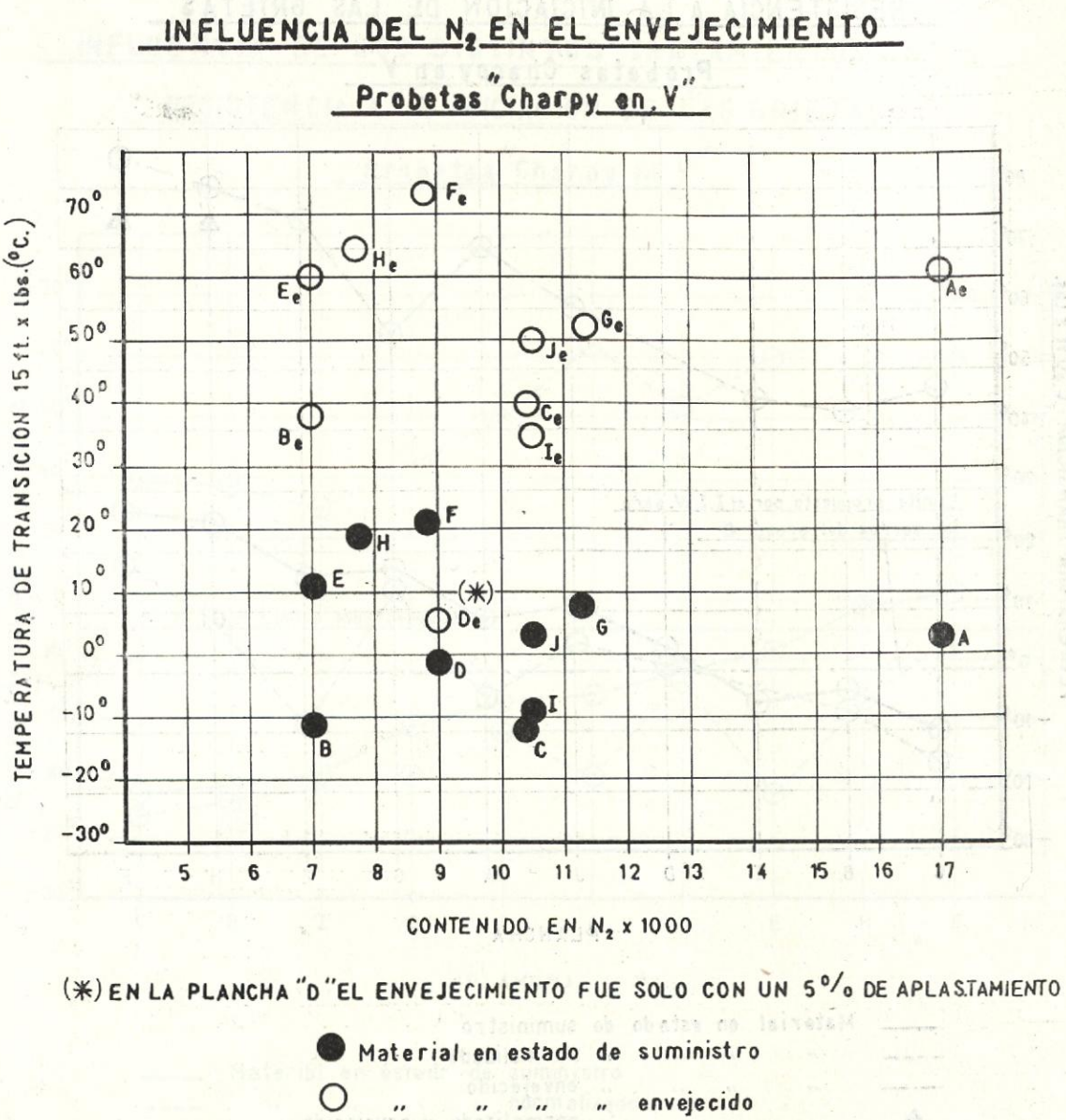



Fig. 11

## Cuadro IV (a)

## CLASIFICACION DE LAS COLADAS SEGUN LOS DISTINTOS TIPOS DE ENSAYOS

| Criterios para valorar la resistencia a la iniciación de las grietas | | | | | | | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| PLANCHA | | Temp. de Transición Probetas "CHARPY en V" | | | | Probetas "SCHNADT" T= 20 °C | | | | | | Probetas tipo "VAN DER VEEN" Esp. = 10 m/m T=20°C | | | |
| | | Energia 15 ft.x lbs. | | Energia 20 ft x lbs. | | DINACIDAD Energia absorbida | | RESILACIA Energia absorbida | | COHERACIA Energia absorbida | | Flecha hasta la max. carga (Criterio de su autor) | | Energia hasta la max. carga (Nuevo criterio) | |
| | | Columna 1 | | Columna 2 | | Columna 3 | | Columna 4 | | Columna 5 | | Columna 6 | | Columna 7 | |
| Marca | Espesor | Valor | Orden | Valor | Orden | Valor | Orden | Valor | Orden | Valor | Orden | Valor | Orden | Valor | Orden |
| A | 19 m/m | 4° | 4 | 9° | 4 | 4,36 | — | 1,5 | 5 | 1,36 | 4 | 6,6 | 7 | 55,8 | 7 |
| B | 13 m/m | -11° | 2 | -3° | 2 | 4,82 | — | 3,1 | 1 | 2,1 | 2 | 10,1 | 2 | 87,1 | 2 |
| C | 19 m/m | -12° | 1 | -10° | 1 | 4,00 | — | 2,5 | 3 | 1,42 | 3 | 7,1 | 6 | 61,6 | 6 |
| D | 10,5 m/m. | -1° | 3 | 4° | 3 | 4,2 | — | 2,6 | 2 | 2,2 | 1 | 9,1 | 3 | 79 | 3 |
| F | 18 m/m | 21° | 7 | 26,5° | 7 | 4,93 | — | 1,45 | 6 | 0,45 | 6 | 8,3 | 5 | 68,8 | 4 |
| G | 19 m/m | 8° | 5 | 17° | 5 | 4,78 | — | 1,86 | 4 | 0,60 | 5 | 8,7 | 4 | 65,8 | 5 |
| H | 20 m/m | 19° | 6 | 25° | 6 | 4,92 | — | 1,33 | 7 | 0,40 | 7 | 13,3 | 1 | 110 | 1 |
| **Material japonés** | | | | | | | | | | | | | | | |
| I | 16 m/m | -9° | 3 | -5° | 2 | 6,6 | — | 3,70 | 1 | 0,75 | 5 | 9,6 | 3 | 85 | 3 |
| J | 20 m/m | 3° | 5 | 10° | 6 | 6,1 | — | 3,25 | 2 | 0,55 | 7 | 8,6 | 5 | 72 | 5 |

OBSERVACIONES: 1) Todos los valores del cuadro son las medias de 3 probetas con una dispersión inferior al 30 %.

2) Del acero (E) no hubo material suficiente.

## Cuadro IV (b)

## CLASIFICACION DE LAS COLADAS SEGUN LOS DISTINTOS TIPOS DE ENSAYOS

| Criterios para valorar la resistencia a la propagación de las grietas | | | | | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| PLANCHA | | Probetas "Charpy en V" Temperatura Transicion fractura 50% Crist. | | Probetas "SCHNADT" T= 20° | | | | | | Probetas tipo "VAN DER VEEN" esp. 10 m/m (Criterios de su autor) | | | |
| | | | | Dinacidad Fractura % Ductil | | Resilacia Fractura % Ductil | | Coheracia Fractura % Ductil | | m/m fibrosos bajo la entalladura | | Relacion entre cargas de rotura cristalina y max. | |
| | | Col 1 | | Col. 2 | | Col. 3 | | Col. 4 | | Col 5 | | Col. 6 | |
| Marca | Espesor | Valor | Orden | Valor | Orden | Valor | Orden | Valor | Orden | Valor | Orden | Valor | Orden |
| A | 19 | 21° | 4 | 100% | — | 10% | 6 | 0% | — | 63 | 5 | 0 | — |
| B | 13 | 15° | 2 | 100% | — | 100% | — | 77% | 1 | 67 | — | 0 | — |
| C | 19 | -10° | 1 | 100% | — | 100% | — | 54% | 3 | 67 | — | 0 | — |
| D | 10,5 | 15° | 3 | 100% | — | 100% | — | 60% | 2 | 67 | — | 0 | — |
| F | 18 | 50° | 7 | 100% | — | 10% | 7 | 0% | — | 59 | 6 | 0,15 | 7 |
| G | 19 | 33° | 5 | 100% | — | 27% | 4 | 0% | — | 67 | — | 0 | — |
| H | 20 | 40° | 6 | 100% | — | 22% | 5 | 0% | — | 56 | 7 | 0,132 | 6 |
| **Material japonés** | | | | | | | | | | | | | |
| I | 16 | 15° | 4 | 100% | — | 27% | 4 | 20% | 4 | 57 | 8 | — | — |
| J | 20 | 29° | 6 | 100% | — | 100% | — | 15% | 5 | 60 | 6 | — | — |

OBSERVACIONES.— 1) Todos los valores del cuadro son las medias de 3 probetas con una dispersión inferior al 30 %.

2) Del acero (E) no hubo material.

pacto; *sin embargo, a nuestro juicio, la energía absorbida en probeta Charpy puede darnos una idea de la resistencia a la iniciación de las grietas, estando el aspecto de su fractura relacionado con la resistencia a la propagación.*

dros V con los correspondientes de los cuadros IV, y muy en especial los referentes a los ensayos Van der Veen, observamos que la calificación de los productos terminados (probetas conservando el espesor), en lo que respecta al

Cuadros V (a) y V (b)

CLASIFICACION DE LOS PRODUCTOS SIDERURGICOS CON PROBETAS CONSERVANDO SU ESPESOR

(a)

| Criterios para valorar la resistencia a la iniciación de las grietas | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| PLANCHA | | Probetas de "VAN DER VEEN" T= 20°C Flecha hasta la máxima carga | | Probetas de "SOETE" T= 20°C Flecha hasta la máxima carga | |
| | | Columna 1 | | Columna 2 | |
| Marca | Espesor | Valor | Orden | Valor | Orden |
| A | 19 | 9,8 | 3 | 12,5 | 2 |
| B | 13 | 9,3 | 5 | 6,1 | 6 |
| C | 19 | 7,5 | 7 | 9,2 | 4 |
| D | 10,5 | 9 | 6 | 4,6 | 7 |
| F | 18 | 12,2 | 2 | 10,1 | 3 |
| G | 19 | 9,5 | 4 | 8,4 | 5 |
| H | 20 | 14,6 | 1 | 16,6 | 1 |
| Material Japonés | | | | | |
| I | 16 | 8,3 | 8 | 8,6 | 6 |
| J | 20 | 9,5 | 4 | 16,3 | 2 |

(b)

| Criterios para valorar la resistencia a la propagación de las grietas | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| PLANCHA | | Probetas de "VAN DER VEEN" T=20°C Criterio de su autor m/m fibroso bajo la entalladura | | Probetas de "SOETE" T= 20°C Criterio de su autor Relación c/h | |
| | | Columna 1 | | Columna 2 | |
| Marca | Espesor | Valor | Orden | Valor | Orden |
| A | 19 | 51,5 | 6 | 0,22 | 5 |
| B | 13 | 67 | — | 0,48 | 4 |
| C | 19 | 67 | — | 1 | 1 |
| D | 10,5 | 67 | — | 1 | 2 |
| F | 18 | 56,5 | 5 | 0,06 | 7 |
| G | 19 | 67 | — | 0,80 | 3 |
| H | 20 | 41,5 | 7 | 0,11 | 6 |
| Material Japonés | | | | | |
| I | 16 | 54 | 6 | 0,71 | 4 |
| J | 20 | 48 | 8 | 0,35 | 6 |

OBSERVACIONES 1) Del acero E no hubo material suficiente

### 3.4.—*Clasificación de los productos siderúrgicos terminados.*

En los cuadros V (a) y V (b) se ha pretendido hacer una comparación de los ensayos que, por conservar el espesor de las planchas, tratan de clasificar la tenacidad a la entalladura de los productos siderúrgicos terminados.

Dichos cuadros están construídos con los resultados obtenidos en los ensayos de flexión lenta entallada de Soete y de Van der Veen, llevados a cabo a la temperatura de 20° C, y puede verse en ellos que, aunque los dos métodos coinciden en general, existe, en lo que respecta a la apreciación de la resistencia a la iniciación de grietas, bastante desacuerdo con la plancha C.

Si se comparan ahora los valores de los cua-

peligro de iniciación de grietas (cuadro V (a), columna 1) es por completo distinta de la obtenida para las coladas (probetas de dimensión constante, cuadro IV (a), columnas 6 y 7); pero, en cambio, en lo que respecta a la propagación de las roturas, hay una buena coincidencia entre ambos cuadros (cuadro V (b), columna 1, y cuadro IV (b), columna 5), como si esta última característica fuese dependiente más bien de la calidad metalúrgica que del espesor del material, coincidiendo en ello con la opinión de Mr. Boyd.

### 3.5.—*El ensayo Van der Veen.*

Este ensayo, que fué expuesto por su autor en el año 1952, tiene la ventaja de ser una prue-

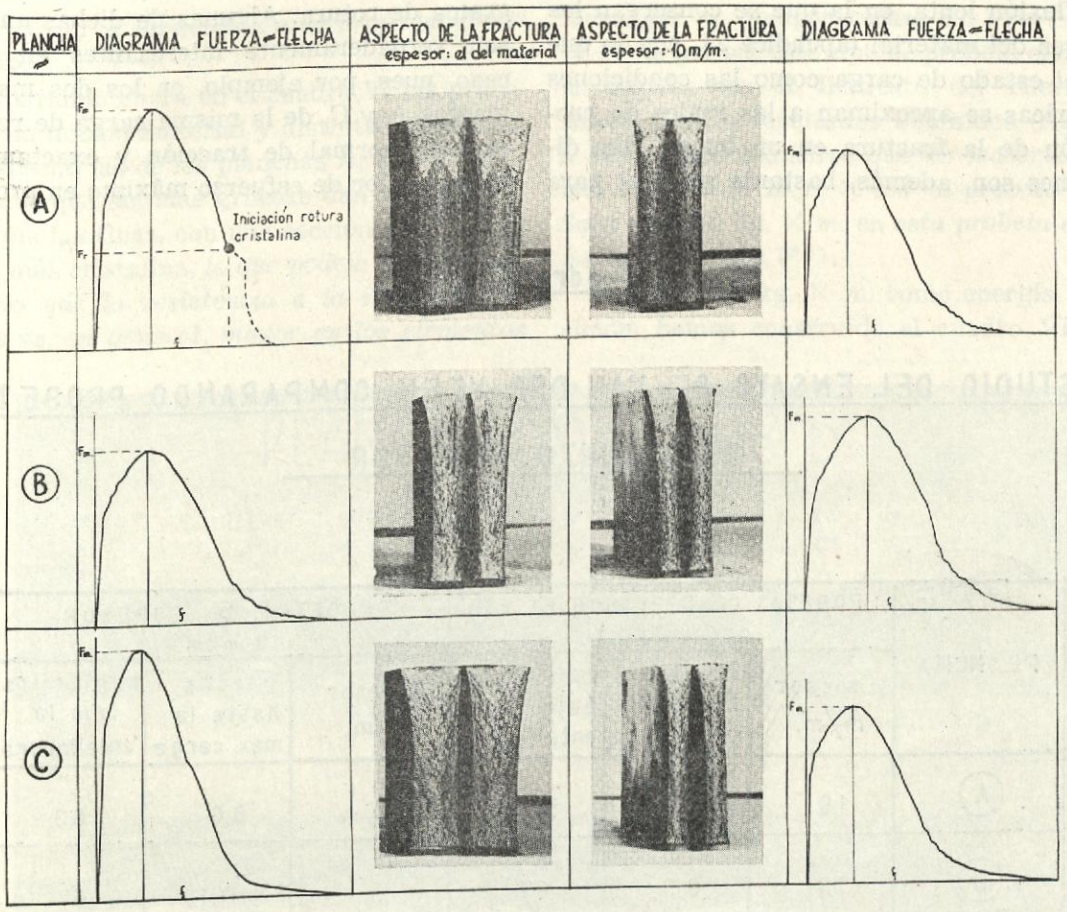



Foto núm. 2

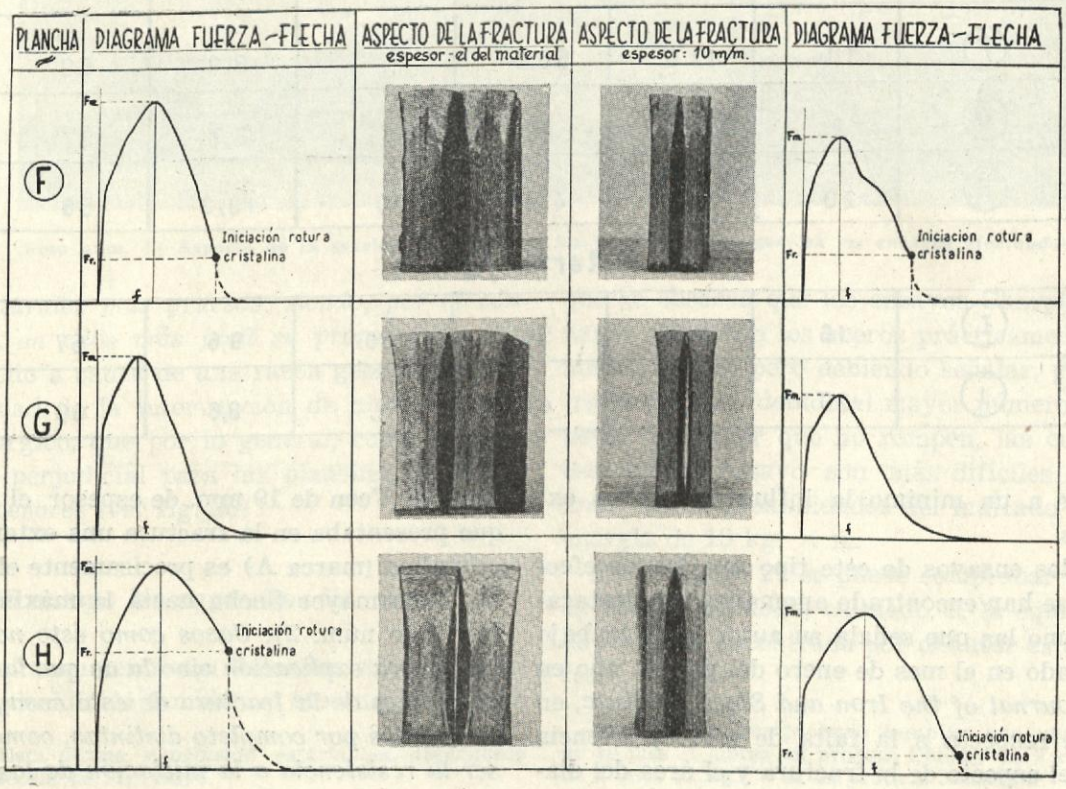



Foto núm. 3

ba de flexión lenta, en la que se conservan los espesores del material (apéndice 2), con lo que tanto el estado de carga como las condiciones geométricas se aproximan a las reales de propagación de la fractura en un buque. Sus dimensiones son, además, bastante grandes para reducir a un mínimo la influencia de los extremos.

En los ensayos de este tipo que hemos efectuado se han encontrado anomalías tan destacadas como las que señala su autor en el trabajo publicado en el mes de enero del pasado año en *The Journal of the Iron and Steel Institute*, en lo que respecta a la falta de correspondencia entre el aspecto de la fractura y el área del diagrama de rotura. Algunas de dichas anomalías son verdaderamente interesantes en nuestro caso, pues, por ejemplo, en los dos materiales marcas A y C, de la misma carga de rotura en probeta normal de tracción y exactamente el mismo valor de esfuerzo máximo en probeta de Van der Veen de 19 mm. de espesor, el material que presentaba en la fractura una extensa zona cristalina (marca A) es precisamente el que había dado mayor flecha hasta la máxima carga (ver foto núm. 2). *Casos como éste no pueden tener otra explicación sino la de que la flecha y el aspecto de la fractura de este ensayo miden cualidades por completo distintas, como pueden ser la resistencia a la iniciación de las grietas,*

## Cuadro VI

## ESTUDIO DEL ENSAYO DE VAN DER VEEN COMPARANDO PROBETAS DE DISTINTO ESPESOR

| PLANCHA | PROBETAS CONSERVANDO EL ESP. DEL MATERIAL | | | PROBETAS DE ESPESOR 10 m/m. | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | Espesor m/m. | Flecha hasta la max. carga | m/m. fibrosos bajo la entalladura | Espesor m/m. | Flecha hasta la max. carga | m/m. fibrosos bajo la entalladura |
| A | 19 | 9,8 | 51,5 | 10 | 6,6 | 63 |
| B | 13 | 9,3 | 67 | " | 10,1 | 67 |
| C | 19 | 7,5 | 67 | " | 7,1 | 67 |
| F | 18 | 12,2 | 56,5 | " | 8,3 | 59 |
| G | 19 | 9,5 | 67 | " | 8,7 | 67 |
| H | 20 | 14,6 | 41,5 | 10 | 13,3 | 56 |
| **Material japonés** | | | | | | |
| I | 16 | 8,3 | 54 | 10 | 9,6 | 57 |
| J | 20 | 9,5 | 48 | " | 8,6 | 60 |

*la primera, y la resistencia a su propagación, el segundo.*

Comparando ahora en el cuadro VI las probetas de un mismo material y distintos espesores, y en especial las de las planchas A, F y H, comprobamos que las más gruesas dan flechas mayores que las finas, con una sección de fractura mucho más cristalina, *lo que podría interpretarse como que la resistencia a la iniciación de grietas es, en general, mayor en los elementos estructurales más gruesos, siendo, por el contrario, en ellos más fácil su propagación* (*). Todo ello a causa de una razón geométrica, sin necesidad de la intervención de ningún factor metalúrgico, que por lo general, como es sabido, es perjudicial para las planchas de mayores espesores (ver fig. 26).

3.6.—*El ensayo Mesnager* (ver foto núm. 4).

Simultáneamente con todos los ensayos anteriores, decidimos también el efectuar el ensayo Mesnager a temperaturas entre —60° y + 40° C, por ser este tipo de probeta el adoptado en España por el Instituto del Hierro y del Acero. De los resultados obtenidos (figuras 12 a 19) parece deducirse que *un material que dé una energía de* 15 *ft* × *lbs en probeta Charpy, dará unos* 10 *kg.* × *m. en esta probeta a la misma temperatura* (**).

Tomando 10 kg. × m. como energía de transición, hemos construído el cuadro VII, en el que se observa que los ensayos Charpy y Mesnager clasifican los aceros prácticamente en el mismo orden; pero debiendo señalar, por nuestra parte, que, debido al mayor número de probetas Mesnager que no rompen, las curvas de este último ensayo son más difíciles de construir en las proximidades del indicado nivel de energía de 10 kg. × m.

En la figura 20 se puede comprobar que, con excepción del acero calmado C, la equivalencia de energías encontrada por el autor es casi perfecta.

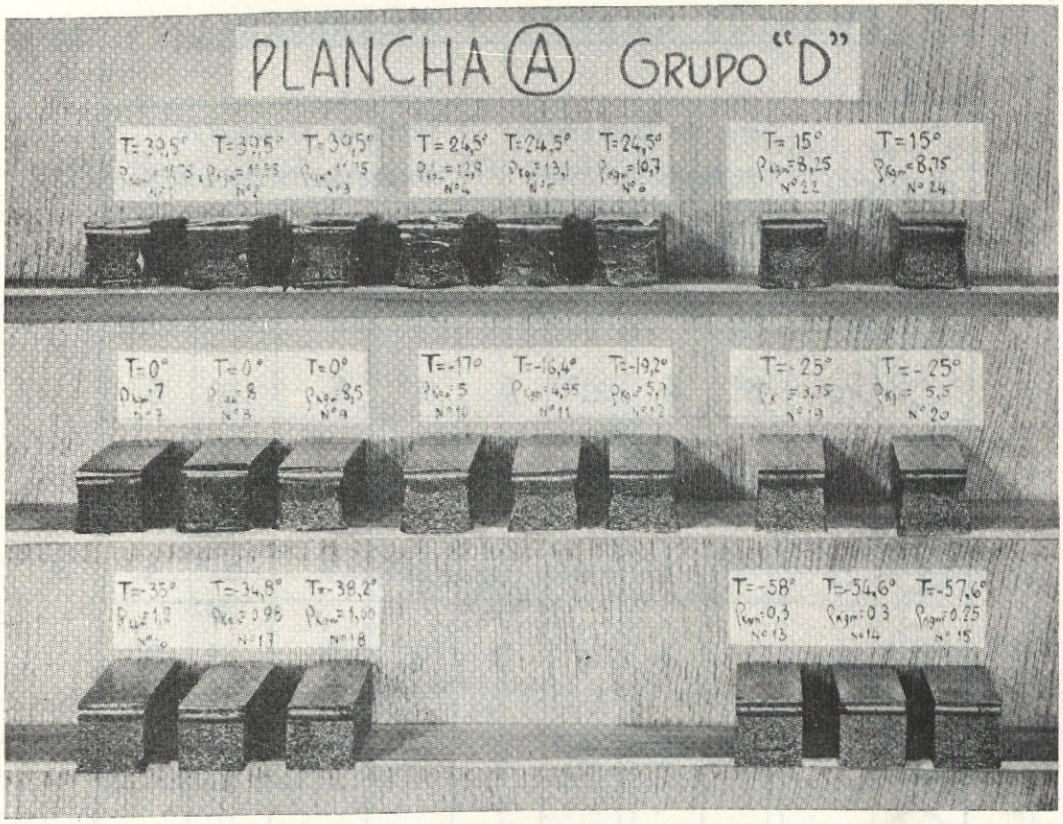



**Foto núm. 4.—Aspecto de la sección de rotura de las probetas Mesnager, en los ensayos efectuados entre — 60° y + 40°.**

(*) Esta última conclusión estaría en desacuerdo con la teoría de Mr. Boyd.

(**) Hemos comprobado también que una energía de 20 pies × libras en probeta Charpy en V corresponde a unos 12 kg. × m en probeta Mesnager.

3.7.—*Relación entre el ensayo de tracción y la temperatura de transición.*

En las figuras 21 y 22 se han llevado en el eje de abcisas los porcentajes de estricción obtenidos en probeta DIN larga y en ordenadas las temperaturas de transición 15 ft × lbs en una de ellas y de 50 por 100 área fibrosa en la otra. En ninguna de las dos figuras se ve una relación muy clara; pero, en conjunto, creemos apreciar una mayor correspondencia entre la estricción y el aspecto de la fractura que entre

## Cuadro VII

## CLASIFICACION DE LOS ACEROS MEDIANTE LOS ENSAYOS CHARPY Y MESNAGER

| PLANCHA | | Temp. de Transición Probetas "CHARPY V" | | | | Temp. de transición Probetas "MESNAGER" | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | Columna 1 | | Columna 2 | | Columna 3 | | Columna 4 | |
| | | ENERGIA 15 Ft-lbs. | | FRACTURA 50% Crist. | | ENERGIA 10 kg x mt. | | FRACTURA 50 % Crist. | |
| Marca | Espesor | Valor | Orden | Valor | Orden | Valor | Orden | Valor | Orden |
| A | 19 | 4° | 4 | 21° | 4 | 9° | 5 | 12° | 5 |
| B | 13 | -11° | 2 | 15° | 2 | -10° | 2 | -13° | 2 |
| C | 19 | -12° | 1 | -10° | 1 | -31° | 1 | -33° | 1 |
| D | 10,5 | -1° | 3 | 15° | 3 | 0° | 3 | -4° | 3 |
| E | 13 | 11° | 6 | 33° | 6 | 12° | 6 | 15° | 7 |
| F | 18 | 21° | 8 | 50° | 8 | 19° | 8 | 37° | 8 |
| G | 19 | 8° | 5 | 33° | 5 | 17° | 7 | 12° | 6 |
| H | 20 | 19° | 7 | 40° | 7 | 5° | 4 | 5° | 4 |
| **Material japonés** | | | | | | | | | |
| I | 16 | -9° | 3 | 15° | 3 | -10° | 3 | 0° | 5 |
| J | 20 | 3° | 5 | 29° | 6 | 1° | 5 | -2° | 4 |

la estricción y la energía absorbida, lo que puede interpretarse, en cierto modo, como una indicación de que el porcentaje de estricción está más directamente relacionado con la capacidad de detener una grieta que con el de la resistencia a su iniciación.

*mo consecuencia de que existe, por lo menos, otro factor simultáneo tan decisivo como él; el tamaño del grano ferrítico* (ver fig. 23). Por análoga razón resulta aún menos destacada la influencia perniciosa del C en la figura 25 (*).

En la figura 26, si se prescinde del acero C

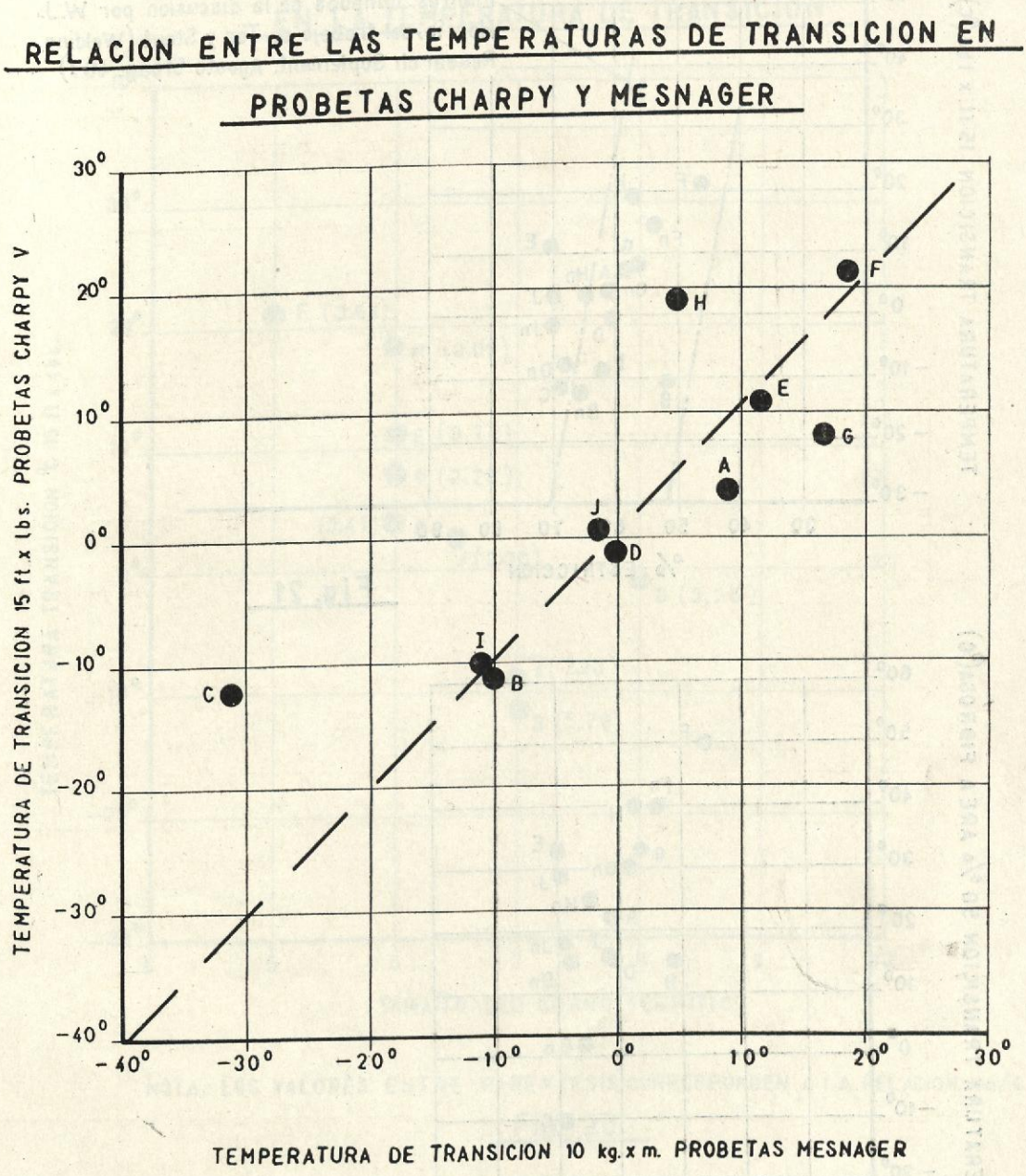



Fig. 20

3.8.—*Influencia del tamaño del grano, del contenido en carbono, de la relación Mn/C y del espesor del producto terminado.*

En la figura 24 no se *aprecia en absoluto la gran influencia que tiene la relación Mn/C, co-*

calmado y del acero B de gran relación Mn/C,

(*) El efecto de la adición de manganeso al acero puede decirse que es doble, pues no solamente al aumentar el mismo decrece la temperatura de transición, sino que al permitir bajar, para una misma resistencia, el contenido en carbono se produce una nueva mejoría en este sentido.

## RELACION ENTRE LA ESTRICCION EN PROBETAS DE TRACCION Y LA TEMPERATURA DE TRANSICION

### Probetas "Charpy en V"

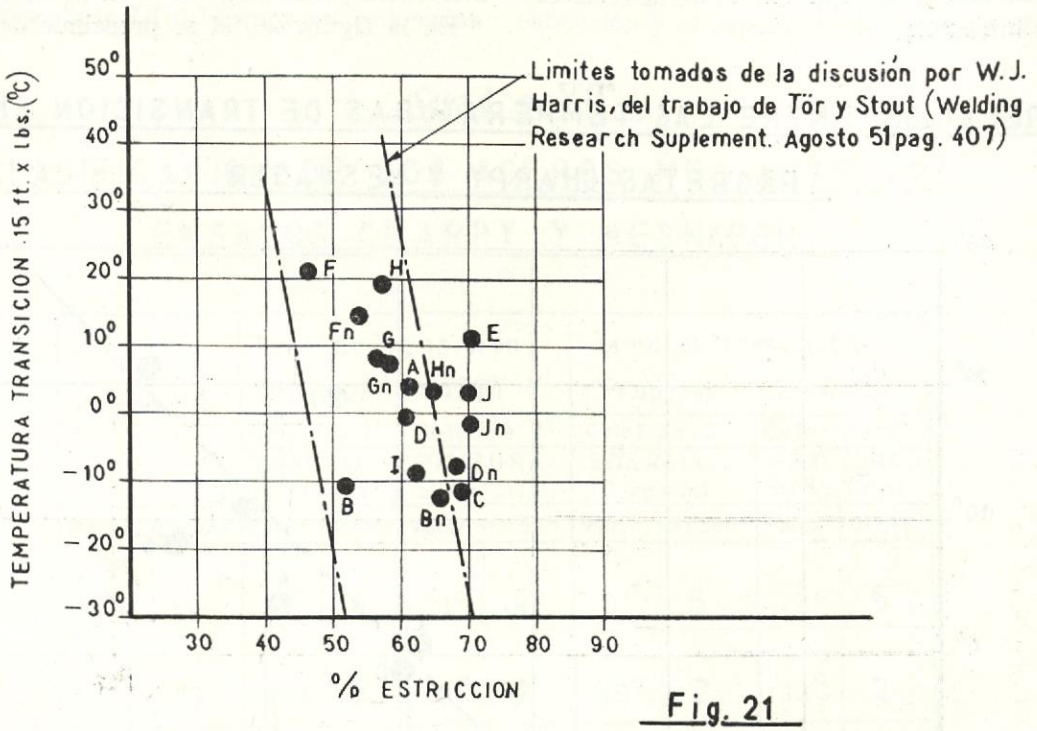



Fig. 21

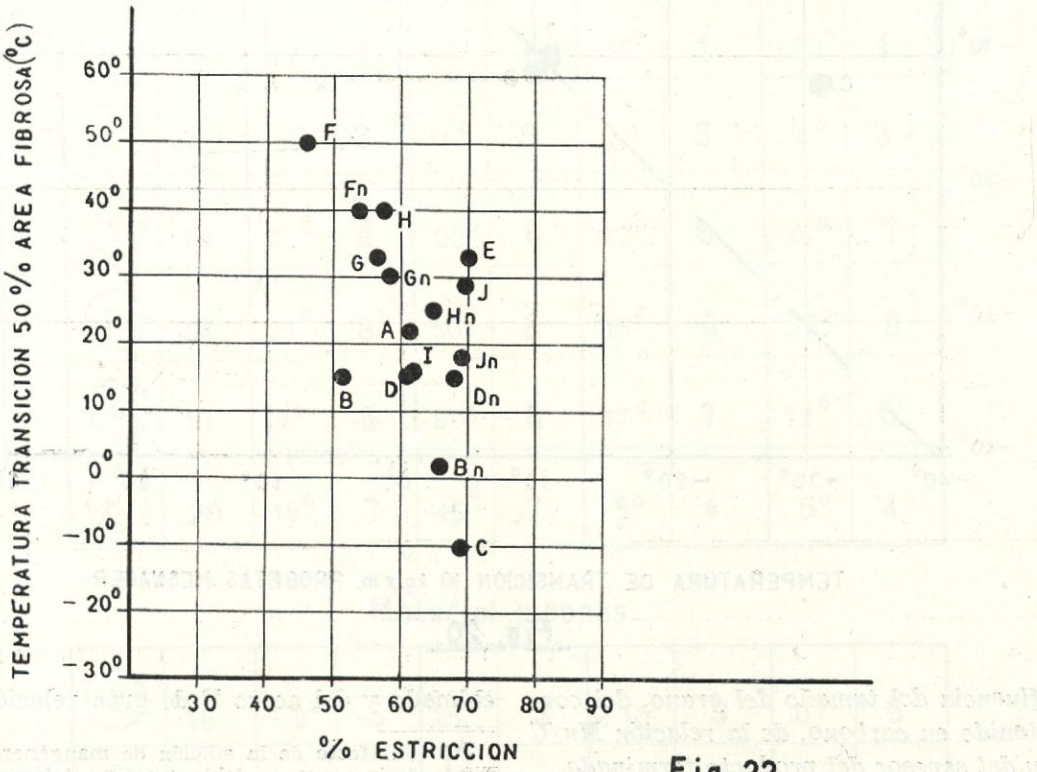
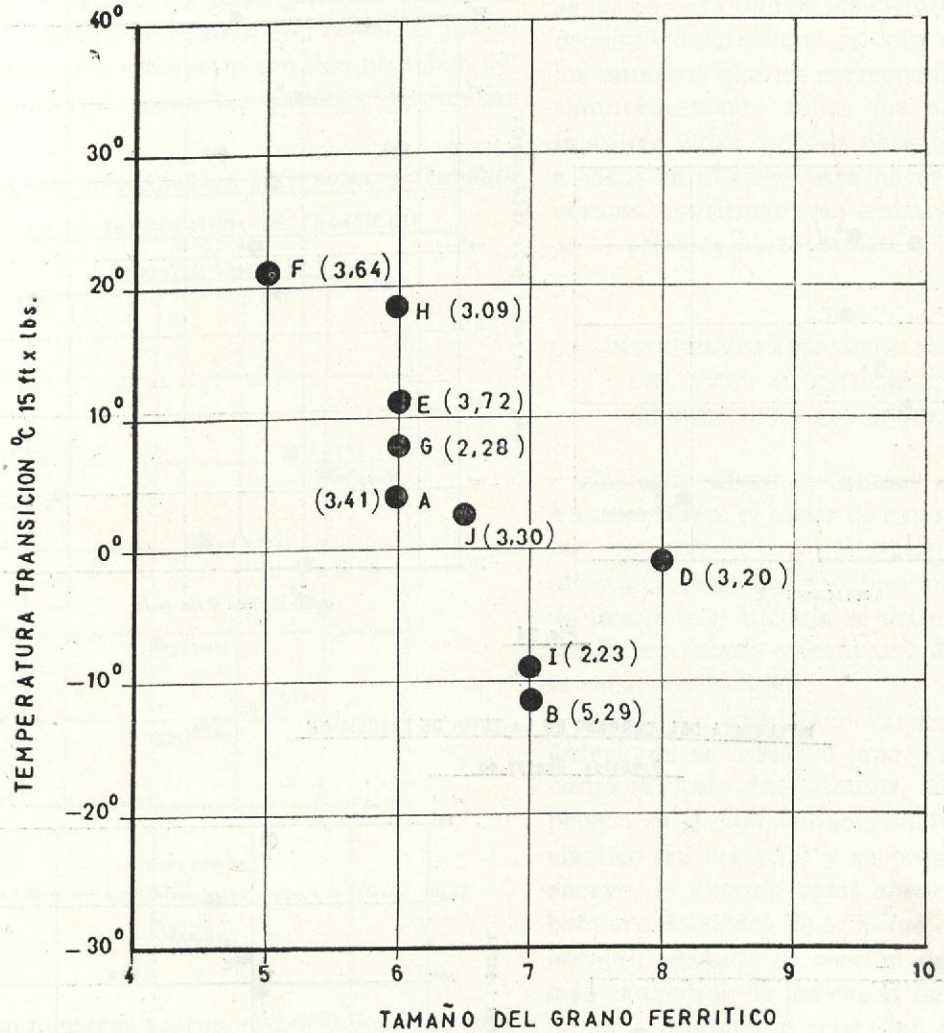



Fig. 22

NOTA: Los puntos marcados con el subindice "n" pertenecen a probetas tomadas de los trozos de planchas que han sido normalizados.

*se aprecia una cierta tendencia al aumento de la temperatura de transición con el espesor de*

espesor aumenta se eleva la triaxialidad de las tensiones de la construcción, al mismo tiempo




NOTA: LOS VALORES ENTRE PARENTESIS CORRESPONDEN A LA RELACION Mn/C

Fig. 23.

*las planchas.* Esta es indudablemente la razón de que las sociedades, tales como el Lloyd Register y el American Bureau of Shipping, clasifiquen las planchas en tres grupos, según los espesores. Desde el punto de vista del constructor y de las fábricas siderúrgicas, lo más grave del problema consiste en que a medida que el

que disminuye la resiliencia de las planchas empleadas (**).

(**) La razón de que las planchas gruesas tengan una mayor temperatura de transición se atribuye a temperaturas de laminado más altas y grados de enfriamiento menores, por lo que en igualdad de condiciones hay que esperar un mayor beneficio de la normalización de las planchas gruesas.

3.9.—*Influencia de la soldadura sobre la fragilidad de las zonas afectadas por el calor del arco.*

Los ensayos se efectuaron a los siete días de elaboradas las probetas, dibujándose curvas como la indicada en la figura 27 para la plancha A, *en la que la temperatura de transición más alta se presenta a unos 10 ó 15 mm. de la soldadura* (zona parcialmente transformada) y alcanza valores francamente elevados, aunque

INFLUENCIA DE LA RELACION Mn/C EN LA TEMP. DE TRANSICION

Probetas "Charpy en V"

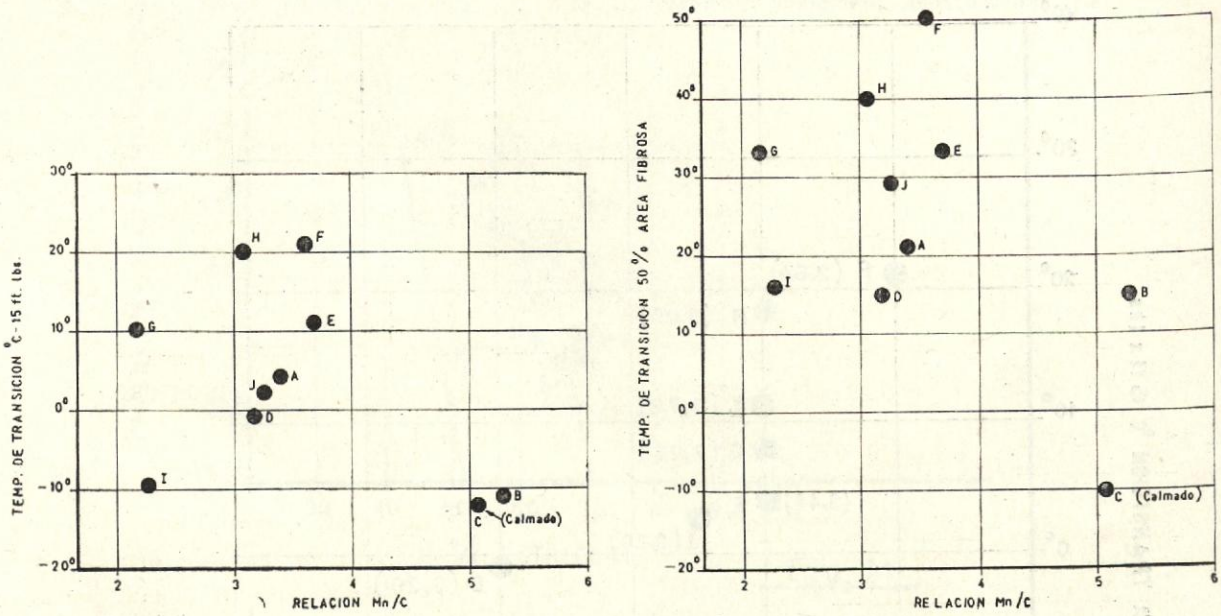



Fig. 24

INFLUENCIA DEL CARBONO EN LA TEMP. DE TRANSICION

Probetas "Charpy en V"

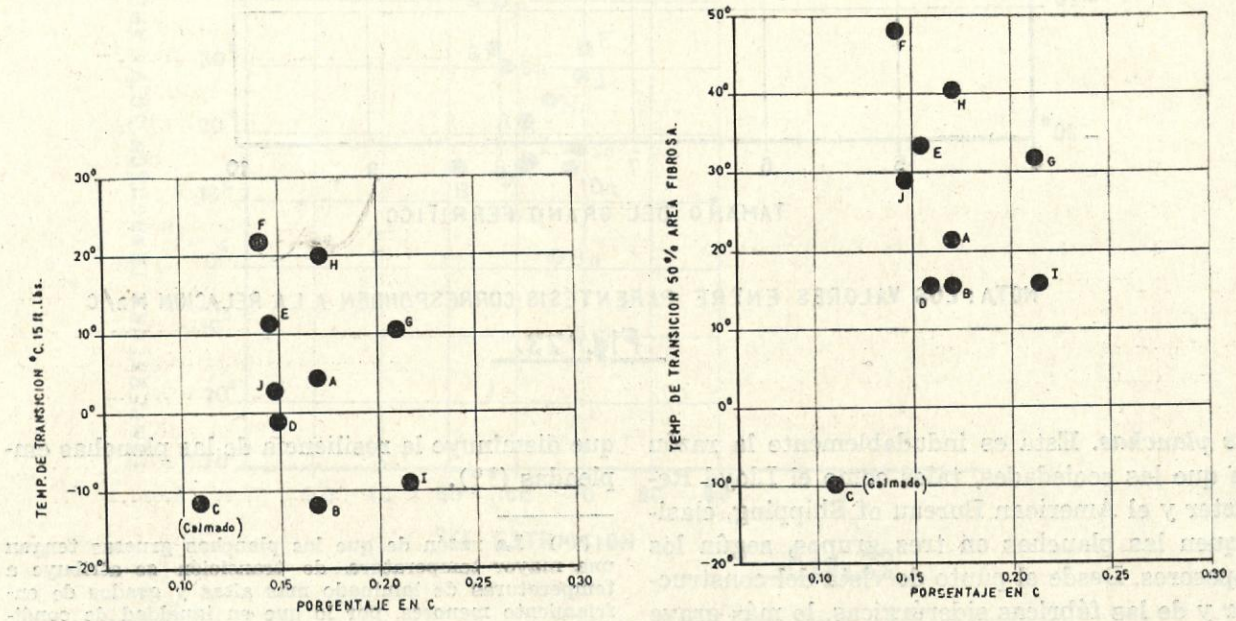
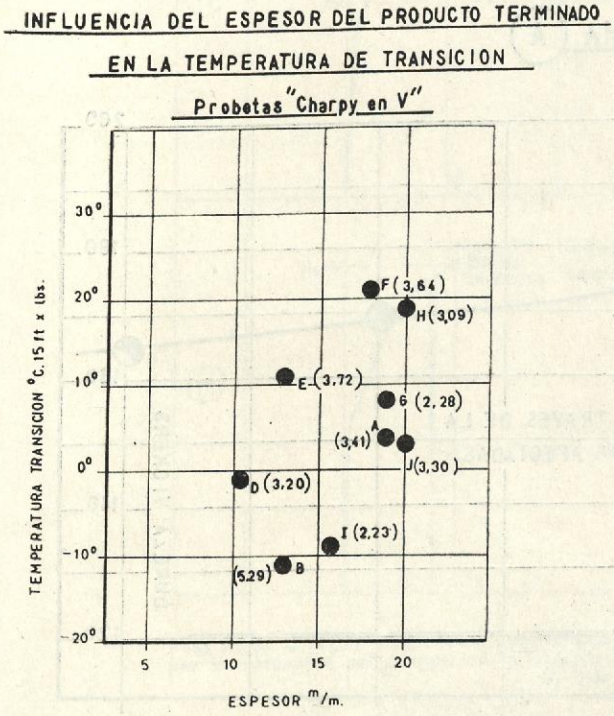



Fig. 25

muy inferiores a los obtenidos en el material de base con el tratamiento de envejecimiento de un 10 por 100.

### 4.—Ensayos efectuados en la factoría de La Carraca con material japonés.

Habiéndose recibido en nuestra factoría una importante partida de acero japonés, que en su mayor parte era de calidad efervescente, juzgamos interesante el repetir con dos planchas del citado material todas las pruebas efectuadas




NOTA Los valores entre parentesis corresponden a la relación Mn/C

Fig. 26

antes con nuestros aceros, elaborándose con este fin 320 probetas, que con las 1.350 correspondientes a la primera parte de este trabajo, totalizan en 1.670 los ensayos efectuados.

El material en cuestión, lo mismo que el ensayado anteriormente, venía provisto del certificado del Lloyd Register of Shipping para su empleo en buques soldados (*) y las planchas elegidas fueron marcadas con las letras I y J.

El resultado de las pruebas se ha incluído en la parte inferior de los cuadros de esta Memoria y en las figuras correspondientes, observándose en las figuras 9 (a) y (b) que *sus resultados son algo superiores al término medio de los aceros españoles ensayados; pero que, no obstante lo cual, la temperatura de transición del acero marca J rebasa también el límite superior fijado por el I. I. W.*

En cuanto al orden de clasificación que hemos dado a los resultados de estos nuevos ensayos en cada uno de los cuadros de la Memoria, debemos aclarar que se han señalado en ellos los números que les corresponden al considerar simultáneamente todos los aceros ensayados. Respecto a los valores obtenidos, aunque muy escasos en número para hacer conclusiones generales, confirman, sin embargo, los resultados de la primera parte de este trabajo.

### 5.—Interesante aplicación del ensayo de Van der Veen al estudio de la propagación de grietas en los buques.

Haciendo diversos tanteos con el ensayo de Van der Veen, el autor de estas líneas creyó haber encontrado una aplicación de gran interés al estudio de lo que acontece en un buque, cuando una grieta iniciada se detiene algún tiempo, por haber cesado o desaparecido temporalmente la carga de trabajo.

En efecto, ensayando varias de las planchas anteriores se observó que *si retirábamos la carga durante dos minutos,* en un punto de la prueba en el cual se había sobrepasado el límite elástico del material y se proseguía después el ensayo, *la energía total absorbida por la probeta era del orden de la mitad que en un ensayo normal,* pasando la sección de fractura, en el más exagerado de los casos, de ser inicialmente mixta a totalmente cristalina (véase en la foto número 5 el ensayo de la plancha H).

Esta observación a que nos referimos sobre el efecto de la detención de la carga en el ensayo de Van der Veen fué comunicada por el autor a la última Asamblea Internacional del Instituto de la Soldadura celebrada en Florencia, habiendo sido encontrada de gran interés por algunos miembros de dicho organismo, y muy en especial por Mr. Boyd, destacado investigador del Lloyd Register of Shipping en el problema de roturas de buques soldados. Precisamente, por consejo de dicho investigador, he-

(*) Literalmente, los certificados dicen: "Weldable Steel Plates for Marine and General Constructions."

mos repetido de nuevo el citado experimento con diferentes niveles de carga y tiempos variables de detención.

Los resultados de esta segunda parte de los ensayos, que se han llevado a cabo con las planchas I y J, de origen japonés, están contenidos en los cuadros VIII (a) y (b), en los que se ha tratado de comparar los valores obtenidos en el ensayo normal (condición 1.ª), con los deducidos en las siguientes condiciones:

2.ª Retirando la carga por espacio de dos minutos, antes de haber pasado el límite elástico del material en ningún punto.

3.ª Retirando la carga durante dos minutos, después de haber sobrepasado el límite elástico.

4.ª Retirando la carga durante treinta minutos, después de haber sobrepasado el límite elástico.

5.ª Haciendo el ensayo con material normalizado, en la forma usual o retirando la carga durante dos minutos, después de haber sobrepasado el límite elástico.

Podemos observar que en la plancha I las diferencias son poco acusadas en los cuatro primeros ensayos; pero encontramos, en cambio, un incremento señalado en la energía total obtenida con el material normalizado, aumento que está constituído principalmente por la mayor energía absorbida hasta el momento de iniciación de las grietas.

En la plancha marca J los resultados son aún más interesantes, apreciándose cómo *la energía total absorbida disminuye señaladamente con el mayor período de suspensión de la carga,* hasta llegar a ser sólo un 60 por 100 de la deducida en el ensayo normal, cuando la detención es de

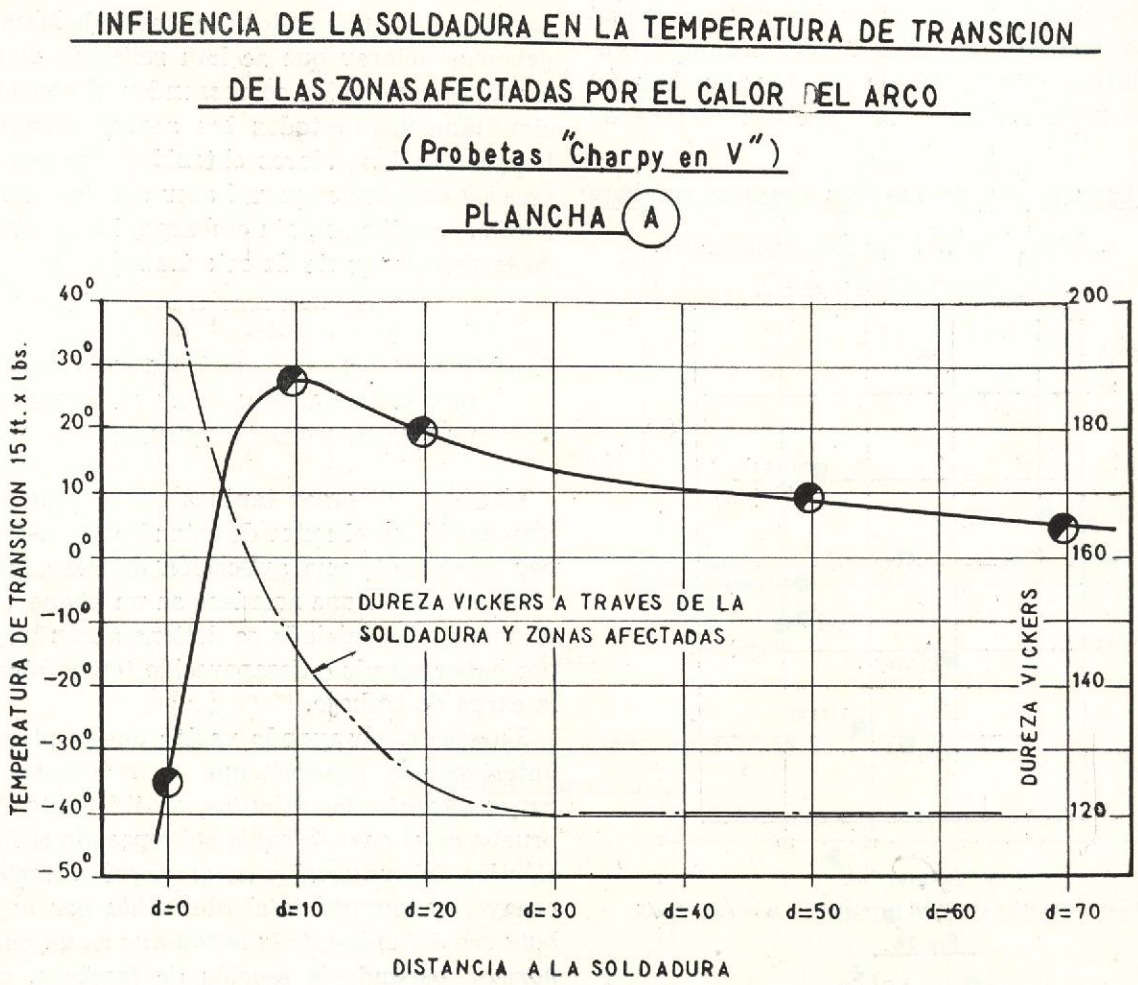



Fig. 27

treinta minutos. El material normalizado, al igual que en el caso de la plancha I, da valores superiores en lo que respecta a la energía absorbida hasta la iniciación de la grieta, pero no en cuanto a la propagación de la misma.

2.° *El tratamiento de normalizado,* equivalente al que se da usualmente a las planchas para calderas, *mejora notablemente algunos de los aceros efervescentes, pero en otros apenas se aprecia mejoría alguna.*

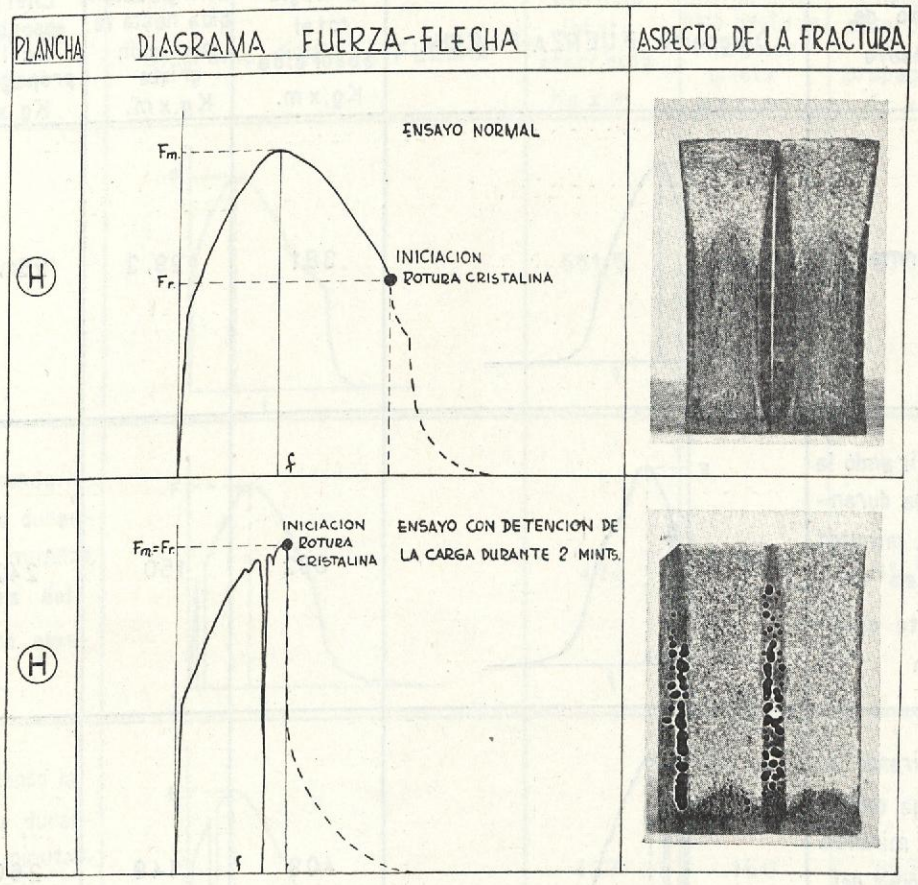



**Foto núm. 5.—Cambio en la energía absorbida y en el aspecto de la fractura, originado por la detención del ensayo en la plancha H. La carga se retiró durante dos minutos en esta prueba.**

Esta aplicación del ensayo Van der Veen es, como puede verse, mny prometedora; pero para poder sacar conclusiones de un orden general, respecto a la fractura de los aceros, necesitaríamos hacer un mayor número de pruebas.

## 6.—Conclusiones sobre los aceros ensayados y su posibilidad de mejoramiento.

1.° *Los aceros efervescentes ensayados son en su mayor parte frágiles e inadecuados para su uso en las zonas críticas de los buques soldados,* razón por la cual la factoría de La Carraca, de la Empresa Bazán, ha solicitado aceros totalmente calmados para las citadas zonas críticas de los buques últimamente contratados.

3.° En los casos ensayados, *la sensibilidad al envejecimiento ha disminuído con un normalizado previo.*

## 7.—Conclusiones de orden general.

A) Con respecto a la fractura frágil de los aceros, hay dos tipos fundamentales de criterios, a saber:

a) Los que dependen de la energía absorbida en los ensayos.

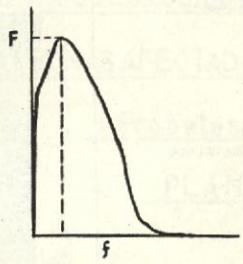
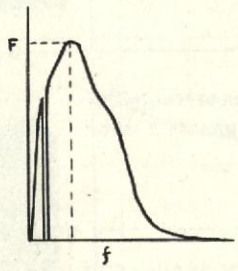
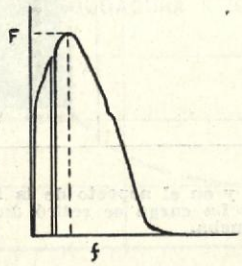
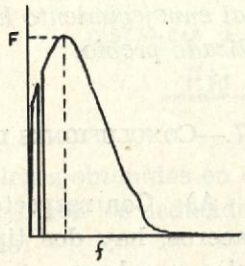
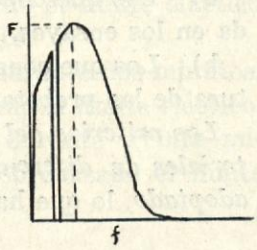
b) Los que consideran el aspecto de la fractura de las probetas ensayadas.

*Los criterios del tipo* a) *clasifican a los materiales de diferente manera, según el ensayo adoptado,* lo que hasta cierto punto es natural,

## Cuadro VIII (a)

## ESTUDIO DE LA PROPAGACION DE GRIETAS POR MEDIO DEL ENSAYO DE VAN DER VEEN

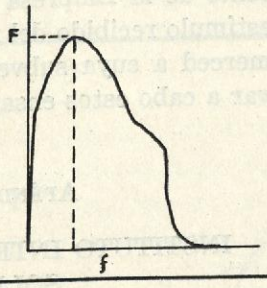
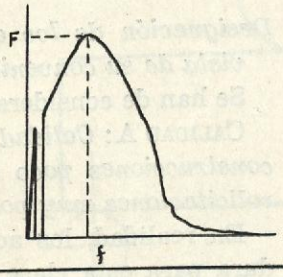
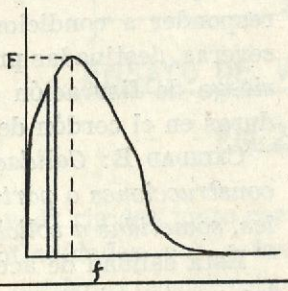
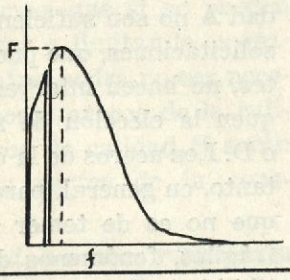
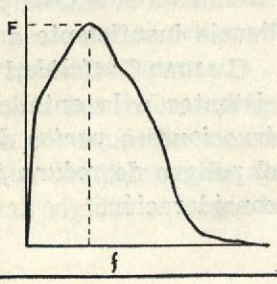
## PLANCHA (I)

| Tipo de ensayo | Diagrama FUERZA-FLECHA | Energia total absorbida Kg.x m. | Energia absorbida hasta la iniciación grieta Kg.x m. | Energia absorbida en la propagación Kg. x m. |
|---|---|---|---|---|
| Normal |   | 381 | 129,3 | 251,7 |
| Retirando la carga durante 2 minutos, antes del límite elástico |   | 392 | 150 | 242 |
| Retirando la carga durante 2 minutos, después del límite elástico. |   | 409 | 149 | 260 |
| Retirando la carga durante 30 minutos, después del límite elástico. |   | 386 | 142 | 244 |
| Material normalizado y retirando la carga durante 2 minutos, después del límite elástico. |   | 447,8 | 190,3 | 257,5 |

## Cuadro VIII (b)

## ESTUDIO DE LA PROPAGACION DE GRIETAS POR MEDIO DEL ENSAYO DE VAN DER VEEN

## PLANCHA (J)

| Tipo de ensayo | Diagrama FUERZA-FLECHA | Energia total absorbida Kg. x m. | Energia absorbida hasta la iniciación grieta Kg. x m. | Energia absorbida en la propagación Kg. x m. |
|---|---|---|---|---|
| Normal |   | 561,5 | 182,5 | 379 |
| Retirando la carga durante 2 minutos, antes del límite elástico. |   | 474 | 182,5 | 291,5 |
| Retirando la carga durante 2 minutos, después del límite elástico |   | 437 | 150 | 287 |
| Retirando la carga durante 30 minutos, despues del límite elástico. |   | 389,5 | 104,5 | 285 |
| Material normalizado, ensayo normal |   | 610 | 253 | 357 |

ya que todos ellos incluyen la energía necesaria para la iniciación de la rotura, y esta energía está muy directamente relacionada con las características geométricas del ensayo. *El ensayo de Van der Veen puede diferenciar, no obstante, la energía absorbida hasta la iniciación de aquella consumida en la propagación.*

*Los ensayos del tipo* b), *en los que se ha considerado como elemento de juicio el aspecto de la fractura, dan resultados mucho más coincidentes entre sí, lo que nos lleva a concluir que el citado aspecto corresponde a una característica más permanente del material, que indudablemente debe ser la resistencia a la propagación de grietas.* En esto coinciden probetas tan distintas como la Charpy en V, la Mesnager, Schnadt, Van der Veen y Soete, *por lo que pensamos que las tres primeras clases de barretas citadas, a pesar de su poca altura de sección, no deben eliminarse de entre los métodos para valorar la resistencia a la propagación,* como en un principio podría parecer natural.

B) De nuestros ensayos parece deducirse *que un material con una energía de 15 pies × libras en probeta Charpy en V, dará unos 10 kg. en probeta Mesnager a la misma temperatura,* conclusión que creemos de bastante interés, por ser este último ensayo el adoptado por el Instituto Español del Hierro y del Acero (*).

C) *El ensayo de Van der Veen es de gran interés en el estudio de la propagación de grietas iniciadas y detenidas temporalmente.*

D) Finalmente, *en lo que respecta a la influencia de la soldadura sobre la fragilidad de las zonas afectadas, las temperaturas de transición más altas, es decir, las zonas más peligrosas, se presentan a unos 10 ó 15 mm. del cordón,* y alcanzan valores francamente elevados, aunque muy inferiores a los obtenidos en el material de base con el tratamiento de envejecimiento de un 10 por 100.

## Bibliografía.

Es tan extensa la bibliografía existente sobre este tema y aquella consultada por el autor en esta ocasión, que ante la dificultad de citarla y verse por ello forzado a hacer una selección de las más importantes obras, con posibles injustas o molestas exclusiones, que se ha optado por no dar ninguna referencia al final de esta Memoria.

(*) Cuando se emplea el ensayo Mesnager hay un mayor número de probetas que no llegan a romper totalmente, y este es uno de los principales inconvenientes que presenta para dibujar las curvas de temperatura de resiliencia, necesarias para determinar la temperatura de transición.

## Reconocimiento.

El autor desea dar públicamente las gracias al Excmo. Sr. D. Luis Ruiz Jiménez, director gerente de la Empresa Nacional "Bazán", por el estímulo recibido del mismo en todo momento y merced a cuya subvención ha sido posible llevar a cabo estos ensayos.

## Apéndice núm. 1

## INSTITUTO INTERNACIONAL DE LA SOLDADURA

*Designación de los aceros desde el punto de vista de su conveniencia para la soldadura.*

Se han de considerar cuatro clases de aceros:

Calidad A: *Calidad ordinaria* utilizable en las *construcciones poco importantes,* sometidas a *solicitaciones muy poco intensas.*

En realidad, los aceros empleados en soldadura para esta clase de construcciones deben responder a condiciones extremadamente poco severas, destinadas principalmente a eliminar el riesgo de fisuración o de formación de sopladuras en el cordón de soldadura.

Calidad B: *Calidad normal* utilizable en las *construcciones o partes de construcción normales, sometidas a solicitaciones normales.*

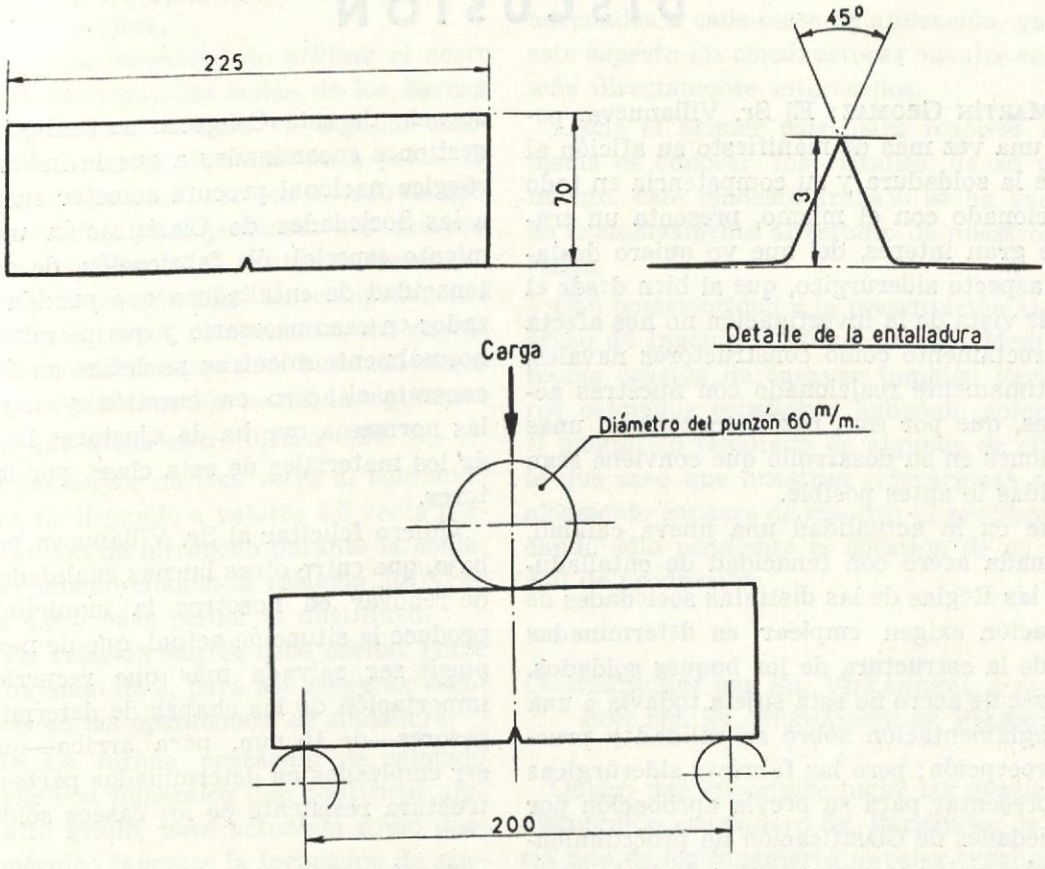
Esta calidad de acero se justifica para todas las construcciones en que los aceros de la calidad A no son suficientes, pero en las cuales las solicitaciones, que pueden ser ya muy importantes, no hacen intervenir fenómenos que justifiquen la elección de aceros de las calidades C o D. Los aceros de la calidad B se justifican, por tanto, en general, para las construcciones en las que no es de temer que se presenten roturas frágiles, fenómenos de envejecimiento, susceptibilidad a la entalla y, eventualmente, una resiliencia insuficiente a bajas temperaturas.

Calidad C: *Calidad perfeccionada* o aceros resistentes a la entalla, utilizables en las *construcciones o partes de construcción* en las que el peligro de *rotura frágil* debe tomarse ya en consideración.

Se consideran expuestas a las roturas frágiles las construcciones que, por causa de sus formas constructivas o de sus condiciones de ejecución, presentan una elevada rigidez junto con la posibilidad de discontinuidades que, a las temperaturas de servicio, pueden provocar roturas frágiles. Es de observar que si se pueden tomar medidas para evitar o limitar la propagación de fisuras eventuales, podrá no ser necesario utilizar exclusivamente aceros de la calidad C, sino que los aceros de calidad B serán suficientes para algunas partes de la construcción.

CALIDAD D: *Alta calidad,* o aceros resistentes a la entalla, utilizables en las *construcciones o partes de construcción* en las que el peligro de *rotura frágil* es de temer particularmente.

Se consideran expuestas a las roturas frágiles las construcciones que, por causa de sus formas constructivas o de sus condiciones de ejecución, presentan una gran rigidez y la posibilidad de discontinuidades que a las temperaturas de servicio pueden provocar roturas frágiles.




ENSAYO DE VAN DER VEEN

Fig. 28

APÉNDICE NÚM. 2

EL ENSAYO DE VAN DER VEEN

Las dimensiones de la probeta se indican en la parte alta de la figura 28. Su espesor es el correspondiente al material de que ha sido extraída. La entalladura se ejecuta con ayuda de una cuchilla de acero al cromo con una dureza de 64 unidades Rockwell-C y afilada en ángulo vivo, de tal forma que el radio de la entalladura resulte del orden de 0,015 mm. como máximo. La profundidad de la entalladura es de 3 mm. y su ángulo de 45°.

La carga se aplica en la forma indicada en la parte baja de la figura 28 citada, debiendo ser la velocidad de aplicación de unos 20 mm/min.

La integración del diagrama esfuerzo-flecha nos da la carga de trabajo absorbida.

# DISCUSION

SR. MARTÍN GROMAZ: El Sr. Villanueva, poniendo una vez más de manifiesto su afición al tema de la soldadura y su competencia en todo lo relacionado con el mismo, presenta un trabajo de gran interés, del que yo quiero destacar un aspecto siderúrgico, que si bien desde el punto de vista de la investigación no nos afecta muy directamente como constructores navales, está íntimamente realcionado con nuestras actividades, que por esta razón encuentran unas limitaciones en su desarrollo que conviene sean suprimidas lo antes posible.

Existe en la actualidad una nueva calidad, denominada acero con tenacidad de entalladura, que las Reglas de las distintas sociedades de clasificación exigen emplear en determinadas partes de la estructura de los buques soldados. Esta clase de acero no está sujeta todavía a una clara reglamentación sobre su calidad y pruebas de recepción; pero las fábricas siderúrgicas deben presentar para su previa aprobación por las Sociedades de Clasificación un procedimiento de fabricación y unas normas de tratamiento del acero de esta calidad, para que éste pueda ser empleado en determinadas partes de la estructura soldada del buque.

Esta situación es provisional, ya que actualmente funcionan comités técnicos en los que están interesadas tanto las Sociedades de Clasificación como las fábricas siderúrgicas, para llegar lo más pronto posible a una determinación de características de estos aceros y a una reglamentación para su recepción y pruebas, que permita a los inspectores aceptar o rechazar estos materiales con la misma o parecida facilidad con que ahora proceden con los de tipo corriente. Pero, mientras tanto, en los astilleros españoles nos encontramos en situación difícil, ya que para planchas de determinados espesores en construcciones soldadas no podemos obtener de la industria nacional el acero de calidad apropiada.

Considero de gran interés, y en la Ponencia que me ha sido encomendada trato de recoger este aspecto de la cuestión, que como consecuencia de este Congreso se realicen algunas gestiones encaminadas a que la industria siderúrgica nacional procure someter cuanto antes a las Sociedades de Clasificación un procedimiento especial de fabricación de aceros con tenacidad de entalladura que puedan ser utilizados en caso necesario y que permita trabajar normalmente mientras se define en forma más concreta el acero en cuestión y se establecen las normas a que ha de ajustarse la recepción de los materiales de esta clase, por los inspectores.

Quiero felicitar al Sr. Villanueva por su trabajo, que entre otras buenas cualidades tiene la de renovar en nosotros la inquietud que nos produce la situación actual, que de momento no puede ser salvada más que recurriendo a la importación de las chapas de determinados espesores—de 15 mm. para arriba—que han de ser empleadas en determinadas partes de la estructura resistente de los cascos soldados.

SR. GONZÁLEZ LLANOS, Presidente: Quiero expresar el agradecimiento de la Asociación al Sr. Villanueva por su brillante trabajo, y al señor Martín Gromaz por su intervención. Por ausencia del Sr. Villanueva, enfermo, se va a leer a continuación la intervención enviada por el Sr. Fernández de Palencia y la correspondiente contestación del autor.

INTERVENCIÓN ESCRITA POR D. JUAN FERNÁNDEZ DE PALENCIA.

Las investigaciones efectuadas por el señor Villanueva son muy interesantes y, desde luego, están de acuerdo con los resultados obtenidos en los diversos laboratorios extranjeros de investigación. Ahora bien; respecto a la mejora que se obtiene en el normalizado de los aceros, creo conveniente señalar que es beneficiosa fuera de las zonas de soldadura, ya que esta mejoría desaparece en la proximidad de las juntas soldadas, pues la alta temperatura en el arco trans-

forma la estructura cristalina en aquellos sitios en que se sobrepasan ampliamente los puntos críticos en una estructura basta y, por tanto, desaparece la mejora.

Respecto a la necesidad de utilizar el acero calmado en determinadas zonas de los barcos, está recomendado o exigido en algunos casos por las Sociedades de Clasificación a partir de determinados espesores; pero en el caso de aceros españoles nuestra experiencia nos demuestra que es insuficiente el título de acero calmado, siendo necesario fijar las composiciones límites de los diversos componentes del acero; proponemos como composición base del acero calmado, para construcción naval, la siguiente:

*Carbono* que oscile entre 0,15 a 0,20 %.

*Manganeso* mayor de tres veces al contenido de carbono, no llegando a valores 4,5 veces porque la absorción de nitrógeno durante la soldadura es perjudicial cuando la relación Mn/C es superior a 4,5 y hace perder la ductilidad.

*Silicio.* La relación Mn/Si debe oscilar entre 3 y 4, no bajando de 2, para así asegurar escorias fusibles en las operaciones de soldadura.

*Aluminio.* La última operación de calmado debe hacerse con minerales que contienen aluminio en alto grado, pues actuando como desoxidante enérgico favorece la formación de grano fino; no se debe pasar de 0,15 % Al, pues, de lo contrario, se soldaría con gran dificultad.

Respecto al azufre y fósforo, se puede mantener la especificación actual para aceros efervescentes; y por lo que se refiere al oxígeno, es necesario fijar como máximo un contenido de 0,12 %, pues a partir de este valor decrece la resiliencia rápidamente; este oxígeno, no libre, sino combinado, da una idea de la calidad de fabricación de los aceros.

Felicito sinceramente al Sr. Villanueva por este interesante trabajo sobre un asunto de gran importancia para la construcción naval.

### Contestación del Sr. Villanueva a la discusión del Sr. Martín Gromaz.

Quiero dar, en primer lugar, las gracias a mi distinguido compañero don Francisco Martín Gromaz por las frases elogiosas que dedica a mi trabajo.

Coincido plenamente con el Sr. Martín Gromaz en que no debemos escatimar ninguna gestión para resolver el problema de disponer en España de aceros con "tenacidad a la entalla" adecuados a cada clase de aplicación, ya que en este aspecto los constructores navales somos los más directamente interesados.

Como el primer paso para resolver un problema es conocer los detalles de su planteamiento, este modesto trabajo se ha encaminado exclusivamente al estudio de nuestros materiales.

Con posterioridad a la presentación al V Congreso de Ingeniería Naval de esta Memoria he tenido ocasión de ensayar también varios aceros calmados españoles, habiendo comprobado el magnífico resultado de algunos de ellos, por lo que creo que nuestras siderúrgicas son técnicamente capaces de resolver el problema, quedando sólo pendiente la cuestión de su capacidad de producción.

### Contestación del Sr. Villanueva a la discusión del Sr. Fernández de Palencia.

Quiero dar en primer lugar las gracias a mi distinguido compañero Sr. Fernández de Palencia uno de los Ingenieros navales españoles que ha puesto siempre el mayor interés en el estudio de nuestras calidades de acero y que goza de una gran experiencia en esta materia, por las frases elogiosas que dedica a mi trabajo y por la especial atención que ha prestado a su lectura.

Contestando a su primera observación, debo señalar que el estudio de la mejora obtenida con el normalizado (figs. 9a y 9b de la Memoria) me pareció, y sigue pareciendo, interesante, pues aunque conocedor de las razones que el señor Fernández de Palencia explica muy bien, por las cuales esta mejoría desaparece en las proximidades de las costuras soldadas, es indudable que si en todos los casos hubiere sido del orden de la conseguida en los materiales A, E y H, dicho tratamiento, muy económico por cierto, hubiera merecido el calificativo de "aconsejable", en gracia al aumento general de la resistencia de las planchas a la propagación de las grietas, excepción hecha de las zonas relativamente reducidas próximas a las soldaduras. La soldadura levanta la temperatura de

transición hasta límites elevadísimos en algunos casos, como puede verse en la figura 27, en que la temperatura de transición 15 pies × libras llega a ser de + 27° C a unos 10 mm. de la soldadura, siendo + 5° C la temperatura de transición de material base correspondiente, y —35° C la del material de aportación; pero no por ello deja de ser muy interesante que mediante el normalizado la temperatura de transición de casi la totalidad de la plancha A se haya rebajado a —9° C.

Con referencia al segundo punto contenido en la discusión del Sr. Fernández de Palencia, coincido totalmente con su criterio de que es fundamental para la construcción naval española el estudiar los niveles de energía de los aceros calmados, a los cuales no se refiere este trabajo, que se ha limitado, dentro de un cierto margen de disponibilidades económicas, al análisis de algunos aceros efervescentes, calidad que constituye la mayor parte del tonelaje que se está empleando hoy día en nuestros barcos. Tengo el gusto de informarle, no obstante, al Sr. Fernández de Palencia, que con posterioridad a la presentación de esta Memoria he tenido ocasión de iniciar el estudio de una serie de aceros calmados españoles, del que espero sacar también conclusiones interesantes para nuestros astilleros.

Como aclaración al párrafo primero del apartado 6 de la Memoria en la que se señala que la Factoría de La Carraca de la Empresa Nacional "Bazán" ha solicitado aceros totalmente calmados para las zonas críticas de los buques últimamente contratados, quiero expresar ahora que con ello me refería a los barcos que por sus dimensiones y escantillones no estaban obligados hasta el momento presente por las Sociedades clasificadoras, si bien han estado casi a punto de serlo con la reforma del pasado año de la cláusula P. 403 del Reglamento del Lloyd.

### Carta del Director del Instituto del Hierro y del Acero, D. Agustín Plana.

Finalmente, tengo la satisfacción de participar que, como contribución a la discusión de este trabajo, he recibido una carta del Director del Instituto del Hierro y del Acero, fecha 13 del actual, interesándose profundamente por este tema y acogiendo como suya la inquietud investigadora contenida en mi Memoria, por juzgar excelente, según él, la manera de enfocar el problema.

Ni que decir tiene, esta colaboración del Instituto del Hierro y del Acero es la más preciada y deseada por el autor de este modesto trabajo, como lo será por todos los Ingenieros navales, dada la indiscutible autoridad de dicho Organismo sobre el tema que nos ocupa.

A continuación me complazco en reproducir íntegramente la carta recibida de don Agustín Plana:

"Madrid, 13 de mayo de 1955.

Sr. D. Antonio Villanueva Núñez,
Ingeniero Naval.

Factoría de La Carraca (Emp. Nac. Bazán).
San Fernando (Cádiz).

Mi distinguido amigo: Mucho le agradezco el envío de su trabajo "La fragilidad de los aceros efervescentes españoles y otras investigaciones sobre el tema de roturas frágiles", que me ha interesado mucho y me ha dado ocasión de percibir la preocupación de usted por este problema, que también inquieta al Instituto. Precisamente en estos momentos, y con motivo de nuestra III Asamblea General, se están imprimiendo los resultados previos de ensayos realizados en nuestros Laboratorios sobre zona de transición de la resiliencia de los aceros al carbono en función de la relación Mn/C.

Creo que sería de interés el establecer contacto entre usted y nuestros colaboradores dedicados a este tema, pues ello redundaría en beneficio de todos. Como le digo, tanto a mí como a los antedichos colaboradores nos ha parecido excelente su manera de enfocar el problema, y quiero aclararse a usted en particular que el Instituto del Hierro y del Acero ha tenido por norma desde su fundación acoger como suya propia cualquier inquietud investigadora que encaje dentro de nuestros programas de trabajo. Espero conocer sus puntos de vista para que, si fuera posible, podamos afrontar el problema conjuntamente.

Con este motivo le saluda muy afectuosamente su s. s. y amigo, q. e. s. m., *Agustín Plana.*"

# Información Legislativa

## PRESIDENCIA DEL GOBIERNO

*DECRETO de 24 de noviembre de 1955 por el que se regula la organización de observatorios meteorológicos a bordo de los buques mercantes españoles.*

(*Boletín Oficial del Estado* de 28 de noviembre de 1955, pág. 7.175.)

## MINISTERIO DE TRABAJO

*ORDEN de 29 de octubre de 1955 por la que se dictan normas para la concesión de Premios de Nupcialidad.*

*ORDEN de 29 de octubre de 1955 por la que se dictan normas para la concesión de Premios de Natalidad.*

(*Boletín Oficial del Estado* de 4 de noviembre de 1955, pág. 6.705.)

*ORDEN de 5 de noviembre de 1955 por la que se dictan normas que han de observar las Empresas que construyan viviendas para alojamiento de sus productores, en cumplimiento de la obligación establecida en el artículo segundo del Decreto de 1 de julio de 1955 y artículo segundo de la Orden del mismo mes, día 12.*

(*Boletín Oficial del Estado* de 12 de noviembre de 1955, pág. 6.864.)

## MINISTERIO DE OBRAS PUBLICAS

*Dirección General de Puertos y Señales Marítimas.*

Adjudicando el concurso para suministro de "Un barco puerta para el dique seco en Sevilla" a la "Empresa Nacional Elcano, Astilleros de Sevilla".

Adjudicando el suministro y montaje de la instalación de inundación y achique del dique seco de Sevilla a la "Empresa Nacional Elcano, Astilleros de Sevilla".

(*Boletín Oficial del Estado* de 8 de noviembre de 1955, pág. 6.784.)

## MINISTERIO DE MARINA

CUERPOS PATENTADOS.—CONCURSO

1.° Se convocan seis plazas a concurso de méritos, entre Ingenieros navales civiles, para ingreso en el Cuerpo de Ingenieros Navales de la Armada, con arreglo a lo dispuesto en la Ley de 13 de julio de 1950 (*Diario Oficial* núm. 161).

2.° Para poder presentarse al concurso se necesita reunir las condiciones siguientes:

a) Ser ciudadano español.

b) Tener más de veinte años y menos de treinta y cinco en 31 de diciembre de 1955.

c) Hallarse en posesión del título de Ingeniero Naval.

d) Haber ejercido la profesión de Ingeniero Naval en astilleros o establecimientos de fabricación de maquinaria naval, de reconocida solvencia, durante un período mínimo de dos años.

e) Tener la aptitud física necesaria para el servicio de la Armada, que se ha de acreditar mediante reconocimiento por una Junta de Médicos de la Armada nombrada al efecto, aplicándoseles el cuadro de exenciones físicas vigente para el ingreso en la Escuela Naval Militar, aprobado por Orden Ministerial de 2 de enero de 1939, con excepción de lo que hace referencia a la talla, que se regirá por las mismas condiciones que se exigen al personal de marinería voluntario en la Orden Ministerial de convocatoria de 24 de marzo de 1951 (*Diario Oficial* núm. 69), y al aparato visual, en el que se admitirán, como máximo, dos dioptrías.

f) Carecer de impedimento para ejercer cargos públicos.

g) No haber sido expulsado de ningún establecimiento oficial de enseñanza.

h) Carecer de antecedentes penales, no haber sido expulsado de ningún Cuerpo del Estado por

fallo de Tribunal de Honor ni hallarse procesado ni declarado en rebeldía.

3.º Quienes, reuniendo los expresados requisitos, deseen tomar parte en el concurso habrán de solicitarlo al Ministerio de Marina, por medio de instancia debidamente reintegrada, en la que deberá citarse la publicación oficial por medio de la cual conocieron la presente disposición. Dichas instancias deberán tener entrada en la Jefatura de Instrucción de este Ministerio antes de las veinticuatro horas del día 10 de enero próximo, acompañadas de los documentos siguientes:

a) Certificado del acta de inscripción de nacimiento, debidamente legalizada si hubiera de sufrir efectos fuera del lugar donde fué expedida. Dicha copia ha de ser íntegra y no en extracto.

b) Dos fotografías de 54, por 40 mm., de busto, firmadas al respaldo por el interesado.

c) Certificado expedido por el Registro Central de Penados y Rebeldes del Ministerio de Justicia de no haber cumplido condena, no hallarse procesado ni estar declarado en rebeldía.

d) Original del título de Ingeniero Naval o copia legalizada de dicho título, fotocopia del mismo y, en su defecto, certificado de haber hecho el depósito que marca la Ley para el otorgamiento del mismo.

e) Documento acreditativo de su situación militar.

f) Certificado de buena conducta, expedido por la Alcaldía correspondiente. No presentarán este documento los solicitantes que se encuentren prestando servicio activo en cualquiera de los tres Ejércitos.

g) Certificado, si procede, de su actuación durante el Glorioso Movimiento Nacional, expedido por Organismo o persona de absoluta solvencia, así como, en su caso, el correspondiente a los servicios prestados en la pasada campaña.

Los solicitantes que estén prestando servicio activo en cualquiera de los tres Ejércitos no presentarán este documento, sino copia de su expediente personal, debidamente formalizado, en la que conste: Filiación del concursante. Hoja de castigos e informe de conducta. No serán admitidas las instancias con nota inferior a "buena".

h) Certificado del Director de los Astilleros o Establecimientos donde haya ejercido su profesión, en que se acrediten los cargos que ha desempeñado en los mismos y tiempo de permanencia en ellos, con informe de su actuación o, en su defecto, declaración jurada sobre los mismos extremos.

i) Certificado de la Escuela Especial de Ingenieros Navales, con las calificaciones obtenidas en las distintas asignaturas de la carrera y su proyecto final.

j) Declaración jurada en la que se especifique concretamente los conocimientos que posee de idiomas extranjeros y, en su caso, certificado de algún Centro de idiomas de solvencia reconocida.

k) Certificación acreditativa de los méritos especiales que juzgue conveniente, de carácter profesional, o, en su defecto, declaración jurada.

4.º El Tribunal que al efecto se nombre determinará las calificaciones de los concursantes a la vista de sus méritos y propondrá a la Superioridad el ingreso en el Cuerpo de Ingenieros Navales de la Armada de los que a su juicio, puedan ser admitidos, con categoría de Capitán, señalando el orden en que deben quedar escalafonados, pero teniendo en cuenta que—exclusivamente por lo que a esta convocatoria se refiere—el primero ocupará puesto inmediatamente inferior al último de los Jefes y Oficiales del Cuerpo General, que después de obtener el título de Ingeniero Naval en el extranjero se encuentran actualmente en período de prácticas o de ampliación de estudios y soliciten su ingreso en el referido Cuerpo.

5.º El Tribunal calificador elevará la correspondiente propuesta, que, a su vez aprobada por Orden Ministerial, será definitiva e inapelable.

6.º Para completar su formación militar y marinera, los que sean admitidos efectuarán el cursillo que dispone el artículo 6.º de la Ley de 13 de julio de 1950 (*Diario Oficial* núm. 161), para lo que se presentarán en la Escuela Naval Militar el 20 de febrero de 1956 y permanecerán en ella hasta el 20 de mayo del mismo año. A la terminación del cursillo, los que lo hayan superado con aprovechamiento serán promovidos a Capitanes efectivos del Cuerpo de Ingenieros Navales de la Armada, concediéndoseles como fecha de antigüedad la de su presentación en la Escuela y pasando a disfrutar de un mes de licencia, al cabo del cual se incorporarán a sus destinos.

A su presentación en la Escuela Naval Militar abonarán en la misma la cantidad de 1.500 pesetas como depósito de vestuario.

Asimismo podrá disponerse la ampliación de sus estudios, especialización o prácticas en Centros Técnicos o Factorías nacionales o del extranjero.

Serán exceptuados del cursillo de referencia los Oficiales que pertenezcan a la Escala de Complemento.

7.º En consonancia con lo dispuesto en la Ley de 13 de julio de 1950, que reorganiza el Cuerpo de Ingenieros Navales de la Armada, y el Estatuto de Clases Pasivas, se abonará a los admitidos, por razón de estudios, seis años de antigüedad en el momento de su ingreso en la Armada.

Madrid, 15 de diciembre de 1955.—MORENO.

MAQUINAS HERRAMIENTAS PESADAS Y DE MEDIAS DIMENSIONES PARA ASTILLEROS, ARSENALES E INDUSTRIAS METALURGICAS Y SIDERURGICAS

STABILIMENTI

# S.EUSTACCHIO

BRESCIA - ITALIA

***Representante exclusivo para ESPAÑA:***

**GIOVANNI ROSSINI**

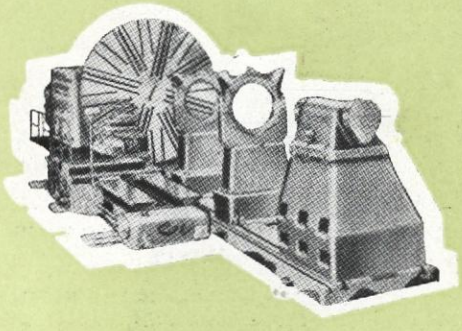
**Velázquez, 96 - Teléfono 26 82 59 - MADRID**

**1) Tornos paralelos con mando mecánico serie TP y con mando electrónico T. P. E. Alturas de las puntas: 500-600-700 mm. Distancias normales entre puntas, 3 a 12 m.**

Horizontal Lathes, Series TP mechanically controlled and Series TPE electronically controlled. Height of centers 1' 7 11/16" - 1' 11 5/8" - 2' 3 9/16". Standard lenght between centers from 9' 10" to 39' 4 7/16".

Tours parallèles à commande mécanique série TP et à commande électronique série TPE. Hauteur des pointes 500-600-700 mm. Distance normale entre les pointes, de 3 à 12 mètres.

Paralleldrehbänke, Serie TP mechanisch angetrieben und Serie TPE elektronisch angetrieben. Spitzenhöhe 500-600-700 mm. Normale Spitzenweite von 3 bis 12 meter.



**2) Tornos paralelos serie TP 16/32. Alturas de las puntas de 750-950-1.500-2.000 mm. Distancias normales entre puntas, de 5 a 30 m.**

Horizontal lathes, type TP 16/32. Height of centers 2' 5 1/2" - 3' 1 3/8" - 3' 7 5/16" - 4' 11 1/16" - 6' 7". Standard lenght between centers from 16' 5" to 98' 5".

Tours parallèles séries TP 16/32. Hauteur des pointes 750-950-1.100-1.500-2.000. Distance normale entre les pointes, de 5 à 30 mètres.

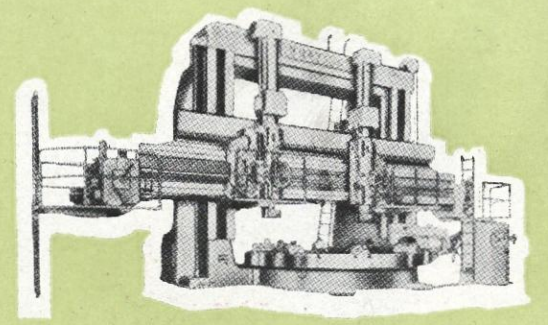
Paralleldrehbänke Typ TP 16/32. Spitzenhöhe 750-950-1.100-1.500-2.000 mm. Normale Spitzenweite von 5 bis 30 meter.

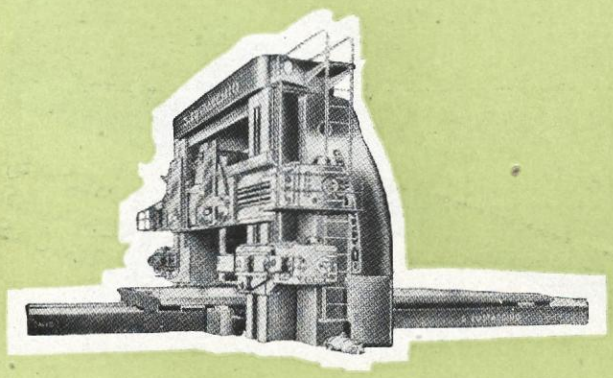
**3) Tornos verticales de dos montantes con plataforma de los siguientes diámetros: de 1.750-2.150-2.700-3.100-3.700-4.000-4.100-4.700 mm. y otros.**

Double Column Vertical Boring and Turning Mills with table having 5' 9" - 7' 5/8" - 8' 10 5/16" - 10' 2" - 12' 1 11/16" - 13' 5 7/16" - 15' 5" diameter and beyond.

Tours verticaux à deux Montants avec plateau de 1.750-2.150-2.700-3.100-3.700-4.100-4.700 mm., de diamètre et plus.

Zweiständer Karusselldrekbänke, Planscheibe Durchmesser 1.750-2.150-2.700-3.100-3.700-4.100-4.700 mm., und über.





**4) Cepilladoras de dos montantes para trabajos en uno o en los dos sentidos: anchuras de 1.000 a 4.000 mm. Longitudes de la mesa móvil, de 3 a 20 m.**

Double Column Planing Machines with one and two working directions: Width from 3' 3 3/8" to 13' 1 1/2". Table lenght from 9,84' to 65,62'.

Raboteuses à deux montants à un et deux sens de rabotage. Largeur de 1.000 à 4.000 mm. Longueur de la table mobile, de 3 à 20 mètres.

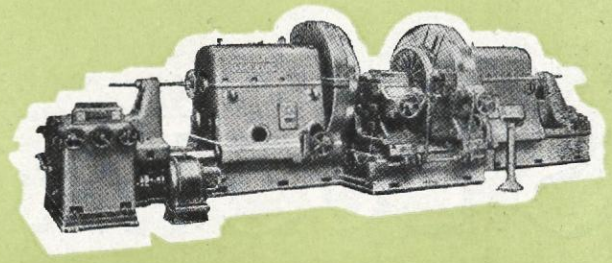
Ein und Zweiweg Zweiständer Hobelmaschinen. Breite von 1.000 bis 4.000 mm. von 3 bis 20 meter.

**5) Tornos para ejes montados de locomotoras. Diámetro de las ruedas, de 900 a 2.000 mm. Distancias entre las plataformas, de 2.000 a 3.000 mm.**

Locomotive Wheel Lathes, type AM 16: Wheel diameters 2' 11 7/16" ÷ 6' 7". Distance between chuck centers 6' 7" ÷ 9' 10 1/8".

Tours pour essieux montés de locomotive, type AM 16. Diamètre des roues, de 900 à 2.000 mm. Distance entre les plateaux, de 2.000 à 3.000 mm.

Radsatzdrehbänke, Typ AM 16. Raddurchmesser 900-2.000 mm. Spitzenweite 2.000-3.000 mm.



# Información Profesional

## LA MOTONAVE DE CARGA Y PASAJE "ERNESTO ANASTASIO", CONSTRUIDA POR LA "UNION NAVAL DE LEVANTE", PARA LA "CIA. TRASMEDITERRANEA"

El día 17 de julio último se efectuaron en aguas de Valencia las pruebas de velocidad y consumo del buque mixto de carga y pasaje *Ernesto Anastasio*, que ha construído la "Unión Naval de Levante" para la Compañía Trasmediterránea y que desde el mes de agosto próximo pasado está cubriendo la línea Barcelona-Canarias.

En las pruebas de velocidad a toda fuerza se dieron tres corridas, obteniéndose los siguientes resultados:

| Rumbo | Número | R. p. m. N | Tiempos en segundos | Velocidades V | Factores n | Productos n × N | Productos n × V |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| N — S | 1.ª | 126,5 | 264,0 | 18 63 | 1 | 126,5 | 18,63 |
| S — N | 2.ª | 126,0 | 279,0 | 17,63 | 2 | 252,0 | 35,25 |
| N — S | 3.ª | 126,5 | 263,5 | 18,67 | 1 | 126,5 | 18,67 |
| | | | | | | 505,0 | 72,55 |

$$A = \frac{\Sigma n \times V}{\Sigma n \times N} = 0{,}143683 \quad ; \quad N = \frac{\Sigma N}{3} = 126{,}33 \quad V = A \times N = 18{,}15$$

La velocidad obtenida de 18,15 nudos, a un régimen de 126,33 r. p. m., es superior a la especificada, que era de 17,5 nudos.

El consumo ha sido de 171 gramos BHP/hora, a un régimen de 121,5 r. p. m., desarrollando los motores principales una potencia de 7.000 BHP.

### DESCRIPCION GENERAL DEL BUQUE

Las características principales del buque son:

| | |
|---|---|
| Eslora máxima | 126 00 m. |
| Eslora entre perpendiculares | 114,75 m. |
| Eslora de registro: 96 % de 121,50. | 116 64 m. |
| Manga fuera de miembros | 16,70 m. |
| Puntal hasta la cubierta superior. | 11,25 m. |
| Puntal hasta la cubierta de compartimentado | 8,85 m. |
| Calado en carga | 7,25 m. |
| Desplazamiento correspondiente | 9.700 t. |
| Peso muerto | 4.902 t. |
| Arqueo bruto | 7.295 T. R. |
| Arqueo neto | 5.460 T. R. |
| Capacidad de bodegas (grano) | 5.861 m³ |
| Capacidad de bodegas (balas) (carga general) | 5.191 m³ |
| Potencia de los motores | 2 × 3.500 BHP. |
| Velocidad en pruebas a media carga | 18,15 nudos. |
| Pasaje de primera clase | 113 } 233 hombres |
| Idem de segunda clase | 60 } 233 hombres |
| Idem de tercera clase | 60 } 233 hombres |
| Dotación | 112 hombres. |

Está subdividido el buque por siete mamparos transversales estancos—seis de los cuales están limitados en la cubierta principal, llegando el de colisión hasta la cubierta superior—, que forman ocho compartimientos estancos, según puede observarse en los planos de la disposición general anexos, y que le permiten flotar con un compartimiento inundado.

El buque tiene proa lanzada y popa de crucero, llevando siete cubiertas, cuya denominación de arriba abajo es la siguiente: Cubierta techo, cubierta de botes, cubierta de paseo, cubierta superior, cubierta principal, cubierta 2 y cubierta 3. A excepción de la zona de popa de la cubierta 3, que no tiene "arrufo", las demás cubiertas lo tienen pronunciado a proa y popa. Por el contrario, sólo tie-

nen "brusca" las cubiertas situadas a la intemperie, con pendiente parcial los pasillos exteriores de las cubiertas cerradas.

Tiene un doble fondo corrido de proa a popa, siendo el espacio correspondiente a la cámara de máquinas de mayor altura.

*Construcción.*

El buque ha sido construído para alcanzar la más alta clasificación del Lloyd's Register y dentro de las normas del Registro Español.

El sistema de construcción es transversal, con cuadernas y baos remachados al forro y cubiertas hasta la cubierta superior. Van asimismo remachados los ángulos de contorno de mamparos, varengas al fondo fuera de máquinas, ángulo de trancanil de las cubiertas y costuras longitudinales del forro, siendo soldadas las uniones de los restantes elementos. Las cuadernas son aboquilladas. En el plano anexo de la cuaderna maestra pueden observarse los principales escantillones del forro y elementos estructurales. Por exigencia de la Compañía armadora, las planchas de quilla, cinta y trancantil tienen 2 mm. más del espesor reglamentario.

Los numerales para escantillones son:

| | |
|---|---|
| Primer numeral longitudinal $L \times D$ ..... | 1.312,20 |
| Segundo numeral longitudinal $L\ (B + D)$ ... | 3.260,09 |
| $L/D$ ..... | 10,36 |
| Numeral del equipo ..... | 3.467,00 |

HABILITACIÓN Y LOCALES DE MERCANCÍAS Y SERVICIOS.

*Pasaje y tripulación.*

El buque puede transportar 233 pasajeros, distribuídos por cubiertas según indica el cuadro adjunto.

El personal de tripulación comprende un total de 112 personas, distribuídas en la forma siguiente:

*Oficiales de cubierta y personal auxiliar:* 16.

Un capitán, cuatro oficiales, un sobrecargo, tres telegrafistas, dos agregados, capellán, médico, oficial de correos y dos enfermeros; en la cubierta de botes.

*Oficiales y personal de máquinas:* 18.

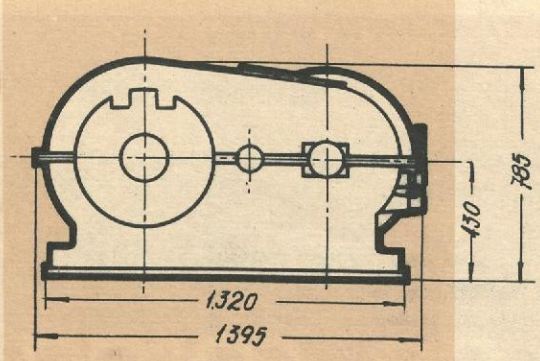
Un jefe de máquinas, cinco oficiales, dos agregados, dos electricistas y ocho engrasadores; en las cubiertas principal y segunda.

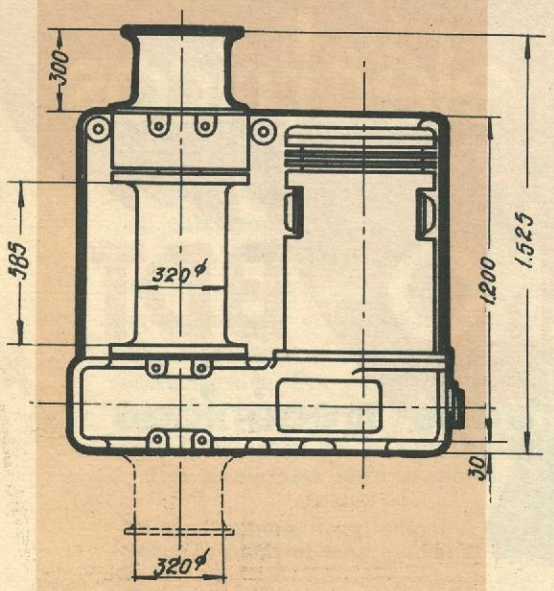
*Maestranza y marinería:* 21.

Contramaestre, carpintero, dos caldereteros, un impresor y 16 marineros; en las cubiertas principal y segunda.

| CUBIERTAS | PRIMERA CLASE | | | | SEGUNDA CLASE | | TERCERA CLASE | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | Lujo | Singles | Dobles | Triples | Dobles | Cuádruples | Dobles | Cuádruples |
| En cubierta de paseo ..... | 2 × 2 | 10 × 1 | 8 × 2 | 2 × 3 | — | — | — | — |
| En cubierta superior ..... | 1 × 2 | 8 × 1 | 8 × 2 | 3 × 3 | — | — | — | — |
| En cubierta principal ..... | — | — | 6 × 2 | 2 × 3 | 14 × 2 | 8 × 4 | 2 × 2 | 14 × 4 |
| En segunda cubierta ..... | — | 8 × 1 | 8 × 2 | — | — | — | — | — |
| *Sumas parciales* ..... | 6 | 26 | 60 | 21 | 28 | 32 | 4 | 56 |
| TOTALES ..... | 113 camas | | | | 60 literas | | 60 literas | |

Chigres de carga eléctricos
ELCANO - BDT
2 velocidades mecánicas
ortega
FACTORIA DE MANISES
Maquinaria auxiliar para buques
CUART DE POBLET (VALENCIA)
TELEGRAMAS: ELCANO - MANISES
TELEFONO: 29 Y 117 DE MANISES
OF. PROPAGANDA - ENE
LIT. S. DURÁ - VALENCIA

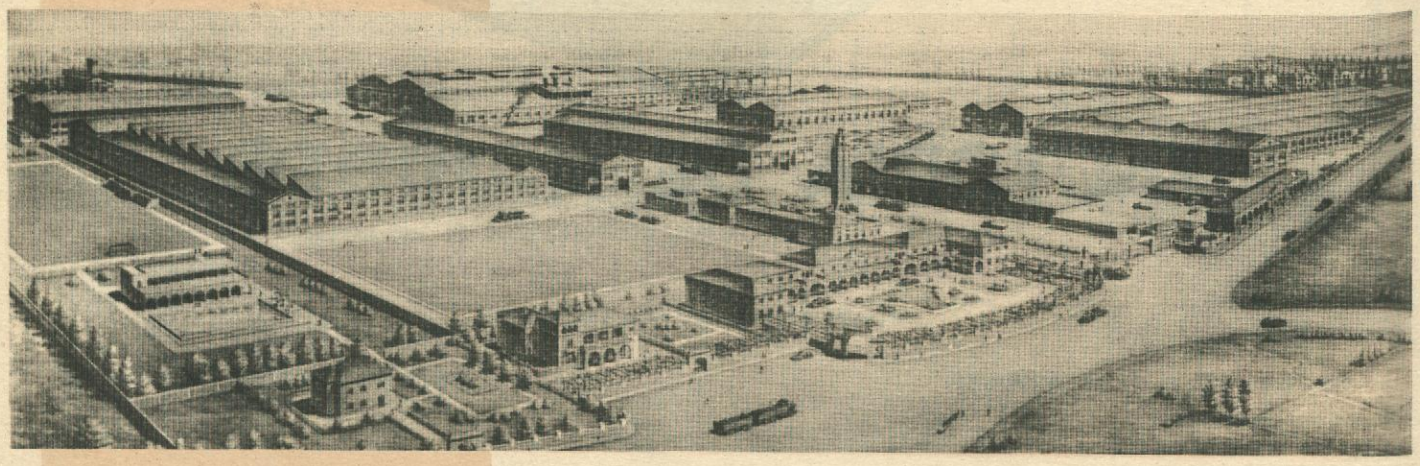


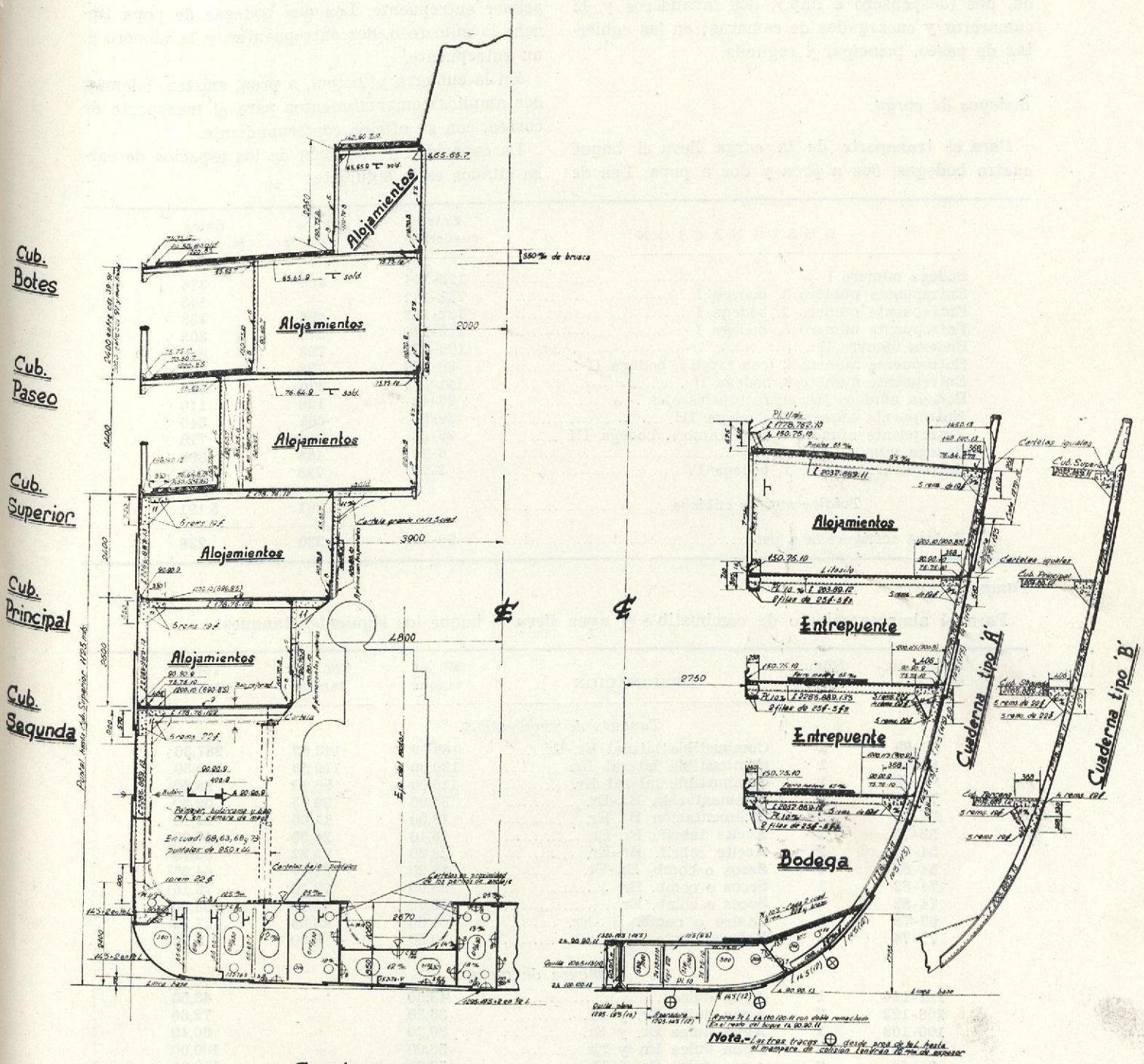




Los **chigres eléctricos ELCANO - B. D. T.**, de dos velocidades mecánicas, son el resultado de un proyecto cuidadosamente estudiado y una ejecución inmejorable. El número de unidades que funcionan en buques de todos los países desde hace muchos años, constituye su mejor garantía. Las principales ventajas que los **chigres eléctricos ELCANO - B. D. T.**, ofrecen a los armadores son los siguientes:

- Mediante sencillo embrague se consiguen dos velocidades mecánicas con sus potencias correspondientes, lo que simplifica el aparellaje eléctrico; dispone también de un embrague especial que permite el funcionamiento del cabirón independientemente del tambor, quedando por lo tanto el cable fijo.
- Reductor de engranajes tallados rectos, cerrados en un carter con baño de aceite.
- Gran duración y seguridad de funcionamiento, consecuencia de su sencilla y robusta concepción y de la cuidadosa selección de los materiales empleados en su construcción.
- La máquina funciona siempre a la máxima velocidad que permite la potencia del motor, cualquiera que sea la carga, lo que permite acortar notablemente la inmovilización de los buques durante la carga y descarga aumentando su rentabilidad.
- Gastos de entretenimiento mínimos, fruto de la acertada selección de los materiales y estudiada lubricación de los órganos móviles.
- Reducido consumo de energía debido al elevado rendimiento de la máquina.
- Nuestros almacenes mantienen siempre en stock las principales piezas de recambio que se suministran inmediatamente a petición del cliente. Debido a su rigurosa intercambiabilidad pueden montarse rápidamente en la máquina con los medios de a bordo, garantizando el funcionamiento ininterrumpido de nuestros chigres.
- Los **chigres eléctricos ELCANO - B. D. T.**, de dos velocidades mecánicas, satisfacen las normas de las sociedades de clasificación más importes y pueden suministrarse con los certificados de aprobación correspondientes.

| CARACTERISTICAS | | 1.5Ton | 3 Ton |
|---|---|---|---|
| Esfuerzo normal sobre el cable | Ton | 1.5 | 3 |
| Velocidad de izado, carga normal | m/s | 0.8 | 0.4 |
| Potencia del motor | C. V. | 18/1000 r.p.m. | |
| Corriente de alimentación, c. c. | V. | —220 | |
| Capacidad del tambor | | 160 m. cable de 18 m/m Ø | |
| Peso del chigre completo | Kgs. | 1 cabirón 1795 | |
| | | 2 cabirones 1872 | |






Secciones de construcción.

*Personal de fonda y auxiliar:* 57.

Mayordomo, jefe de cocina, ocho personal de fonda, dos (despensero e imp.), dos lavanderos y 43 camareros y encargados de cámaras; en las cubiertas de paseo, principal y segunda.

*Bodegas de carga.*

Para el transporte de la carga lleva el buque cuatro bodegas, dos a proa y dos a popa. Las de proa tienen cada una dos entrepuentes y la número 2 tiene, además, tres bodegas parciales refrigeradas: una central y dos laterales, por la popa del primer entrepuente. Las dos bodegas de popa tienen: la número 3, dos entrepuentes, y la número 4, un entrepuente.

En la cubierta principal, a proa, existen, además, dos amplios compartimientos para el transporte de correo, con su oficina correspondiente.

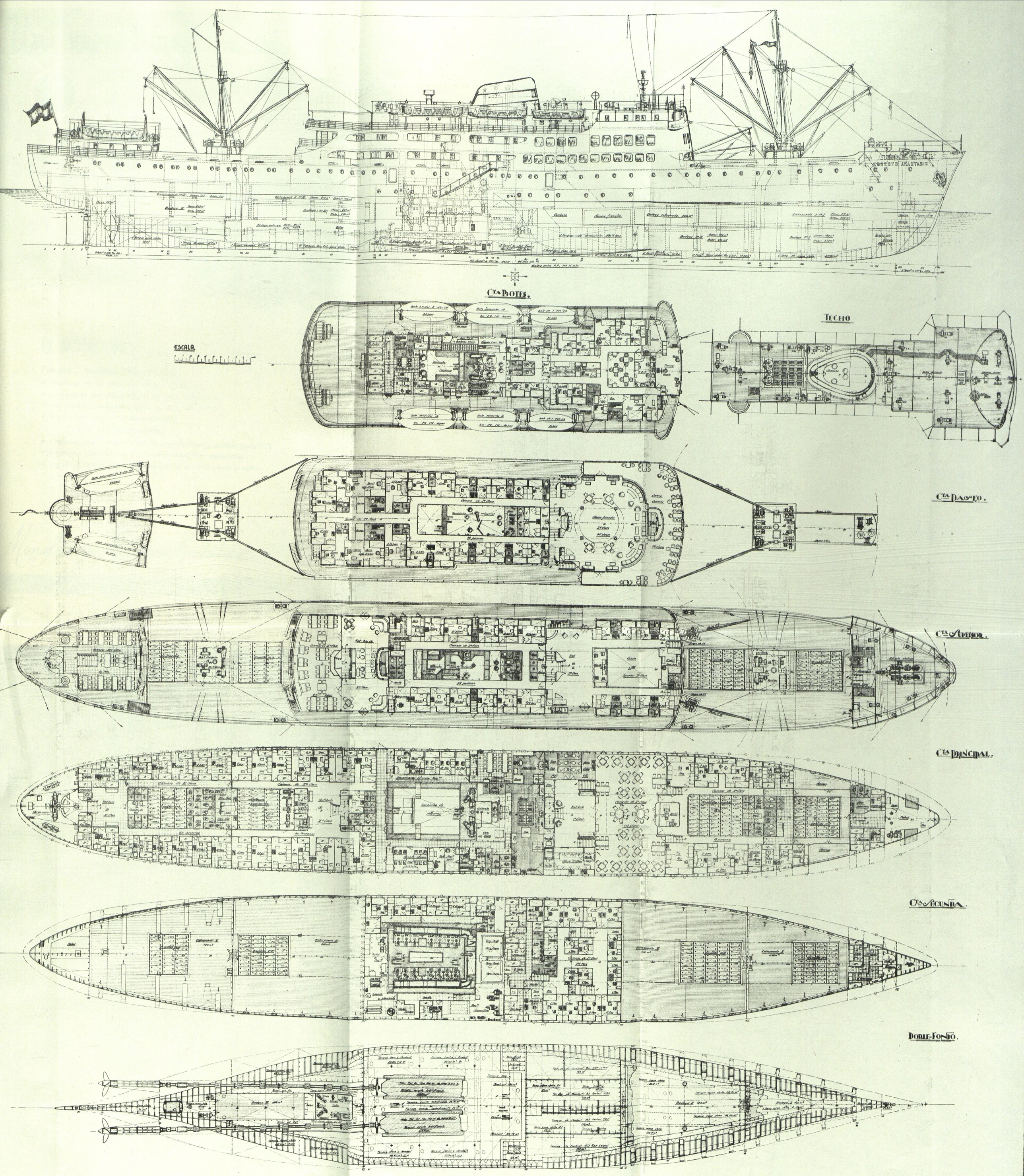
La capacidad y situación de los espacios de carga citados es la siguiente:

| DESIGNACION | Entre cuadernas | Granos M. cúbicos | Balas M. cúbicos |
|---|---|---|---|
| Bodega número I | 122-144 | 400 | 336 |
| Entrepuente número 1, bodega I | 131-142 | — | 145 |
| Entrepuente número 2, bodega I | 122-142 | 498 | 438 |
| Entrepuente número 3, bodega I | 122-149 | 376 | 308 |
| Bodega número II | 100-122 | 723 | 640 |
| Entrepuente número 2 (con tamb.), bodega II | 99-122 | 798 | 704 |
| Entrepuente número 3, bodega II | 111-122 | 280 | 238 |
| Bodega número III, entre túneles ejes | 26-42 | 120 | 110 |
| Entrepuente número 2, bodega III | 29-53 | 661 | 540 |
| Entrepuente número 1 (con tamb.), bodega III | 29-53 | 814 | 713 |
| Bodega número IV | 6-29 | 468 | 398 |
| Entrepuente número 1, bodega IV | 2-29 | 723 | 621 |
| *Totales metros cúbicos* | | 5.861 | 5.191 |
| Bodega refrigerada a proa | 99-111 | 220 | 220 |

*Tanques.*

Para el almacenamiento de combustible y agua lleva el buque los siguientes tanques:

| Entre cuadernas | Núm. tanques | DESIGNACION | M³ por tanque | Ton. por tanque | Total toneladas |
|---|---|---|---|---|---|
| | | *Tanques de combustible.* | | | |
| 82-99 | 2 | Combustible lateral Br.-Er. | 169,00 | 143,65 | 287,30 |
| 82-99 | 1 | Combustible lateral *Br.* | 130,00 | 110,50 | 110,50 |
| 82-99 | 1 | Combustible lateral Er. | 116,00 | 98,60 | 98,60 |
| 78-82 | 2 | Sedimentación Br.-Er. | 35,00 | 29,75 | 59,50 |
| 78-82 | 2 | Sedimentación Br.-Er. | 13,00 | 11,05 | 22,10 |
| 55-73 | 2 | Aceite lubrif. Br.-Er. | 26,10 | 23,50 | 47,00 |
| 54-73 | 2 | Aceite lubrif. Br.-Er. | 28 20 | 25,32 | 50,75 |
| 54-63 | 2 | Secos o comb. Br.-Er. | 38,20 | 32,47 | 64,95 |
| 74-82 | 1 | Secos o comb. Br. | 86,00 | 73,10 | 73,10 |
| 74-82 | 1 | Secos o comb. Er. | 80,75 | 68,60 | 68,60 |
| 63-73 | 2 | Lastre o comb. Br.-Er. | 51,60 | 43,86 | 87,72 |
| 73-74 | 1 | Rebosamiento de comb. | 10,50 | 8,90 | 8,90 |
| | | *Tanques de agua.* | | | |
| 122-144 | 1 | Agua dulce | 43,50 | — | 43,50 |
| 108-122 | 2 | Agua dulce Br. y Er. | 36,30 | — | 72,60 |
| 100-108 | 2 | Agua dulce Br. y Er. | 30,20 | — | 60,40 |
| 82-90 | 2 | Agua dulce Br. y Er. | 50,00 | — | 100,00 |
| 35-53 | 2 | Agua dulce Br. y Er. | 56,20 | — | 113,00 |
| 25-35 | 1 | Agua dulce Br. y Er. | 23,10 | — | 23,10 |
| 41-53 | 2 | Agua dulce Br. y Er. | 103 50 | — | 207,00 |
| 29-41 | 2 | Agua dulce Br. y Er. | 62,60 | — | 125,00 |
| 114-149 | 1 | Tanque de trimado | 39,00 | — | 39.00 |
| 6-16 | 1 | Agua dulce | 72,00 | — | 72,00 |
| | 1 | Pique popa | 95,50 | — | 95,50 |
| | 1 | Pique proa | 26,80 | — | 26,80 |
| 16-25 | 1 | Agua dulce | 14,90 | — | 14.90 |
| 90-100 | 1 | Lastre Er. | 47,00 | — | 48 20 |
| 90-100 | 1 | Lastre Br. | 45,50 | — | 46,68 |


CONCEPTO ANASTASIS
Cta Botts.
Techo
Escala.
Cta Paseo.
Cta Superior.
Cta Principal.
Cta Segunda.
Doble-Fondo.

# Un nuevo triunfo de la Industria Nacional

## EL MOTOR PC... ¡GANARA SU CONFIANZA!

**Porque... mecánicamente está**

- inspirado en la más pura técnica moderna
- proyectado por especialistas de gran experiencia
- mecanizado totalmente según normas ISA y DIN
- equilibrado estática y dinámicamente

**... y eléctricamente,**

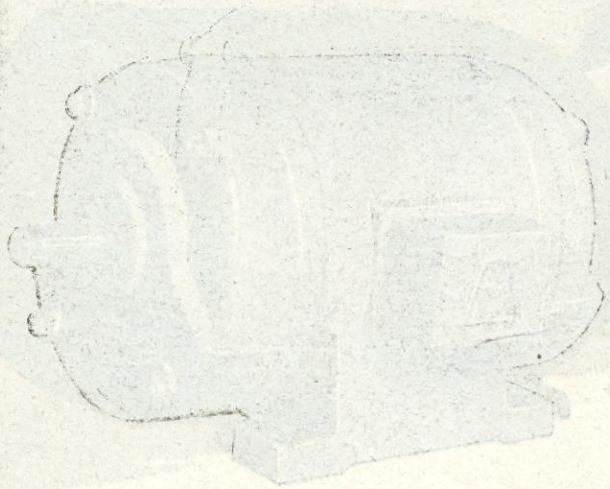
- caracterizado de acuerdo con las prescripciones y normas de la VDE
- bobinado con material y procedimientos muy especiales
- secado e impregnado profundamente en el vacío y bajo presión

*Manufacturas Metálicas Madrileñas, S. A.*

MMMSA

Ferman

Manufacturas Legazpi, S. A.-499



## EL MOTOR PC... ¡GANARÁ SU CONFIANZA!

**Porque... mecánicamente está**

- inspirado en lo más puro técnico moderno
- proyectado por especialistas de gran experiencia
- mecanizado totalmente según normas ISA y DIN
- equilibrado estático y dinámicamente

**... y eléctricamente,**

- caracterizado de acuerdo con las prescripciones y normas de la VDE
- bobinado con material y procedimientos muy especiales
- sellado e impregnado profundamente en el vacío y bajo presión




Manufacturas Metálicas Madrileñas, S.A.

*Disposición general.*

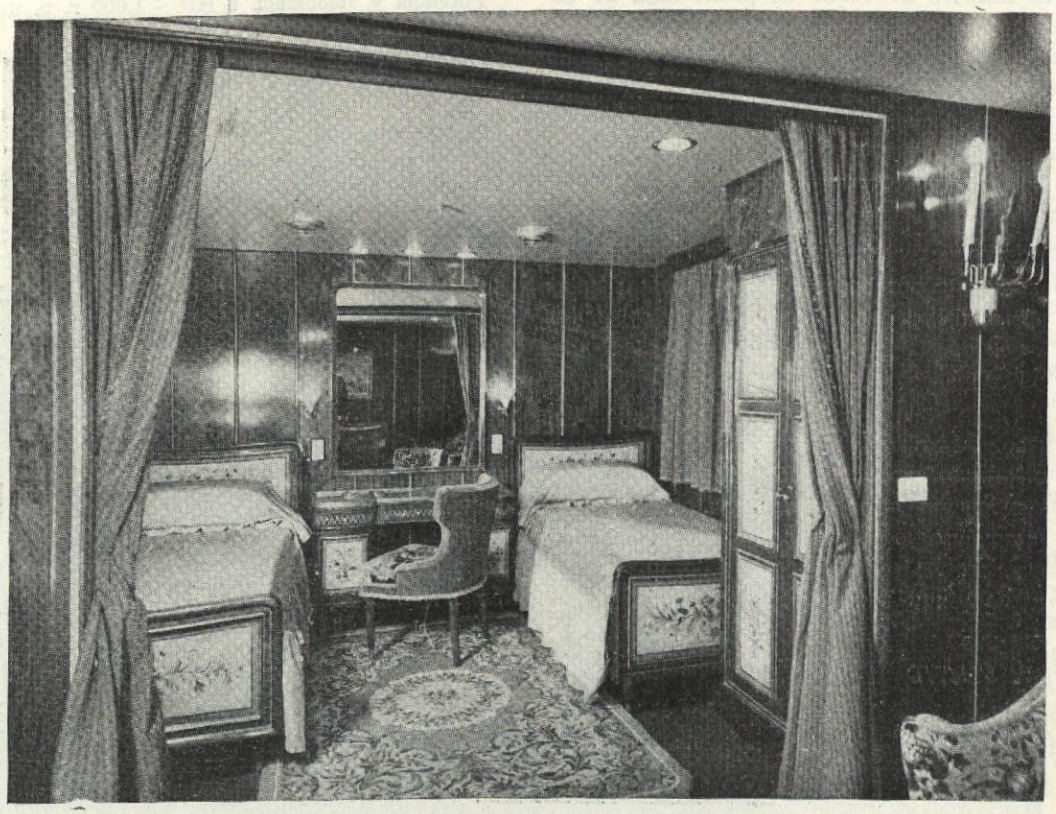
La disposición por cubiertas es la siguiente:

Cubierta del puente: Caseta de gobierno; derrota; T. S. H.; comedor de oficiales; camarotes del capitán, primero, segundo y dos terceros oficiales; dos agregados; tres radiotelegrafistas; médico; capellán, y oficial de Correos.

En la misma caseta, con acceso exterior, se ha dispuesto un espacio para baterías de emergencia y cuadro eléctrico de ventilación y baterías de la T. S. H., a babor, y grupos electrógenos de emergencia, a estribor. En el extremo de popa de dicha caseta, y con acceso independiente, está dispuesto el hospital con 16 literas (cuatro de ellas independientes para infecciosos); quirófano; comedor de enfermos; cabina para enfermos mentales, y alojamiento para dos enfermeros, así como sus aseos correspondientes. En el extremo de popa de esta cubierta existe una amplia superficie descubierta para paseo y deportes.

Cubierta de paseo: Salón fumador de primera clase, rodeado de una galería-veranda, con amplios ventanales hacia proa y a las bandas. A ambos laclase, roeado de una galería-veranda, con amplios para camarotes de primera clase, de una y dos plazas, con aseos independientes, y en la misma cámara, a popa, dos camarotes dobles de lujo, compuestos de dormitorio, baño, salón y cuarto para equipajes. Amplios pasillos interiores y exteriores facilitan la circulación para todas estas dependencias.

Cubierta superior: Saltillo de proa con acceso para la tripulación; carpintería; pañol y aseos en una caseta a proa; cámara de primera clase con camarotes de una y dos plazas (10 de ellos con aseo contiguo); "hall" de primera clase y capilla; "hall"-bar de segunda clase y comedor contiguo. En esta misma caseta está dispuesto el oficio de segunda; despacho del buque y peluquería con accesos independientes. Finalmente, en la toldilla, en una caseta independiente, está dispuesto el comedor de tercera clase, con su oficio y cantina.



**Camarote de lujo.**

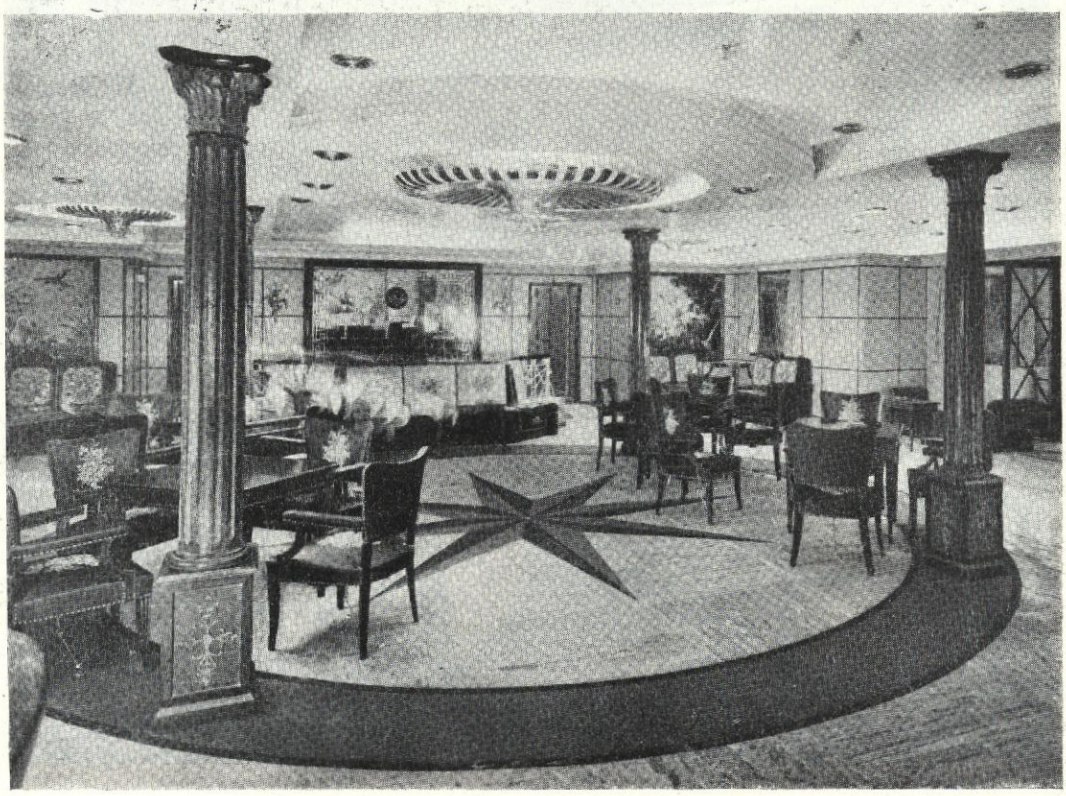
Cubierta principal: Pañoles; alojamientos de la tripulación; correos y equipajes; alojamientos de camareros, camareras y encargado de cámara; un amplio comedor de primera clase para 112 plazas, de banda a banda del buque, con un domo central elevado que llega hasta la cubierta de paseo; vestíbulo de primera clase y aseos; cocina; panadería; comedor de la tripulación; camarote del jefe de máquinas y oficiales maquinistas alrededor del tambucho, con su comedor y oficio; camarotes de

segunda clase; camarotes de tercera clase y compartimiento para el servomotor del timón.

Cubierta número 2: Pique de proa; caja de cadenas; alojamientos de marineros; entrepuentes de carga "1" y "2", camarotes de primera clase; alojamientos personal de fonda; tambucho de máquinas; alojamientos de la tripulación; máquinas frigoríficas; tren de lavado y plancha; pañol de maquinistas; entrepuentes de las bodegas "3" y "4", y pañol de popa.

Cubierta número 3: Pique de proa; caja de cadenas; entrepuentes de las bodegas 1 y 2; bodega refrigerada; cámara frigorífica y gambuza; cámara de máquinas; entrepuentes de las bodegas "3" y "4", y pique de popa.

Bodega: Pique de proa; tanque de trimado; bodegas "1" y "2"; tanques de combustible; cámara de máquinas; túneles de ejes; tanques laterales de agua; taller; bodega "4"; tanques de agua dulce; tanques de trimado, y pique de popa.



Salón fumador de 1.ª clase (mirando a popa).

SERVICIOS DEL CASCO.

*Agua dulce y salada.*—El servicio de agua dulce y salada se efectúa con los correspondientes tanques de presión, alimentados por las siguientes bombas:

Dos electro-bombas centrífugas, verticales, autocebadas, Worthington (una de ellas de reserva), para agua dulce de las siguientes características:

Capacidad y altura de descarga: 15 t/h - 40 m.
Potencia y velocidad: 7,5 HP. - 1.800 r. p. m.

Una electro-bomba de pistón, vertical, Duplex, de reserva, para el servicio de agua dulce, de las siguientes características:

Capacidad y presión de descarga: 15 t/h - 4 kg/cm².
Potencia y velocidad: 8 HP. - 1.000 r. p. m.

Para calentar el agua dulce lleva un calentador a vapor, vertical, cilíndrico, de 2 metros cuadrados de superficie.

Dos electro-bombas, centrífugas, horizontales (una de reserva), de una fase, Worthington, para el servicio de agua dulce caliente, de las siguientes características:

Capacidad y altura descarga: 5 t/h. - 3 m.
Potencia y velocidad: 0,75 HP. - 1.500 r. p. m.

*Servicio sanitario de agua salada.*—Para el servicio sanitario de agua salada el buque lleva:

Una electro-bomba centrífuga, vertical, sin autocebado, Worthington, de las siguientes características:

Capacidad y altura de descarga: 15 t/h. - 40 m.
Potencia y velocidad: 5,5 HP. - 1.800 r. p. m.

*Servicio de lastre y sentina.*—Para el servicio de lastre y sentina el buque lleva:

Una electro-bomba de pistón, vertical, doble, de las siguientes características:

Capacidad y presión de descarga: 60 t/h. - 4 kg/cm².
Potencia y velocidad: 22 HP. - 1.000 r. p. m.

Una electro-bomba centrífuga, vertical, autocebada, Worthington, tipo especial S. O. S., de las siguientes características:

Capacidad y altura de descarga: 85 t/h. - 30 m.
Potencia y velocidad: 25 HP. - 1.700 r. p. m.

Una electro-bomba auxiliar de sentina, de pistón vertical, Duplex, Worthington, de las siguientes características:

Capacidad y presión de descarga: 86 t/h. - 5 kg/cm².
Potencia y velocidad: 30 HP. - 1.450 r. p. m.

*Servicio de baldeo y contraincendios.*—Para este servicio lleva el buque:

Dos electro-bombas centrífugas, verticales, sin autocebado, Worthington, de las siguientes características:

Capacidad y altura de descarga: 60 t/h. - 45 m.
Potencia y velocidad: 20 HP. - 1.600 r. p. m.

una de las cuales está montada en el túnel de los ejes.

*Maquinaria frigorífica.*—Para el servicio de las bodegas refrigeradas y de las cámaras frigoríficas de víveres de a bordo, lleva el buque una instalación frigorífica capaz de mantener una temperatura comprendida entre —4° a + 5° C en las bodegas y cámaras. Los compresores son de amoníaco, y la refrigeración de las cámaras se hace por circulación de salmuera. Este equipo ha sido facilitado por la casa Refracsa.

Para el desagüe de las bodegas refrigeradas lleva el buque:

Una electro-bomba centrífuga, horizontal, Worthington, de las siguientes características:

Capacidad y altura de descarga: 5 t/h. - 20 m.
Potencia y velocidad: 2 HP. - 2.000 r. p. m.

*Ventilación y calefacción.*—La ventilación de alojamientos está asegurada por 38 ventiladores, absorbiendo un total de 70,25 CV., con un caudal de 125.400 m³/h.

La ventilación de bodegas y entrepuentes está asegurada por medio de ocho ventiladores, con una potencia total de 56 CV. y un caudal de 96.000 metros cúbicos por hora.

La ventilación de camarotes y salones se efectúa por aire forzado natural en verano y caliente en invierno.

Para la ventilación de la cámara de máquinas y local de la maquinaria frigorífica se dispone de cuatro ventiladores torpedo, con una potencia total de 28 CV. y un caudal de 80.000 m³/h.

*Detección y extinción de incendios.*—Para la protección contraincendios de los locales habitados se ha seguido el método II del Convenio Internacional para la Seguridad de la Vida Humana en el Mar.

El buque dispone para los locales citados de una instalación de detección y extinción de incendios por pulverización de agua Grinell: Mather & Platt. Con el fin de asegurar la máxima eficacia, la instalación está dividida en siete secciones, limitadas por los mamparos estancos y los mamparos contraincendios, con lo que se facilita el control del fuego y localiza el incendio entre mamparos y evita el inconveniente de pasar las tuberías de suministro a los rociadores a través de los mamparos.

Para la protección contraincendios en bodegas y entrepuentes dispone el buque de una instalación Phillips & Pain de detección de humos y extinción por $CO_2$, estando situado en el cuarto de derrota el armario de detección, a través del cual, y por un colector general, pueden aspirar dos electroventiladores, uno de los cuales está permanentemente en servicio, quedando el otro de reserva. El armario comprende 11 direcciones de aspiración, correspondientes a otros tantos espacios a proteger. La detección es triple: visual, olfativa y sonora.

*Equipo.*—Para la maniobra de la carga lleva el buque: para la bodega núm. 1, dos plumas de 3 t.; para la bodega núm. 2, dos plumas de 5 t., y un puntal de 25 t., más otras dos plumas de 2 t. para el servicio de la bodega refrigerada, y para las bodegas números 3 y 4, cuatro plumas de 3 t.

Para dichas plumas lleva a proa dos chigres eléctricos ASEA de 5 t., con motor de 24 CV., y cuatro chigres ASEA de 3 t., con motor de 16 CV. Y a popa, otros cuatro chigres ASEA de 3 t.

El SERVOMOTOR del timón es eléctrico ASEA, de 45 tm., de par nominal sobre la mecha. Angulo de giro a cada banda de 35°. Está accionado por dos motores de 29 CV. cada uno.

El MOLINETE es eléctrico ASEA, accionado por motor de 70 CV, y su velocidad de leva, de 0,20 metros por segundo.

El EQUIPO DE MANIOBRA se compone de:

Dos anclas sin cepo de 3.240 kg. cada una, un an-

cla sin cepo de 2.765 kg. y un anclote con cepo de 890 kg.

495 m. de cadena con contrete de 57 mm. de diámetro, con un peso total de 34,46 t.

165 m. de cable de acero de 121 mm. de mena, de un peso total de 47,75 t.

220 m. de cable de acero de 127 mm. de mena, para remolque, de un peso total de 53,64 t.

Dos cables de acero de 165 m. cada uno, de 70 mm. de mena, para amarre.

Y dos estachas de abacá, de 165 m. cada una, de 178 mm. de mena, para espía.

Para la maniobra lleva en el extremo de popa de la cubierta superios dos CABRESTANTES ASEA, de 7,5 toneladas, accionados cada uno por motor bajo cubierta colgado y de una potencia de 41 CV.

El EQUIPO DE BOTES está formado por:

Un bote salvavidas a motor de 8 × 2,6 × 1,16 m.

Cinco botes salvavidas con propulsión a remo y vela, de 8 × 2,8 × 1,16 m.

Dos botes de 7 × 2,25 × 0,9 m.

Los seis botes de la ciudadela van montados sobre pescantes de gravedad tipo U. N. L., y los de la toldilla, sobre pescantes de husillo.

Cada juego de pescantes está servido por su chigre correspondiente.

*Instrumentos de navegación y aparatos especiales.*—El buque dispone, entre otros, de los siguientes aparatos:

Una aguja magistral con dispositivo de compensación en el techo de la caseta del puente, tipo Kelvin & Hughes.

Una aguja con dispositivo de compensación y amplificador de flexión vertical, instalada en el cuarto de gobierno, Kelvin & Hughes.

Una aguja de popa marca Kelvin & Hughes.

Un sondador ultrasónico tipo 420.

Estación de radiotelegrafía de O. N. de 200 W., compuesta de un transmisor T-200-M y receptor para ondas de 15 a 4.000 m., con amortiguador de antena y cambio automático de transmisión.

Idem íd. de onda corta tipo T-200-C.

Una estación de socorro con un transmisor Ibera y receptor tipo cometa para ondas entre 15 y 20.000 m.

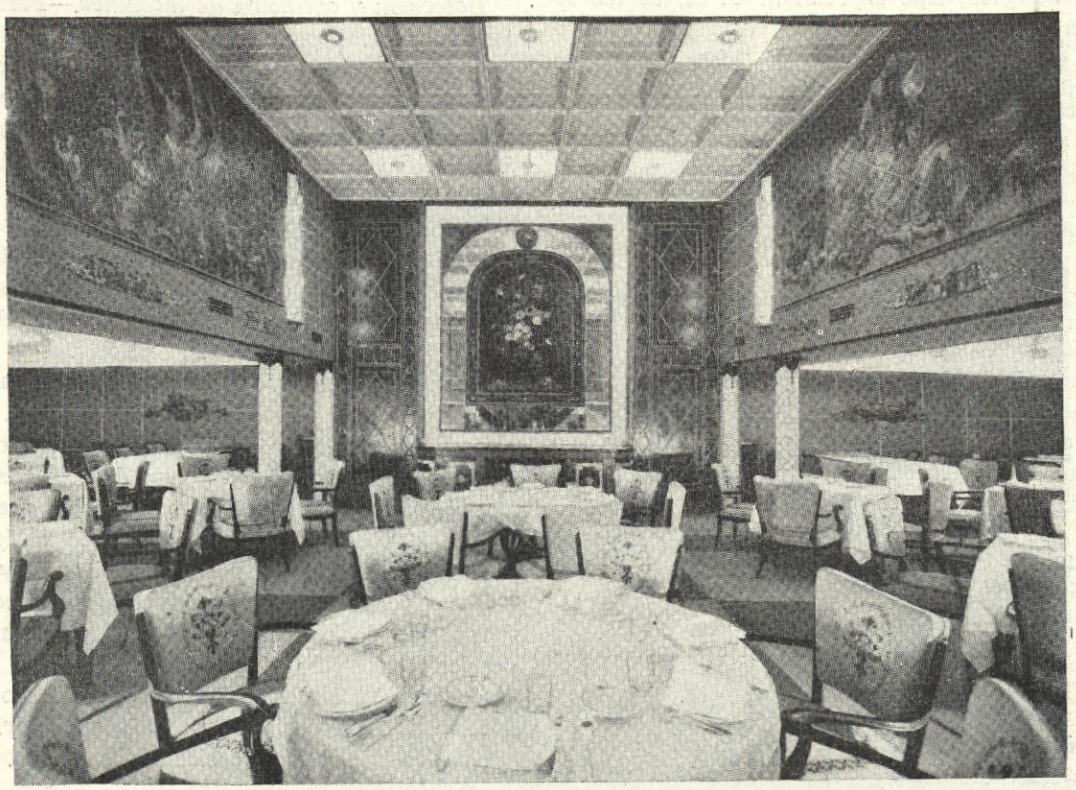
Una estación de botes Rigel.

Un radiogoniómetro tipo RG. 12 Marconi.

Un autoalarma tipo Vigilant, AA-1.

Un radar Radiolocator-IV Hispano-Radio.

Una corredera SAL.



**Comedor de 1.ª clase.**

CONSTRUCCIÓN Y REPARACIÓN DE BUQUES · VARADERO
ESCOTILLAS METÁLICAS ELCANO - MAC GREGOR · PESCANTES ELCANO - WELIN · PALOS ÍPODES
VALENCIA
ASTILLEROS DE SEVILLA
EMPRESA NACIONAL ELCANO

Un radioteléfono tipo TRT-25.

Un equipo amplificador de maniobra para puente tipo Edicson.

Un grupo de música Phillips, compuesto de receptor-amplificador y tocadiscos, con altavoces en salones y cubierta.

Un equipo de relojes eléctricos Landis & Gyr, Sociedad Anónima, compuesto de un reloj patrón y repetidores en salones y comedores, alimentados por baterías.

Galería cubierta. Bar 1.ª clase.

Un equipo de accionamiento eléctrico y control de un cuadro en el puente, para el accionamiento de las puertas estancas.

Una instalación de llamadas luminosas para el servicio de fonda.

## MAQUINARIA.

La maquinaria del buque la constituyen los equipos siguientes:

*Motores propulsores.*

Los dos motores propulsores son Burmeister & Wain, tipo 762-VF-115, dos tiempos, directamente reversibles, cerrados, simple efecto y lubrificación forzada. Han sido construídos por la "S. E. de Construcción Naval".

Sus características principales son:

| | |
|---|---|
| Número de cilindros | 7 |
| Diámetro | 620 mm. |
| Carrera | 1.150 mm. |
| Potencia | 3.500 BHP. |
| R. p. m. | 122 |

Los cilindros son refrigerados con agua dulce, y los pistones, por aceite. Para ello lleva las siguientes bombas independientes:

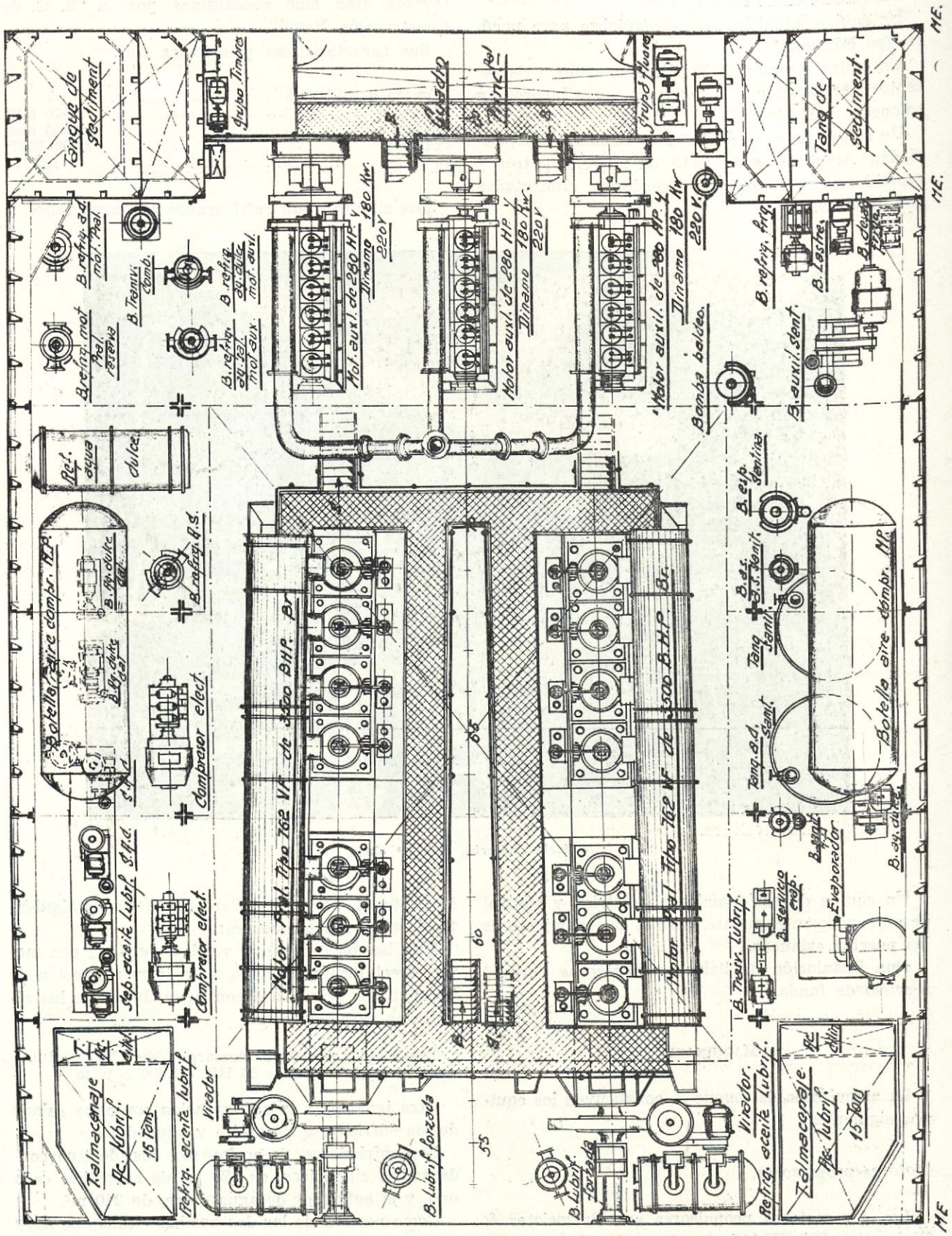
Una bomba centrífuga vertical vertical, con motor directamente acoplado, para la refrigeración de los motores principales con agua dulce, de las siguientes características:

Capacidad y presión de descarga: 300 t/h. - 2 atm.
Potencia y velocidad: 35 HP. - 1.500 r. p. m.

Otra igual para la refrigeración con agua salada de los enfriadores de aceite y agua dulce.

Los enfriadores de aceite son dos, de tipo condensador, cilíndricos, de 120 m² de superficie cada uno, y el enfriador de agua dulce, de 240 m².

Como reserva de las dos bombas citadas de agua dulce y salada lleva montada otra bomba más de iguales características.




Cámara de motores.

El aire de arranque se almacena en dos grandes botellones dispuestos a ambas bandas, con destino a los motores principales, y otra botella más para los motores auxiliares. Su carga se efectúa con dos electrocompresores, "Constructora Naval", de dos fases, y de las siguientes características:

Capacidad y presión descarga: 3 m³ min. - 25 kg/cm².
Potencia y velocidad: 65 HP., a 1.000 r. p. m.

Y como reserva de ambos lleva también un compresor de mano.

Salón fumador de 1.ª clase.

Para la lubricación forzada de los motores principales lleva dos electrobombas IMO de tornillo, verticales—una de ellas de reserva—, de las siguientes características:

Capacidad y presión de descarga: 280 m³/h. - 4 kg/cm².
Potencia y velocidad del motor: 72 HP. - 780-950 r. p. m.

En los circuitos de lubricación van dispuestos dos filtros dobles.

El servicio de combustible y aceite lubricante está atendido por las siguientes bombas y aparatos:

a) Una electrobomba de trasiego de combustible de engranajes, vertical, de "Electrificaciones Nacionales", de las siguientes características:

Capacidad y presión de descarga: 50 t/h. - 2,5 atm.
Potencia y velocidad del motor: 18 HP. - 800 r. p. m.

b) Una electrobomba de servicio diario de combustible, de engranajes, vertical, Worthington, de las siguientes características:

Capacidad y altura de descarga: 15 t/h. - 20 m.
Potencia y velocidad del motor: 4 HP. - 1.200 r. p. m.

c) Una electrobomba de trasiego de aceite lubricante, de tornillo helicoidal, horizontal, de Bombas Ideal, de las siguientes características:

Capacidad y presión de descarga: 4 t/h. - 2 kg/cm².
Potencia y velocidad del motor: 4 HP. - 960 r. p. m.

d) Cuatro purificadores centrífugos Cyrmi: dos para combustible y los otros dos para aceite, con motor eléctrico y bomba en la aspiración e impulsión, de una capacidad de 1.600 l/h. Para cada purificador existe un calentador a vapor tipo condensador, cilíndrico, horizontal.

Los motores principales accionan su línea de ejes correspondiente, formada cada una por cinco ejes intermedios y uno de cola encamisado, apoyados en nueve chumaceras de anillo giratorio y en la bo-

cina. Como respeto para las dos líneas de ejes lleva el buque un eje de cola y dos hélices. En cada línea de ejes está dispuesto un freno.

Por la popa de la cámara de máquinas, y entre los túneles de los ejes, está situado el taller de maquinistas con: un torno, una fresadora, un taladro, piedras de esmeril y banco de ajuste.

Capacidad y altura de descarga: 2,5 t/h. - 120 m.
Potencia y velocidad del motor: 5 HP. - 2.600 r. p. m.

Y una bomba de pistón, horizontal, Duplex, a vapor, Worthington, de las siguientes características:

Capacidad y presión de descarga: 2,5 t/h. - 17 kg/cm².
Diámetros cilindros vapor y agua: 89-57 mm.
Carrera: 102 mm.

Bar de 3.ª clase.

*Caldereta.*

Para suministrar vapor al servicio le calefacción, evaporador, etc., lleva el buque una caldereta cilíndrica, horizontal, situada en la cubierta principal a crujía entre las exhaustaciones de los dos motores principales. Está dispuesta para quemar combustible líquido y utilizar los gases de escape de los motores principales, habiendo sido construída por el astillero constructor.

Sus características principales son:

| | |
|---|---|
| Diámetro exterior | 2.933 mm. |
| Longitud | 2 252 mm. |
| Presión de trabajo | 7 kg/cm² |
| Producción de vapor con quemador | 770 kg/h. |
| Producción de vapor con gases de escape. | 1.225 kg/h. |

Para su alimentación lleva las siguientes bombas:

Una electrobomba centrífuga, horizontal, de seis fases, Worthington, tipo HP-1, 1/2,6 F., de las siguientes características:

De estas dos bombas, una es de respeto, y para el llenado del tanque-cisterna lleva otra bomba Duplex igual a la anterior.

*Evaporador.*

En la cámara de máquinas a Er., pp., está la planta evaporadora, compuesta de un evaporador y un destilador de 15 t/24 h., con descarga de salmuera, por eyector, "Unión Naval de Levante". La bomba para su servicio es Duplex, igual a la de la caldereta.

*Servicios eléctricos.*

Para el suministro de energía a los distintos servicios dispone el buque en la cámara de motores, y a proa de los principales, de tres grupos Diesel-dínamos, compuestos cada uno de un motor Burmeister & Wain-Constructora Naval, tipo 625-Mth-

40, de seis cilindros, cuatro tiempos, simple efecto, cerrados, lubricación forzada, de las siguientes características:

Diámetro y carrera: 245-400 mm.
Potencia y revoluciones: 280 BHP. - 400 r. p. m.

Directamente acoplados a dínamos compound de la casa Abril, S. A., de 180 kw., a 220 V., dispuestas para trabajar aisladamente y en paralelo, corriente continua. Para su refrigeración con agua dulce, cuando el buque está en puerto, lleva una bomba centrífuga vertical con motor directamente acoplado, de las siguientes características:

Capacidad y presión de descarga: 50 t/h. - 2 atm.
Potencia y velocidad: 8 HP. - 1.600 r. p. m.

y para la refrigeración con agua salada, de los enfriadores de aceite y agua dulce, en puerto, lleva otra bomba igual a la anterior.

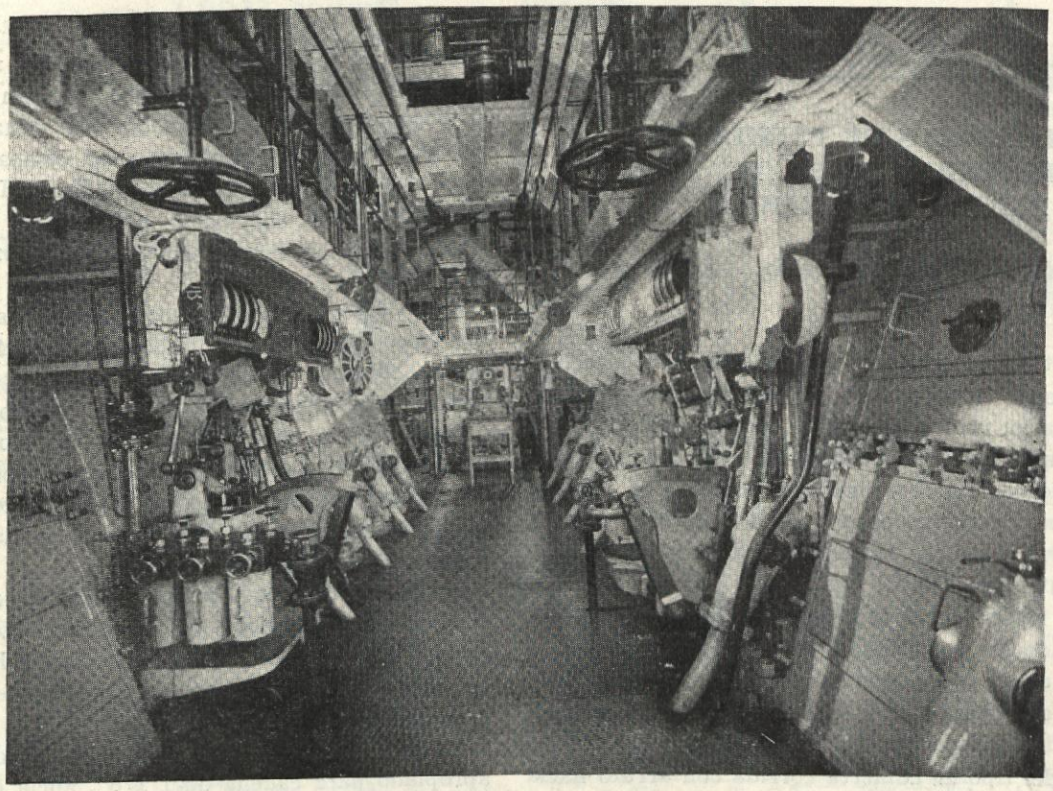
También van instalados dos grupos convertidores de 9KVA, de c. c., de 220 V., a c. a. monofásica, 220 V.

En la cubierta de botes a Er., anexos a la chimenea, van montados los dos grupos electrógenos de emergencia, compuestos cada uno de un motor Ruston y Hornsby, Ltd., tipo 4 VRHZ, de cuatro cilindros, cuatro tiempos, simple efecto, arranque en frío, de las siguientes características:

Diámetro y carrera: 114,3 - 139,7 mm.
Potencia y revoluciones: 40 HP. - 1.000 r. p. m.

Directamente acoplados a dínamos compound de la casa E. B. Alentorn, de 25 kw., a 220 V., dispuestas para trabajar aisladamente y en paralelo, corriente continua.

En los paneles centrales del cuatro principal de distribución van situados: el mando del interruptor automático principal, volante de la resistencia de campo de la respectiva dínamo, lámparas de control y aparatos de medida independientes para cada grupo. Voltímetro y amperímetro, con conmutador para acoplamiento en paralelo de los grupos de 180 kw. y voltímetro a barras. En los paneles laterales van situados los interruptores para los distintos servicios.



Cámara de máquinas.

Las características principales de la instalación eléctrica son las siguientes:

Fuerza: Corriente continua, 220 V., distribución bipolar.
Alumbrado normal: Corriente continua, 220 V., distribución bipolar.
Alumbrado emergencia (baterías,: Corriente continua, 220 V., distribución bipolar.

Los cuadros eléctricos, principal y de emergencia, fueron contruídos por "Unión Naval de Levante", siendo los equipos automáticos de la casa Walpp & Bourne, Ltd., y los aparatos de medida, de la casa Metron.

# Revista de Revistas

## BUQUES DE GUERRA

### REMOLCADORES DE PALETAS DIESEL-ELECTRICOS PARA EL ALMIRANTAZGO BRITANICO

(Del "Boletín de Información del Almirantazgo, número 70.)

Se están construyendo para el Almirantazgo británico siete remolcadores de paletas diesel-eléctricos para su utilización por la Marina inglesa.

La experiencia ha demostrado que los remolcadores de paletas son los más apropiados para la maniobra de portaviones y de los grandes buques de guerra, para las entradas en dársenas y maniobras entre muelles.

Para poder maniobrarlos bajo los costados salientes de los portaviones, estos nuevos remolcadores se están construyendo con palos eclipses, chimenea ap astada y con la forma corriente de roda inclinada hacia atrás.

Son del tipo de cubierta corrida con arrufo hacia proa y popa. Su misión principal es para el servicio de puerto, aunque se están construyendo para obtener la clasificación más alta del Lloyd's de 100 A 1 "Para remolque y servicio de salvamento", incluyéndoles fijación de línea de franco bordo para su posible servicio en la mar.

Los alojamientos, equipo de salvavidas, luces, señales, etc., cumplirán los requerimientos del Ministerio de Transportes y Aviación Civil.

Sus principales características son las siguientes:

| | |
|---|---|
| Eslora total | 47,82 m. |
| Eslora entre perpendiculares | 44,20 m. |
| Manga de trazado | 9,14 m. |
| Manga máxima | 18,29 m. |
| Puntal de trazado | 4,57 m. |
| Calado en carga | 3,05 m. |
| Velocidad en ruta libre | 13 nudos. |
| Tracción a punto fijo prevista | 15 t. |
| Desplazamiento en carga | 710 t. |

Los alojamientos están previstos para una dotación de 21 hombres, de los cuales seis son oficiales. El alojamiento del Comandante está situado en la cubierta del puente, a lo largo del compartimiento en el que están situados derrota, T. S. H. y radio, y próximo a la caseta de gobierno, la cual está construída de aleación ligera en las proximidades de la aguja.

En una caseta-superestructura sobre la cubierta alta está dispuesto el alojamiento del Jefe de Máquinas, cámara, cocina, repostería, aseos, etc. También en esta cubierta está situado el pañol de luces y espacio para ventiladores. En los alojamientos dispuestos en la cubierta baja existen dos camarotes dobles para oficiales, dos camaretas con siete y ocho literas, respectivamente, para la dotación, y comedor de marinería.

En el extremo de popa están situados: el pañol de efectos y de cables y el compartimiento del aparato de gobierno. Este aparato es electro-hidráulico, con telémetro de maniobra en la caseta de gobierno y maniobra a mano de emergencia.

El molinete es eléctrico, con motor de 16 HP. apropiado para cadena de 1 1/8", ancla de 610 kilogramos y cabirones de maniobra a cada banda. Existe también a popa, para maniobra, un cabrestante de 24" de diámetro, accionado por motor de 30 HP.

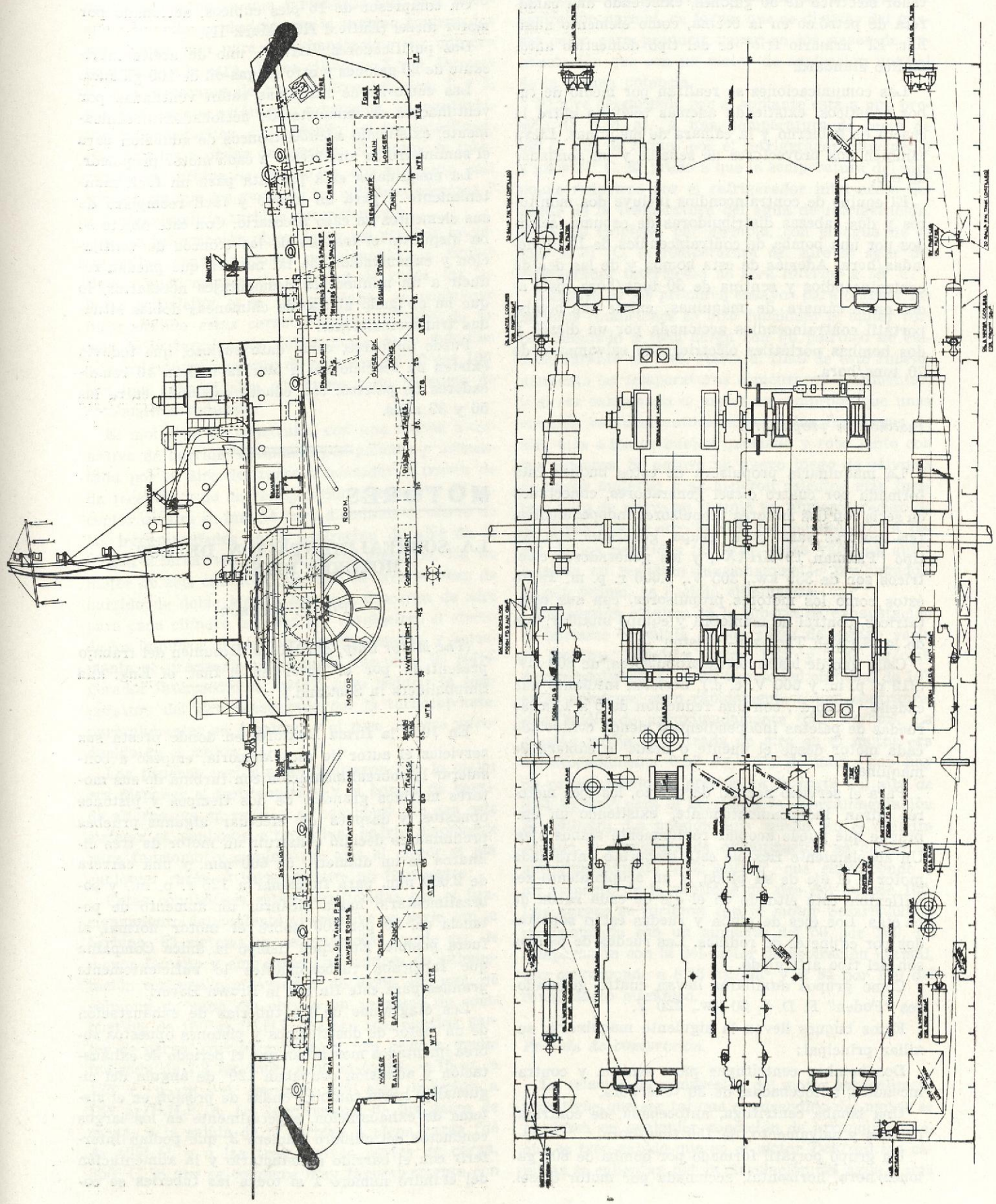
En el extremo de popa de la cubierta del puente están dispuestos dos ganchos de remolque, del tipo "Monarch", especial para la absorción de estrechonazos y probados cada uno a 50 toneladas.

Lleva dos botes salvavidas de seis pies en la cubierta del puente, maniobrados con pescantes de tipo radial sencillo "Schat", manejados a mano.

La calefacción de los alojamientos se efectúa con radiadores eléctricos del tipo de panel, en unión de estufas de carbón como medio secundario para la calefacción de los principales compartimientos.

La ventilación del buque es mecánica, del tipo de impulsión, llevando exhaustación la cocina, repostería, aseos, etc.

El suministro de agua caliente para camarotes, cocina, repostería y aseos se efectúa con un calen-




Disposición general y cámara de máquinas.

tador eléctrico de 50 galones, existiendo una caldereta de petróleo en la cocina, como elemento auxiliar. El "armario frío" es del tipo doméstico automático standard.

Las comunicaciones se realizan por medio de tubos acústicos, existiendo además teléfono entre la caseta de gobierno y la cámara de máquinas. Lleva también dos proyectores de señales y un sondador de eco.

El equipo de contraincendios incluye dos monitores y dos cabezas distribuidoras de espuma, servidos por una bomba de contraincendios de 150 toneladas/hora. Además de esta bomba y de las dos de contraincendios y sentina de 30 tons/hora instaladas en la cámara de máquinas, existe una bomba portátil contraincendios accionada por un diesel, y dos bombas portátiles eléctricas de salvamento de 70 tons/hora.

*Instalación propulsora.*

La maquinaria propulsora de estos buques está formada por cuatro diesel generadores, conectados en serie con dos motores propulsores independientes. Los motores para cada grupo generador son del tipo "Paxman 12 YHAX", y los generadores eléctricos son de 339 kw., 305 V., 1.600 r. p. m. Tanto éstos como los motores propulsores, con sus excitatrices, control de maniobra y equipo auxiliar, son de la "British Thomson-Houston".

Cada uno de los motores propulsores, de 800 CV. (212 r. p. m. y 600 V. c. c.), acciona, mediante una cadena "Renold", con una reducción de 8 a 1, a las ruedas de paletas independientes, siendo controlado cada motor desde el puente o desde la cámara de máquinas.

Para el servicio normal de puerto, los ejes motores giran independientemente, existiendo un embrague que puede acoplar rápidamente ambos ejes. Un acoplamiento flexible está dispuesto entre cada motor y el eje de su piñón, y un acoplamiento semiflexible está situado en el eje de cada rueda de paletas. Los ejes de piñón y ruedas están soportados por cojinetes de rodillos. Las ruedas de paletas son del tipo articulado.

Como grupos auxiliares llevan cuatro generadores "Foden" F. D. 6, 60 kw., 220 V.

Estos buques llevan la siguiente maquinaria auxiliar principal:

Dos bombas centrífugas para sentina y contraincendios, autocebadas, de 30 tons/hora.

Una bomba centrífuga, autocebada, de contraincendios y salvamento, de 150 tons/hora.

Un grupo portátil formado por bomba de 800 galones/hora, horizontal, accionada por motor diesel.

Un compresor de 16 pies cúbicos, accionado por motor diesel (Enfield HO2 Mark II).

Dos purificadores "Laval", uno de aceite lubricante de 25 galones y otro de gas-oil de 100 galones.

Las cámaras de máquinas están ventiladas por ventiladores de exhaustación accionados mecánicamente, existiendo además troncos de admisión para el suministro de aire fresco a cada motor propulsor.

La maquinaria está prevista para un fácil mantenimiento y para un rápido y fácil reemplazo de sus elementos en caso necesario. Con este objeto se ha dispuesto el trazado de los troncos de ventilación y exhaustación, de tal manera que puedan reducir a un mínimo los desmontajes necesarios, lo que ha obligado al uso de chimeneas dobles situadas transversalmente.

Puede indicarse, como dato curioso, que todavía existen en servicio en la Marina inglesa 10 remolcadores de paletas, con edades oscilando entre los 56 y 39 años.

# MOTORES

## LA SOBREALIMENTACION DE LOS MOTORES DIESEL

Por P. Jockson.

(*The Motor Ship*, abril 1955. Resumen del trabajo presentado por el autor en el Inst. of Eng. and Shipbuliders in Scotland.)

En 1950 la firma Doxford, en donde presta sus servicios el autor de esta Memoria, empezó a considerar la sobrealimentación con turbina de sus motores marinos grandes, de dos tiempos y pistones opuestos, y después de efectuar algunas pruebas preliminares decidió construir un motor de tres cilindros de un diámetro de 600 mm. y una carrera de 2.000 mm. para funcionar a 125 r. p. m., y sobrealimentarlo hasta alcanzar un aumento de potencia del 30 por 100 sobre el motor normal, si fuera posible. En aquel tiempo la única Compañía que fabricaba turbosoplantes lo suficientemente grandes para este fin era la Brown Boveri.

Los diagramas de las tuberías de exhaustación de un motor de dos tiempos y pistones opuestos sobrealimentados mostraban que el período de exhaustación y admisión ocupaban 120° de ángulo del cigüeñal, y había también ondas de presión en el sistema de exhaustación, especialmente en los largos conductos del cilindro número 3, que podían interferir con el barrido satisfactorio y la alimentación del cilindro número 1 si todas las tuberías se co-

nectaban juntas en una turbina de una sola admisión. Por ello, se decidió que la turbina tuviera dos admisiones, una para la exhaustación del cilindro número 1 y la otra, de los cilindros 2 y 3. De este modo, los escapes de los cilindros números 1 y 3, que son los que están más separados, se mantuvieron independientes, suprimiendo así las interferencias debidas a ondas de presión. El sector de toberas de la turbina se dividió en dos secciones casi iguales, ya que los gases de los cilindros números 2 y 3 atraviesan la turbina sucesivamente.

De la información obtenida en las pruebas iniciales y las consideraciones mencionadas, la Brown Boveri pudo calcular la cantidad de gases, las toberas y paletas, y la turbosoplante se construyó incorporando estas características. Al cabo de un mes de la terminación del montaje de la máquina se consiguió un aumento de potencia del 50 por 100 con una exhaustación sin humo y un consumo de combustible reducido.

El motor se ha construído con una bomba alternativa de barrido, accionada por palanca y alimentada por el aire del turboalimentador a través de un receptor y de un refrigerador intermedio. El receptor de aire se instaló para disminuir el efecto de las irregularidades en la aspiración de aire de la bomba alternativa, en el soplante giratorio. En un motor de seis cilindros, provisto de tres bombas de barrido de doble efecto, con una descarga de aire para cada cilindro una vez por revolución, el efecto de los impulsos de aire sería mucho menor, y únicamente se precisaría un pequeño receptor. El refrigerador intermedio se instaló para reducir la temperatura del aire descargado por la turbosoplante, para aumentar su densidad y el peso de aire introducido en el motor.

Las pruebas preliminares indicaron que lo mejor era disponer el turbosoplante y la bomba de barrido alternativa en serie, y se consideró que con este sistema el soplante alternativo podría disponerse para funcionar y suministrar aire al motor si por cualquier razón el turbosoplante no funcionara.

Estas condiciones están beneficiadas por el funcionamiento del soplante alternativo en serie con la turbina. El sistema de exhaustación puede ser de menor tamaño y emplearse una caldera de exhaustación con una contrapresión de hasta 450 mm. de columna de agua. Se obtuvo un consumo de combustible de 150 gr./B.H.P./h., con tres cuartas partes de carga, correspondiente a una presión media indicada de 7,3 kg./cm²; a plena carga—8,75 at. a 125 r. p. m.—el consumo fué algo superior a 154 gr/B.H.P./h. La temperatura de los gases de escape a la salida de la turbina a plena carga fué de 405° C, y a las tres cuartas partes de carga, 350° C, lo que se compara muy favorablemente con las temperaturas correspondientes de un motor de aspiración normal, de forma que se dispone del mismo calor para producir vapor en los gases de exhaustación que con un motor de aspiración normal de la misma potencia.

El aire descargado por el soplante está a una presión de 0,35 at. y una temperatura de cerca de 55° C, que se reduce por el refrigerador intermedio a unos 21° C. El grado a que la temperatura del aire puede reducirse por el refrigerador intermedio depende de la temperatura del agua de refrigeración, y en los trópicos, por ejemplo, con el agua de la mar a 27° C, la temperatura del aire al salir del refrigerador intermedio no será inferior a 38° C.

Después de los primeros ensayos para obtener las mejores condiciones se hizo funcionar el motor turboalimentado a toda carga con un petróleo de caldera durante un mes. Hacia el final de este funcionamiento las temperaturas comenzaron a aumentar, y al ser examinado el motor se comprobó que unas cuantas válvulas automáticas en las lumbreras de aire más altas se habían quemado y roto junto con sus asientos. Se obtuvo un nuevo juego de válvulas de mejor material y se hicieron asientos más fuertes; pero de nuevo se rompió un número crecido de éstos después de otro mes de funcionamiento. A pesar de los repetidos intentos, estas válvulas automáticas no resistían funcionamientos prolongados, y, por último, se decidió eliminarlas.

La presión máxima en la tubería de exhaustación al iniciarse la salida de los gases de escape varía en los tres cilindros entre 1,33 y 1,81 kg/cm². Aproximadamente, en un ángulo del cigüeñal de 10°, estas presiones caen rápidamente a una contrapresión media de aproximadamente 0,31 kg/cm². La presión media de entrada de aire en el motor era aproximadamente 0,52 kg/cm²; de modo que hay un exceso medio de presión en la parte del aire de 0,21 kg/cm² para el barrido y la sobrealimentación del cilindro. La presión que queda en el cilindro cuando la lumbrera de exhaustación se cierra es aproximadamente 0,42 kg/cm², que corresponde a un aumento de la cantidad de aire del 50 por 100. Las curvas se hicieron con el motor desarrollando una potencia con un aumento del 50 por 100, en comparación con la del motor de aspiración normal, que corresponde a 8,75 kg/cm² y el 91 por 100 del rendimiento mecánico.

*Presión de compresión.*

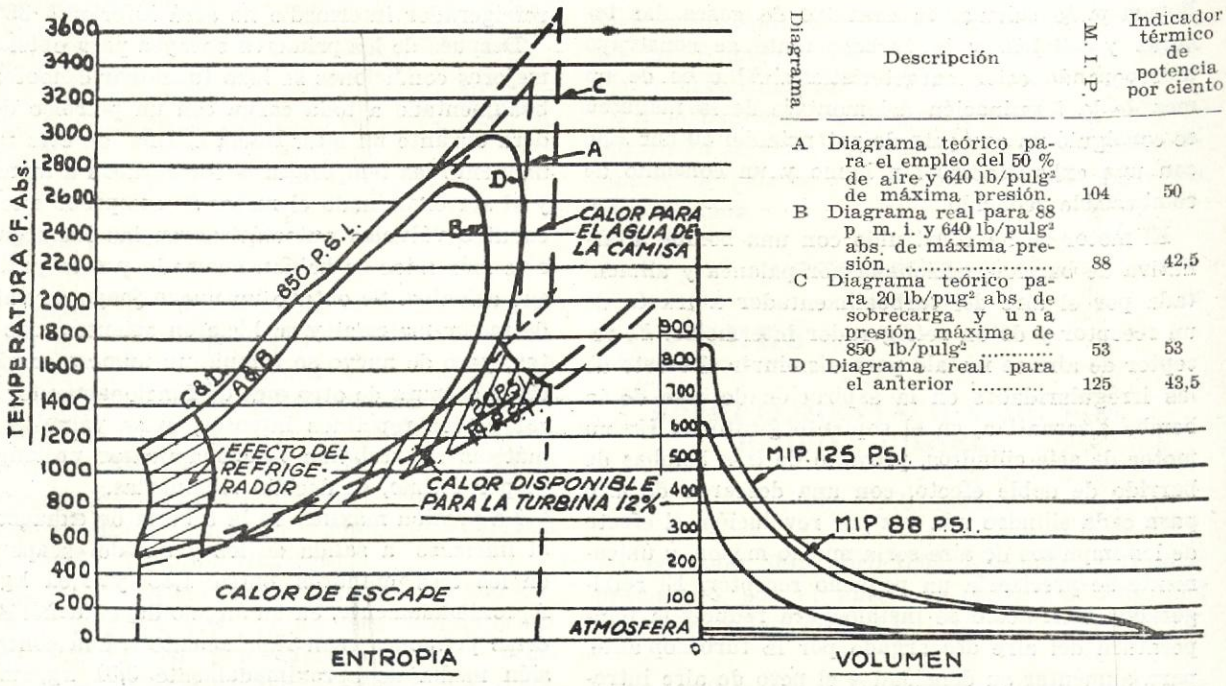
La relación de compresión del motor sobrealimentado tiene que ser tal que el encendido del motor se produzca en cualquier condición de arranque; aunque es bien sabido que en el motor Doxford las camisas se calientan por la circulación del agua a una

temperatura de 60° C aproximadamente. Al arrancar, el turbosoplante no descarga aire, y la presión de compresión a velocidades reducidas no excede de 20 atmósferas. A toda velocidad, pero sin carga, la cantidad de aire descargada por el soplante aumenta, y como hay más aire en el cilindro al comienzo de la compresión, la presión de compresión resultante ascenderá a 25 atmósferas; con un aumento de potencia del 30 por 100 llegará a 32 atmósferas, y con un aumento del 50 por 100 se aproximará a las 36 atmósferas.

Poco puede hacerse para modificar estas circunstancias, aunque la British Internal Combustion Engine Research Association está desarrollando un pistón de compresión variable. Si tiene éxito, compensará la variación en las presiones de compresión de un motor sobrealimentado. En el primer motor Doxford sobrealimentado la relación de compresión se redujo de 11,5 : 1 a 10,5 : 1; pero la presión de compresión con el 50 por 100 de sobrealimentación llegó a las 36 atmósferas. Estas circunstancias no afectaban al funcionamiento del motor y todavía pudo funcionar éste a velocidades del motor muy bajas.

*Presión máxima.*

El aumento en la presión de compresión lleva a un aumento en la presión máxima. En los motores modernos de inyección directa no puede conseguirse una buena economía con combustión a presión constante, y todos los motores con buenos consumos de combustible funcionan con ciclo mixto, lo que quiere decir que parte de la combustión tiene lugar aproximadamente a volumen constante y el resto a presión constante. La parte de combustión que tiene lugar a volumen constante aumenta la presión máxima por encima de la presión de compresión en una relación de 1,6 aproximadamente, de manera que la presión máxima con un aumento de potencia del 30 por 100 llega a 54 atmósferas, y con una sobrecarga del 50 por 100 se aproxima a las 60 atmósferas. Estas presiones altas imponen cargas más altas en todos los cojinetes y partes sujetas a la presión de combustión, de forma que en los motores Doxford para altos grados de sobrealimentación se ha considerado recomendable aumentar los tamaños de las vigas transversales, las bielas y los cojinetes y todos los pernos en el accionamiento lateral, hasta que las tensiones de estas partes no sean mayores que las normalmente permitidas. Las dimensiones de otras partes del motor se han aumentado proporcionalmente para obtener los esfuerzos normales.




| Diagrama | Descripción | M. I. P. | Indicador térmico de potencia por ciento |
|---|---|---|---|
| A | Diagrama teórico para el empleo del 50 % de aire y 640 lb/pulg² de máxima presión. | 104 | 50 |
| B | Diagrama real para 88 p. m. i. y 640 lb/pulg² abs. de máxima presión. ..... | 88 | 42,5 |
| C | Diagrama teórico para 20 lb/pug² abs. de sobrecarga y una presión máxima de 850 lb/pulg² ..... | 53 | 53 |
| D | Diagrama real para el anterior ..... | 125 | 43,5 |

**Fig. 1.—Diagrama del indicador y entrópico del motor sobrealimentado de dos tiempos.**

*Rendimiento mecánico.*

Como la mayor parte del trabajo realizado para aumentar la cantidad y presión del aire de barrido se deriva de la energía de los gases de escape, el rendimiento mecánico del motor sobrealimentado es mayor que el del motor normal, y se han medido

rendimientos mecánicos que exceden del 90 por 100. Esta mejora en el rendimiento mecánico lleva a una ligera mejora en el consumo de combustible del orden de 4 por 100. Un cálculo del trabajo hecho por el turbosoplante muestra que excede del 7 por 100 de la potencia del motor, con un aumento de potencia del 30 por 100. La potencia desarrollada por la turbina del motor experimental fué superior a 250 HP., cuando éste desarrollaba una potencia aumentada en un 50 por 100.

La figura 1 muestra un diagrama de indicador típico de un motor normal y de un motor sobrealimentado y los diagramas entrópicos correspondientes, que muestran las presiones y entalpias disponibles para el trabajo en el motor y en la turbina y las que tienen los gases de escape.

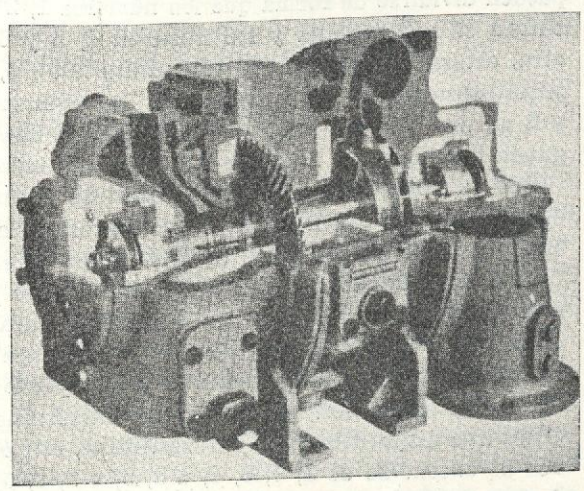


**Fig. 2.—El turbosoplante Brown Boveri.**

*Turbosoplantes.*

En la figura 2 se muestra el turbosoplante grande de Brown Boveri para los motores de dos tiempos, y se observará que el rotor de la turbina y el impulsor del soplante están montados en el mismo eje, que va sobre cojinetes de bolas de gran velocidad, y forma una disposición compacta.

El turbosoplante Napier tiene alguna popularidad en Inglaterra. El soplante es similar al de Brown Boveri, en que el rotor de la turbina e impulsor del soplante están montados en el mismo eje. El rotor en este caso está montado sobre cojinetes corrientes, que tienen que suministrarse con lubricación de presión. Tiene la ventaja de que el sector de las toberas es independiente y puede reemplazarse si alguna se deteriora. Los cojinetes tienen montaje esférico para facilitar la alineación y la envolvente de la turbina está refrigerada por agua.

Tanto el turbosoplante Brown Boveri como el Napier se construyen para bajas y para altas presiones, capaces de recibir gases de exhaustación hasta una temperatura de 565° C en funcionamiento continuo. El tipo de alta presión requiere un refrigerador intermedio para reducir la temperatura del aire antes de que pase al motor. Estos refrigeradores intermedios tienen un gran número de tubos de pequeño diámetro con pantallas para el aire, y son muy eficaces. El agua de refrigeración pasa a través de los tubos y el aire va guiado. Son muy compactos y los espacios entre las pantallas limitados, de suerte que se atascarían si el aire se contaminara con aceite o suciedad.

En general se considera que el aire en la cámara de máquinas de un barco es lo suficientemente limpio, aunque las entradas del soplante pueden estar provistas de un filtro además de los dispositivos contra el ruido. El autor considera que cuando pueda evitarse el empleo de un filtro debería hacerse, ya que los filtros de aire eficaces son muy grandes y tienen que limpiarse frecuentemente para que no se obturen. Un filtro obturado puede ser un mayor impedimento para el suministro de aire de un motor que la pequeña cantidad de polvo que normalmente entra en una cámara de máquinas.

*Ordenes de encendido y disposiciones de las turbinas.*

Las tuberías desde los cilindros a la turbina tienen que estar libres de codos y ser lo más cortas posible para conservar la energía de los gases de exhaustación. Ya se ha visto que el barrido y la carga de los cilindros ocupa unos 120° del ángulo del cigüeñal y, por tanto, el espaciamiento de los impulsos de exhaustación en cualquiera de las toberas debe estar, por lo menos, a una separación de 120°, para evitar la interferencia de un impulso de escape con el barrido del cilindro anterior. Para estos motores grandes, el área de las toberas de la turbina tiene que ser adecuada para que no se mantengan los impulsos de presión en la exhaustación y haya poca resistencia en el cilindro cuando las lumbreras de aire se abren para el período de barrido y sobrealimentación.

Siempre que los impulsos en cualquiera de las secciones de las toberas estén espaciados 120°, el área de la tobera será la misma aunque pasen por ella los gases de 1, 2 ó 3 cilindros. Por tanto, será evidente que una turbina pueda disponerse para recibir los impulsos de los tres cilindros con un espaciamiento de 120° del ángulo del cárter, y será mucho más pequeña que una turbina de tres admisiones que tome los impulsos de cada cilindro separadamente. Este es el factor que impone el tamaño, peso y coste de un turbosoplante.

El motor de cuatro cilindros del tipo de dos tiempos y pistones opuestos se construye generalmente con un orden de encendido de 1, 3, 4, 2; pero disponer esto en una turbina de dos admisiones es algo dudoso, ya que para introducir los impulsos en cualquiera de las secciones con un espaciamiento de por lo menos 120°, los cilindros números 1 y 4 deben ir a una de las admisiones, y los números 2 y 3, a la otra; lo que da lugar a que haya tuberías muy largas entre los cilindros números 1 y 4, y pueden producirse ondas de presión no beneficiosas. Con dos turbinas de dos admisiones (una por cilindro)

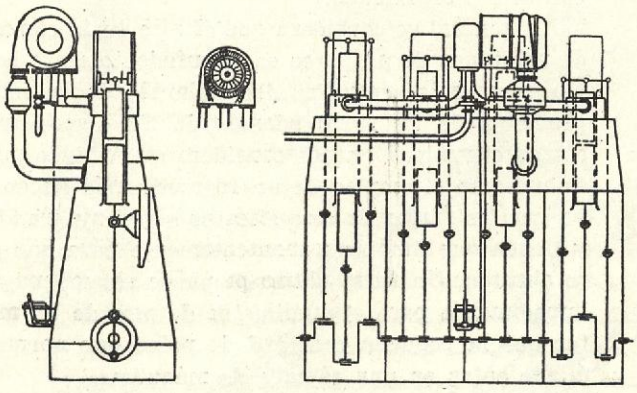


Fig. 3.—Disposición del suministro de vapor para el soplante.

podría llevarse a cabo una disposición satisfactoria; pero esto resulta complicado y costoso. El orden de encendido conveniente para los turbosoplantes es 1, 3, 2, 4, de forma que los cilindros números 1 y 2 pueden instalarse en una rama de una turbina de dos admisiones y los números 3 y 4 en la otra rama, o, alternativamente, pueden adoptarse dos turbinas pequeñas de una sola admisión, una tomando los cilindros números 1 y 2 y la otra los números 3 y 4.

Desgraciadamente, el orden de encendido de 1, 3, 2, 4, introduce un momento secundario desequilibrado de alguna magnitud, que puede producir vibraciones en circunstancias desfavorables. Cuando el equilibrio primario por cilindro no es completo, como en el motor de diafragma, el momento primario no equilibrado se reduce a una magnitud de un tercio por el orden de encendido 1, 3, 2, 4.

El motor de cinco cilindros resulta más complicado, ya que en los motores de dos tiempos, de pistones opuestos, el orden de encendido que proporciona el mejor equilibrio es 1, 2, 4, 5, 3, por lo que se verá que los cilindros adyacentes 3, 1, 2 siguen uno a otro y los períodos de encendido de los cilindros están separados únicamente 72° del ángulo del cigüeñal. Similarmente, el período de encendido de los números 4 y 5 está separado únicamente 72° del ángulo del cigüeñal. En un motor de cinco cilindros no puede disponerse un nuevo orden de encendido para que el turbosoplante tenga mejores condiciones sin introducir grandes momentos secundarios en perjuicio del equilibrado del motor. Se necesitan dos turbosoplantes grandes de admisión doble, uno para recibir los escapes del cilindro número 1 en una rama, y de los cilindros números 2 y 3 en la otra rama, y el otro turbosoplante, los cilindros números 4 y 5 en dos ramas separadamente.

En el motor de seis cilindros, del tipo de pistones opuestos, puede realizarse la mejor disposición, con un orden de encendido de 1, 4, 2, 6, 3, 5, que proporciona buen equilibrio al motor y los cilindros pueden dividirse de forma que los números 1, 2 y 3 entran en una turbina y los números 4, 5 y 6 en otra, estando separados los encendidos 120°, ó, alternativamente, pueden disponerse los números 1 y 2 en una turbina, los números 3 y 4 en una segunda turbina y los números 5 y 6 en una tercera.

Con el motor de siete cilindros vuelven a surgir dificultades. Un orden de encendido normal para un motor de pistones opuestos de siete cilindros es 1, 7, 2, 5, 4, 3, 6, que ocasiona dificultades en la disposición de una turbina de dos admisiones para los cilindros 4, 5, 6 y 7. Se verá que esto supone tuberías largas entre los cilindros 4 y 7, y puede haber ondas de presión que produzcan interferencias. Con otras disposiciones de los cigüeñales, con órdenes de encendido de 1, 7, 3, 6, 4 2, 5, ó 1, 7, 5, 2, 4, 6, 3, los intervalos entre los impulsos de los gases de escape en una u otra sección de una turbina son únicamente de dos intervalos angulares del ci-

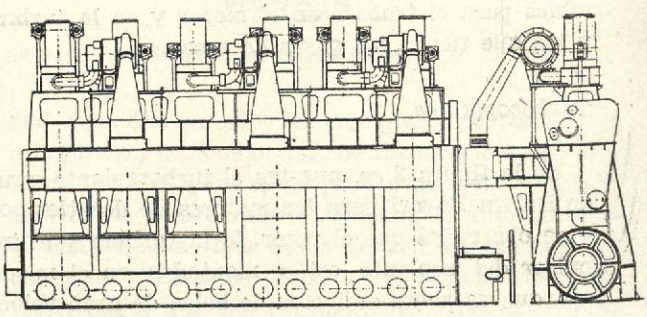


Fig. 4.—Secciones del motor de 750 × 2.500 mm. sobrealimentado por tres turbosoplantes.

güeñal, o sea 103°, y los momentos secundarios se aumentan. Un buen orden de encendido es 1, 6, 3, 5, 2, 7, 4; esto puede disponerse sin que se produzca un gran desequilibrio y, en lo que puede apreciarse, las características torsionales, para la mayoría de las instalaciones, no empeorarán. Este es un caso en el que la disposición de los turbosoplantes rige el orden de encendido más bien que otras consideraciones. Hay tres disposiciones posibles: una, con los cilindros 1, 2 y 3 colocados en una turbina de dos

admisiones; los 4 y 5, en una turbina de una o de dos admisiones, y los de 6 y 7, en una similar de una o dos admisiones; otra disposición sería colocar juntos los 4 y 5 y 6 y 7 en una turbina de dos admisiones, que no resultaría más voluminosa que las otras turbinas empleadas; ésta sería, por tanto, una disposición más económica. En cualquier caso, las turbinas están algo desigualmente cargadas y podría haber interferencias. Esto también puede paliarse empleando dos turbinas de tres admisiones y dividiendo el escape del cilindro número 4 entre una pequeña sección de toberas en cada turbina.

Hasta ahora, Doxford no ha considerado la construcción de motores de más de siete cilindros, ya que la vibración torsional impuesta al motor y a los ejes es muy fuerte, y es dudoso que pudiera conseguirse una solución satisfactoria.

*Sobrealimentación auxiliar.*

Como un turbosoplante no proporciona el aire necesario a una presión suficientemente alta para un motor de dos tiempos cuando maniobra o funciona a velocidad reducida, se han considerado diversas formas de suministrar el aire extra, y se han obtenido patentes para algunas de éstas. En la actualidad se ha decidido conservar el soplante alternativo, ya que esto proporciona seguridad y no supone ninguna complicación. Ocupa con bastante diferencia menos espacio, es menos costoso y más eficaz que los soplantes rotativos para producir aire de presión baja y funciona igualmente bien en cualquier dirección de rotación del motor, sin válvulas de cambio u otras complicaciones.

Sin embargo, si se desea eliminar el soplante alternativo accionado por el motor, el aire extra puede suministrarse de otras formas. Se ha estudiado la posibilidad de tener una pequeña entrada independiente de vapor o aire de alta presión y una sección de tobera en la turbina, de modo que el vapor de una caldera o el aire de una botella pudieran servir para que los gases de escape proporcionen más aire durante la maniobra y el funcionamiento a velocidad reducida. Esta entrada independiente de vapor o aire en el rotor de la turbina puede disponerse convenientemente y el suministro de vapor o aire puede regularse por medio de la palanca de maniobra, como puede verse en la figura 3.

Otro método es instalar un motor eléctrico en el extremo del eje del turbosoplante y emplearlo en las velocidades reducidas. Se necesita un motor relativamente pequeño, pero tiene que funcionar a una velocidad de unas 2.000 r. p. m., que es lo suficiente para proporcionar aire para que el motor funcione a velocidad reducida. Por otra parte, cuando la potencia del motor aumenta, la turbina funciona hasta a 6.000-7.000 r. p. m. y el motor giraría a una velocidad excesiva. Para evitar esto se necesita cualquier forma de embrague para desconectar el motor del eje de la turbina, y aunque un embrague centrífugo de reversión o un embrague de aire es una posibilidad, el proyecto propuesto por Doxford es montar un mecanismo que desembrague por medios mecánicos o eléctricos, en cuanto se meta la palanca de regulación del combustible y la velocidad del turbosoplante aumente.

*La sobrealimentación por el turbosoplante.*

Después de terminar el trabajo experimental en el primer motor de tres cilindros se instaló éste en un petrolero, el *British Escort,* de 12.000 toneladas. Los petroleros de este tamaño están equipados generalmente con un motor de cuatro cilindros del mismo diámetro, de modo que un motor de tres cilindros tiene que desarrollar el 33 por 100 de potencia extra por cilindro en condiciones de servicio.

El mayor motor Doxford que se está construyendo en la actualidad es de un diámetro de 750 mm. por una carrera de 2.500 mm., capaz de desarrollar 1.500 HP. por cilindro, a 110 r. p. m., de modo que el motor de seis cilindros dará 9.000 HP., a una presión media indicada de 6,3 kg/cm². Cuando los resultados del perfeccionamiento de la sobrealimentación se apliquen a este motor de máximo tamaño, podrán desarrollarse hasta 13.000 S.H.P., con un motor de seis cilindros sobrealimentado. Este tipo de motor puede verse en la figura 4. El peso estimado del mismo es de 570 toneladas. Pueden observarse tres turbosoplantes, tomando cada uno los gases de escape de dos cilindros únicamente. Los soplantes mayores que se están construyendo en la actualidad pueden, como máximo, emplear los gases de escape correspondientes a una potencia aproximada de 5.000 S.H.P., de forma que en estos motores grandes de seis cilindros se necesitan tres soplantes. No se tiene intención de llevar a cabo inmediatamente instalaciones de esta magnitud, pero pueden realizarse instalaciones hasta de 11.000 a 12.000 S.H.P. Se apreciará que, como los resultados del trabajo de perfeccionamiento se aplican a los motores Doxford grandes de pistones opuestos, podrá disponerse de estas mayores potencias.

Otra ventaja de la sobrealimentación es la reducción del espacio de la cámara de máquinas y que puede ofrecerse un motor más pequeño y más ligero de peso, que haga el mismo trabajo que el motor más grande de la actualidad. La longitud del motor más grande, de un diámetro de 750 mm., que tiene en la actualidad 9.000 S.H.P., con seis cilindros, es de 68 pies, pero con la aplicación de la sobrealimentación, un motor de un diámetro de 650

milímetros y una carrera de 2.320 mm., funcionando a 116 r. p. m., daría la misma potencia. El peso del motor sería de unas 420 toneladas, en comparación con 525 toneladas, y su longitud, 12 pies menor. El mayor rendimiento mecánico del motor sobrealimentado proporciona una reducción en el consumo de combustible del orden del 4 por 100, que en un barco que lleva combustible para ochenta días significa una reducción de 110 toneladas en el peso del combustible que transporta.

La mayoría de los petroleros y buques de carga que requieren potencias de 12.000-15.000 S.H.P. están en la actualidad equipados con turbinas de vapor engranadas. El consumo de combustible de un vapor de 15.000 HP. es, por lo menos, 100 toneladas por singladura, y a menudo el consumo en servicio es un 20 por 100 mayor. En la maquinaria diesel sobrealimentada por los turbosoplantes de escape este consumo puede reducirse a menos de 60 toneladas diarias cuando funciona con la misma clase de combustible, es decir, petróleo de caldera, y de esta forma el ahorro en combustible es, por lo menos, de 40 toneladas diarias, que equivale, al precio actual, a unas 280 libras diarias; así que en un petrolero que está en la mar 300 días al año, la reducción en el coste de combustible sería de 84.000 libras en el mismo intervalo de tiempo. El peso total de la maquinaria y el espacio que ocupa no sería mayor que el de la maquinaria a vapor, incluyendo las grandes calderas necesarias y el peso del combustible transportado para 80 días se reduciría en más de 3.000 toneladas. La maquinaria también sería más sencilla de operar, pues los modernos sistemas de vapor de alta presión con el número de válvulas de regulación y de cambio necesarias para los sistemas de precalentamiento y recalentamiento, no son sencillas en su disposición. El entretenimiento también sería de tipo normal.

El motor diesel marino, reversible, directamente acoplado, es la forma de propulsión más sencilla y económica para los grandes barcos, aunque a veces puede obtenerse una instalación más ligera con maquinaria diesel engranada. Por otra parte, la maquinaria mencionada ha tenido anteriormente un mayor consumo de combustible, hasta del 10 por 100, en los motores de gran velocidad solamente, y también un aumento de hasta el 7 por 100, debido a los acoplamientos y engranajes de transmisión, de forma que el consumo de combustible ha sido realmente mayor en un 15 por 100, lo que equivale, en un barco de 13.000 S.H.P. a ocho toneladas diarias, y en un barco que lleva combustible para 80 días, a a un aumento de 640 toneladas. Esto compensa más que de sobra la reducción posible en el peso empleando maquinaria engranada; además, en un petrolero con 300 días al año en la mar el aumento de consumo de combustible es aproximadamente 2.400 toneladas, que equivalen a 17.000 libras al año en el coste del combustible.

La propulsión diesel directa, hasta 15.000 S.H.P., está dentro del alcance del motor Doxford de pistones opuestos, sobrealimentado. Con la experiencia obtenida en los treinta últimos años, estas instalaciones pueden ofrecerse con entera confianza y proporcionar grandes economías en el consumo del combustible en relación con la turbina de vapor o la maquinaria diesel engranada.

# Información General

## EXTRANJERO

### CONSTRUCCION DE UN TRASATLANTICO EN EL JAPON

El Ministerio de Transporte japonés ha hecho público que está estudiando el proyecto de construcción de un trasatlántico de 19.500 toneladas, destinado a la línea Yokoama-San Francisco. Su coste ha sido estimado en 4.300.000 libras. Se espera que su entrega se efectúe en la mitad del año 1957. Su velocidad es de 22 nudos, y podrá transportar 150 pasajeros de primera clase y 500 en clase turista.

### CONSTRUCCION EN EE. UU. DE DOS TRASATLANTICOS DE LUJO

La "Grace Line" va a construir dos trasatlánticos de lujo de 19.238 toneladas, con capacidad para transportar 308 pasajeras. Tendrán 177 m. de largo y su velocidad será de 20 nudos.

La Comisión Marítima de los EE. UU. contribuirá seguramente con el 40 por 100 para el pago de estos buques, en forma de prima.

En las ofertas correspondientes a dos astilleros han sido valorados en 22.449.580 y 22.540.000 dólares, respectivamente, con precios alternativos de 23.038.796 y 22.980.000 si fuesen provistos los buques además con emplazamientos para artillería, tanques de agua adicional y otras características militares.

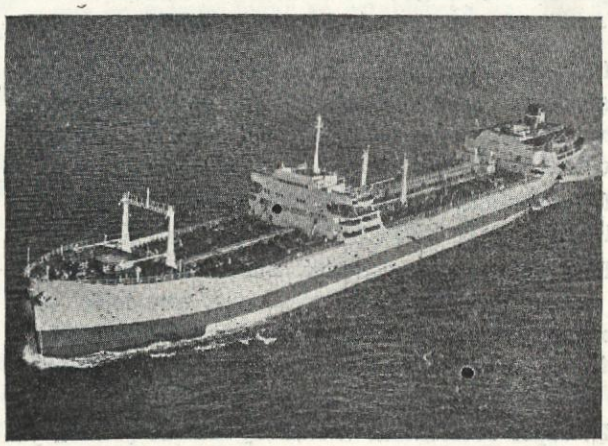
### ENTREGA DEL PETROLERO "WORLD SINCERITY"

El día 2 de diciembre último, se efectuó en los astilleros suecos de Kockum, Malmö, la entrega del petrolero de 32.750 toneladas de peso muerto, "World Sincerity", para la Compañía "Mercury Tanker, S. A.", de Panamá, perteneciente al grupo Niarchos.

Las características principales de este buque, son las siguientes:

| | |
|---|---|
| Eslora total | 201,96 m. |
| Eslora entre perpendiculares | 194,31 m. |
| Manga | 26,21 m. |
| Puntal | 14,07 m. |
| Calado francobordo de verano | 10,50 m. |
| Arqueo bruto | 20.902 T. R. |
| Capacidad de los tanques de carga. | 43.603 m³. |
| Capacidad de las bombas de carga. | 3×1.000 t/h. |

Este buque va dotado de un equipo turbo-propulsor Kockum/Laval, con doble engranaje reductor, de una potencia de 16.500 BHP a 103 r. p. m.



La velocidad conseguida en las pruebas fué de 17,6 nudos, siendo la contratada de 17 nudos.

El vapor recalentado a una presión de 42 kg/cm². y 463°C, lo suministran dos calderas Foster Wheeler tipo "D", que genera cada una 26 t. de vapor por hora.

Los grupos auxiliares están constituídos por

dos turbo alternadores de 950 kVA, 440 V., trifásicos, 60 períodos/segundo, y un diesel-alternador de 170 kVA para puerto. Este último grupo es completamente autónomo y tiene arranque eléctrico mediante una batería de 24 V. 150 Ah.

El buque lleva en el centro tres camarotes extras para oficiales de pasaje. Los alojamientos son ventilados mecánicamente, disponiendo de una renovación de aire en cámaras de 10-12 veces por hora.

## BOTADURA DEL PETROLERO "BRAHEHUS"

El 29 de noviembre ppdo. se efectuó en los astilleros suecos de Kockum, Malmö, la botadura del petrolero de 24.400 toneladas de peso muerto, "Brahehus", que se ha construído para armadores suecos.

Sus características principales son las siguientes:

| | |
|---|---|
| Eslora total | 184,79 m. |
| Eslora entre perpendiculares | 173,74 m. |
| Manga de trazado | 23,47 m. |
| Puntal de trazado | 13,03 m. |
| Calado francobordo de verano | 9,86 m. |
| Arqueo bruto | 16.150 T. R. |
| Capacidad de carga | 34.182 m³. |

La carga irá estibada en tres filas de 12 tanques, una central y dos laterales. Para la maniobra de carga lleva el buque tres turbo-bombas con una capacidad de 700 t/hora.

La capacidad de petróleo para el consumo propio del buque es de 2.383 t.

El equipo propulsor estará constituído por un juego de turbinas Kockum/Laval, que, con doble engranaje, desarrollará una potencia de 8.100 BHP a 104 r. p. m., siendo la velocidad prevista en pruebas de 14,75 nudos.

El vapor recalentado a 31,5 kg/cm² de presión y 388°C de temperatura, lo suministrarán dos calderas Foster Wheeler.

El grupo de generadores estará formado por dos turbo-alternadores de 560 kVA, 380 V. trifásicos, 50 períodos/segundo y un diesel-alternador de 100 kVA para puerto.

# NACIONAL

## ENTREGA A LA MARINA DE GUERRA DEL REMOLCADOR DE ALTA MAR RA-2

El 12 de septiembre último se celebró en la Factoría de Cartagena de la Empresa Nacional "Bazán" la entrega del remolcador de alta mar RA-2, segundo de la serie de dos unidades que se han construído en la misma.

En el número de agosto ppdo. de esta Revista dimos una amplia información de las características e instalaciones que llevan estos potentes remolcadores.

## BOTADURA DEL CARGUERO "HERNANDO DE SOLIS" EN CARTAGENA

En la mañana del día 20 de diciembre último, en el Astillero de Cartagena de la "E. N. Bazán", de C. N. M., S. A., se ha verificado la puesta a flote —después de su traslado de la grada al dique deponente—de la motonave de carga *Hernando de Solís*, que para la Empresa Nacional "Elcano" de la Marina Mercante se construye en dichos Astilleros. Ha durado la construcción del casco de este buque hasta su botadura cien días desde la colocación de su quilla.

Sus características principales son las siguientes:

| | |
|---|---|
| Eslora máxima | 131,50 m. |
| Eslora entre perpendiculares | 122,— m. |
| Manga fuera de miembros | 17,20 m. |
| Puntal de construcción | 10,83 m. |
| Calado medio en plena carga (aprox.). | 7,48 m. |
| Desplazamiento correspondiente | 10 950 t. |
| Peso muerto | 7.000 t. |
| Arqueo bruto aproximado | 5.400 T.R. |

Fué amadrinado por la Excma. Sra. D.ª Carmen Hierro de González-Aller, esposa del Excmo. Sr. Capitán General del Departamento.

Al acto asistieron, con el presidente del Instituto Nacional de Industria, Excmo. Sr. D. Juan Antonio Suanzes, las Autoridades civiles y militares locales, así como el personal directivo de las Empresas armadora y construtora.

Este buque, del tipo "Y" de la "E. N. Elcano", es el primero que se bota de una serie de cuatro unidades, de las que dos construye esta factoría de la "Bazán" y las otras dos "Astilleros de Cádiz".

## INSTITUTO NACIONAL DE RACIONALIZACION DEL TRABAJO

Departamento de Organización Científica

### XI CONGRESO INTERNACIONAL DE ORGANIZACION CIENTIFICA DEL TRABAJO EN PARIS

En el mes de junio del año 1957, el Comité Internacional de Organización Científica del Trabajo (C. I. O. S.) celebrará su XI Congreso Internacional en París, en el que participarán representantes de países de Europa Ocidental, América y Oceanía, para tratar determinados temas sobre la materia.

Estos Congresos organizados por el C. I. O. S. se celebrarán periódicamente, habiendo tenido lugar el primero el año 1924 en Praga; posteriormente fueron celebrados, sucesivamente, en Bruselas (1925), Roma (1927), París (1929), Amsterdam (1932), Londres (1935), Washington (1938), Estocolmo (1947), Bruselas (1951) y en São Paulo en 1954. Esta Organización Internacional está formada por los organismos nacionales que agrupan a todas aquellas personas y organizaciones interesadas en las aplicaciones de la Organización Científica del Trabajo; en la actualidad tiene un sólido prestigio debido a que sus fundadores fueron, a su vez, los que iniciaron el estudio de estos problemas a principios de siglo y hoy día pertenecen a dicha Organización los países que, por su desarrollo económico, han ido comprobando la importancia que la Organización Científica del Trabajo tiene para elevar la productividad en el país.

Entre los países miembros del C. I. O. S. figura España, representada por el Instituto Nacional de Racionalización del Trabajo, del Patronato "Juan de la Cierva" de Investigación Técnica.

La labor cada día más importante en el dominio de las aplicaciones de la Organización del Trabajo que se está realizando en España, parece una razón importante para que España preste atención a este Congreso y que su participación sea la más amplia posible.

*Temas del Congreso.*

El tema general del Congreso será *"Realizaciones de las empresas y organismos colectivos en materias de Organización Científica del Trabajo. Futuro ro ante la evolución técnica y social"*.

Por organismos colectivos se han de entender las asociaciones profesionales de Empresarios, Sindicatos, Cooperativas, etc.

El tema general anterior será tratado a través de los siguientes subtítulos:

1. La difusión de los principios y los métodos de la dirección de empresas.
2. Problemas de la estabilidad de la ocupación y de sus incidencias.
3. La investigación científica de las decisiones. (Investigación Operativa.)
4. La determinación de normas para la medida del rendimiento a través de la utilización de la simplificación del trabajo y de la normalización.
5. El desarrollo del automatismo en la industria.
6. Contribución del estudio de los mercados a la orientación de las actividades profesiones y de la economía general del país.
7. ¿Qué se puede esperar de la información necesaria entre las asociaciones profesionales, las empresas y la administración pública?
8. La Administración Pública; evolución de sus métodos de trabajo y de sus relaciones con el público.
9. Difusión de la Organización Científica del Trabajo en la Agricultura y resultados obtenidos. (industrias agrícolas, cooperativas, etc.)
10. Difusión de la Organización Científica en el Comercio y resultados obtenidos.
11. La organización de los trabajos domésticos en las colectividades públicas y privadas.

*Organización de la participación española en el Congreso.*

Con objeto de que la participación española sea lo más amplia posible y, al mismo tiempo, se puedan enviar comunicaciones de interés, es fundamental comenzar las actividades lo antes posible. Sin embargo, dada la variedad de temas, parece adecuado que en primer lugar se establezcan aquellos temas en que España pueda participar, con objeto de comunicarlo al Comité de Organización de Francia, encargado de la organización total del Congreso. La fecha límite para indicar los temas en que España participará será el día 31 de enero de 1956, y, por consiguiente, debe enviarse una contestación definitiva sobre tal materia antes de la referida fecha.

*Participantes españoles.*

Como la participación española, tanto en forma individual como colectiva, ha de realizarse a través del Instituto de Racionalización del Trabajo por ser el representante español en el Comité Interancional de Organización Científica, se ruega a toda persona, empresa u organismo interesados en enviar alguna comunicación, lo notifique, indicando dentro de qué título de los especificados antes quedará incluído, al referido Instituto de Racionalización del Trabajo, Serrano, 150, Madrid, antes del día 20 de enero

de 1956, con objeto de dar cumplimiento a las normas establecidas para la organización del XI Congreso Internacional de Organización Científica.
Madrid, 9 de diciembre de 1955.

## TECNICAS MODERNAS UTILIZADAS EN EL PLAN DE PRODUCCION Y CONTROL

El Instituto Nacional de Racionalización y el Instituto de Investigaciones Estadísticas del Consejo Superior de Investigaciones Científicas, atentos al desenvolvimiento y difusión de las modernas herramientas de la Organización Científica del Trabajo y a la aplicación de las mismas a la Industria, prepara un Curso sobre *Técnicas modernas utilizadas en el plan de producción y control;* destinado a dar a nuestros técnicos las enseñanzas precisas para el desarrollo de tan importantes factores de la Organización en sus Empresas.

El Curso comprenderá dos partes, dedicada una, de índole general, al planeamiento de la producción y al estudio de los procedimientos básicos de control, y la otra, a las aplicaciones de la Técnicas Estadísticas al Control de las Fabricaciones.

En la parte últimamente mencionada se prestará especial atención al Control Estadístico de la Calidad, de tan gran importancia como medio más adecuado para mantener la calidad de los productos dentro de determinados niveles. Se tratará asimismo, con carácter más general, de otras aplicaciones de la Estadística y de alguna otra herramienta a la industria; estos temas serán desarrollados con la misma extensión que ahora se concede al Control de la Calidad, en sucesivos Cursos a celebrar en el futuro.

*Programas del Curso.*

Las materias anteriores se desarrollarán con arreglo al siguiente programa:

I.—*Plan y Control de la Producción.*

Control de la Producción. Concepto y objetivos. Organización para el Control. Previsión de la Producción. Plan de Producción. Programación y Lanzamiento. Carga de máquinas. Control de órdenes de Fabricación. Control de Almacén.

II.—*Aplicaciones Industriales de la Estadística.*

a) Conceptos estadísticos fundamentales.
b) Control estadístico de la calidad. Proceso de la Fabricación. Calidad de una pieza y de un lote. Alteraciones en los procesos. Construcción de gráficos. Esquema de funcionamiento del C. E. de la C. Organización y Personal. Inspección de aceptación. Planes de inspección por muestreo. Tablas típicas de inspección. Esquema de funcionamiento en la recepción de materiales y en la inspección final de productos.
c) Otros métodos estadísticos. Contraste de métodos de producción mediante muestras. Estimación de características de un lote. Métodos de regresión y correlación. Diseño de experimentos. Problemas de colas. Observaciones instantáneas.

III.—*Programación lineal.*

*Desarrollo del Curso.*

El desarrollo de estos temas estará a cargo de:
Don Sixto Ríos García, Catedrático de la Universidad. Director del Instituto de Investigaciones Estadísticas.
Don Alberto Pintado Fe, Ingeniero Industrial. Colaborador del Departamento de Organización Científica del Trabajo del Instituto Nacional de Racionalización.
Don Oscar García Siso, Asesor Estadístico de Marconi Española, S. A. Colaborador del Instituto de Investigaciones Estadísticas.
Don José Romaní Miguel, Colaborador del Instituto de Investigaciones Estadísticas. Becario del Instituto Tecnológico de Massachussets.

El curso se celebrará en Madrid, en los locales del Instituto Nacional de Racionalización del Trabajo, Serrano, 150; comenzará el día 20 de febrero, a las diez de la mañana, y terminará el día 29 del mismo. Su duración será de unas cincuenta horas.

*Asistencia al Curso.*

Todos los interesados en tomar parte en el Curso lo comunicarán al Departamento de Organización Científica del Trabajo del Instituto de Racionalización, Serrano, 150, Madrid, antes del día 1 de febrero de 1956, indicando brevemente su posición y cometidos dentro de la empresa a que pertenezcan.

Los derechos de matrícula serán de 2.000 pesetas.

El número de plazas es limitado y la selección se hará en igualdad de nivel técnico, en el orden que se reciban las peticiones.

Se entregará abundante material para el mejor aprovechamiento de las enseñanzas, y se tratarán casos prácticos de aplicación de las materias objeto del Curso.

## INSTITUTO INTERNACIONAL DE LA SOLDADURA

*Asamblea Anual de 1956 en Madrid.*

En el mes de julio del próximo año se celebrará en Madrid la Asamblea Anual de 1956 del Instituto Internacional de la Soldadura.

Con este motivo, se solicita de todos los Miembros del Instituto y de las personas interesadas en la soldadura y en sus técnicas afines de estudio y aplicaciones, que presten su máximo apoyo al feliz desarrollo de las reuniones de trabajo, previstas para la semana del 1 al 8 de julio.

El trabajo técnico de la Asamblea tendrá lugar, por una parte, durante una Sesión Pública, en la que, sobre el tema "La productividad por la Soldadura", se presentarán trabajos inéditos, que no serán leídos, sino discutidos, para lo cual serán publicados y distribuídos con tiempo suficiente a los Asambleítas, después de un examen por un Comité de Redacción formado por expertos españoles que determinarán la aceptación, que se comunicará a los autores. Estos trabajos podrán ser redactados en español, francés o inglés; en la página primera deberá figurar el título en los tres idiomas, seguido del nombre, profesión y cargo del autor, y a continuación un resumen muy extractado del trabajo, redactado también en cada uno de los tres idiomas.

Los documentos fotográficos y dibujos que ilustren estos trabajos, deben ser adecuados para la preparación de clichés para la impresión; asimismo, el autor deberá tener preparadas las diapositivas por transparencia que pueden ser necesarias para las oportunas proyecciones durante las discusiones. Estas diapositivas deberán confeccionarse según norma DIN 108 en el tamaño de 8,5×10 cm., superficie 73×88 mm. y espesor máximo 3,5 mm. incluído el montaje, que se proyectarán siempre apaisadas, o bien en el tamaño de 5×5 cm., superficie útil 36×36 milímetros, espesor máximo 3,2 mm., incluído el montaje.

Con el objeto de facilitar la labor de preparación, se ha fijado como fecha límite para el envío previo del título del trabajo, nombre, profesión y cargo del autor, el día 15 de enero de 1956, y el día 30 de abril de 1956 para el envío de los trabajos completos, mecanografiados a doble espacio, en triple ejemplar y en papel tamaño A4-210 por 297 mm. (Norma UNE 1.011), acompañados de la documentación gráfica, conservando el autor las correspondientes diapositivas para entregarlas en el momento de las proyecciones si hubiese lugar.

Al propio tiempo se reunirán las 15 Comisiones Técnicas, con Delegados de los diversos países adheridos, cuya Presidencia, cometido específico y programa actual de actividades figura a continuación, pudiendo presentarse trabajos a dichas Comisiones por expertos, a través de las Organizaciones Nacionales del Instituto, ajustándose a dichos programas o sobre temas de excepcional interés. Dichos trabajos deberán ser redactados precisamente en francés o inglés, debiendo también figurar en la página primera el título en los dos idiomas, el nombre, profesión y cargo del autor y un resumen extractado en cada uno de los dos idiomas. Como estas aportaciones se discutirán únicamente en la Comisión Técnica correspondiente, se podrán hacer por multicopista y se remitirán antes del 31 de mayo de 1956 en número de 20 ejemplares para la previa distribución entre los Miembros de aquella Comisión y posible discusión posterior. Es necesario se remita el título, nombre, profesión y cargo del autor, antes del 15 de enero de 1956.

Para cualquier aclaración o información complementaria, así como para el envío de la documentación deberán dirigirse a:

Comisión Organizadora Asamblea I. I. S.
Instituto de la Soldadura, Goya, 58, Madrid.

*Comisiones Técnicas.*

### PRESIDENCIA, COMETIDO ESPECIFICO Y PROGRAMA ACTUAL DE ACTIVIDADES

COMISIÓN I.—"Soldeo oxigás y técnicas afines".

Doctor C. G. Keel.

Soldadura por gas, especialmente por medio de la llama oxiacetilénica, así como las técnicas afines: soldadura, fuerta, recargue, oxicorte, temple superficial, metalización, decapado por soplete, calentamiento localizado, etc.

Métodos particulares del empleo de estas técnicas, según la naturaleza de los materiales y de las piezas.

Material utilizado, metales de aportación y flujos decapantes.

*Estudios en Curso.*

Sobre metales de aportación para la soldadura heterogénea y para el recargue con soplete.

Sobre la seguridad en el soldeo oxigás. Sobre problemas de metalización.

COMISIÓN II.—"Soldeo por arco".

Profesor Ir. H. E. Jaeger.

Soldadura por arco, con electrodos fusibles. Soldadura manual con electrodos recubiertos. Soldadura automática (no comprendiendo el empleo de hilos electrodos—ver Comisión XII). Material utilizado. Electrodos. Procedimientos afines: recargue, corte por arco, etc., con electrodos fusibles.

*Estudios en curso.*

Sobre soldadura de gran penetración:

Influencia de las características eléctricas del aparato del circuito de soldadura sobre la penetración.

Empleo de métodos no destructivos para medir la la penetración, sobre todo en soldaduras de rincón.

Sobre efectos del hidrógeno en el metal depositado:

Teoría sobre el mecanismo de formación de los ojos de pez.

Inspección radiográfica y ultrasónica de probetas de tracción.

Estudio de la influencia de las inclusiones no metálicas y de la porosidad sobre la formación de los ojos de pez.

Efecto del hidrógeno sobre las propiedades mecánicas del metal depositado.

Disminución del contenido de $H_2$ a temperatura ambiente.

Determinación del hidrógeno.

Efecto del hidrógeno sobre la resiliencia.

Efecto del hidrógeno en la carga de fatiga.

Microfisura.

Efecto del hidrógeno en la práctica.

Sobre métodos de ensayo para electrodos delgados ($\phi \leqslant 2{,}5$ mm.) para la soldadura de chapa fina:

Métodos de ensayo para electrodos de gran penetración.

Métodos para determinar si un electrodo es de gran penetración, completa o media.

Métodos de ensayo heterogéneo para determinación de propiedades mecánicas.

Métodos de ensayo para determinar la sensibilidad a la fisuración.

COMISIÓN III.—"Soldeo por resistencia".

Dr. H. G. Taylor.

Soldadura por resistencia bajo sus diferentes aspectos: soldadura a tope por resistencia pura y por chispa, soldadura por protuberancias, soldadura por puntos y por ruedecillas.

Material empleado, máquinas de soldar, pinzas.

Métodos de soldadura en función de los materiales y de las piezas a soldar.

*Estudios en curso*

Elevación de temperaturas admisibles en los transformadores de soldadura por resistencia.

Sobre valores eléctricos en el curso de la soldadura, en máquinas no controladas y en máquinas controladas. Determinación de energía convencionales, de energías máximas de cortocircuito, de energías máximas de soldadura.

COMISIÓN IV.—"Documentación".

Mmlle. Blosset.

Documentación internacional sobre la soldadura y técnicas afines.

Coordinación de los trabajos sobre redacción del "Boletín de Documentación de la Soldadura", revista bibliográfica trimensual bilingüe, francés-inglés, publicado por el Instituto de la Soldadura París.

Revisión de las revistas de diversos países.

Análisis de memorias y artículos.

Centralización, clasificación y traducción de los extractos.

Difusión de la documentación.

*Estudios en curso*

(Independientemente de la documentación del "Boletín de Documentación de la Soldadura".)

Preparación de una lista internacional con los nombres comerciales de los productos de soldadura, en los distintos países, mencionando los fabricantes correspondientes.

COMISIÓN V.—"Control, ensayos y medidas de soldaduras".

Prof. G. A. Homès.

Procedimientos de control de soldaduras y de construcciones soldadas.

Controles destructivos, principalmente ensayos mecánicos.

Controles semi-destructivos.

Controles no destructivos: radiográfico (rayos X y Gamma), por ultrasonidos, magnéticos, por fluorescencia, etc.

*Estudios en curso*

Sobre el valor de los métodos por polvo magnético para la detección de defectos en la superficie de las soldaduras.

Estudio de los métodos existentes para controlar la calidad de los polvos y tintes usados en los ensayos magnéticos.

Sobre el valor de los métodos por resudado para detectar grietas y defectos superficiales en las soldaduras.

Sobre la posibilidad de desarrollar un método objetivo par ensayar y comparar los líquidos empleados en el procedimiento.

Agrupación de las informaciones relativas al empleo de los métodos magnético, eléctrico y por resudado.

Estudio de normas y especificaciones relativas a los ensayos no destructivos en la soldadura de metales no férreos.

COMISIÓN VI.—"Terminología".

Van Horenbeeck.

Preparación de un diccionario de terminología multilingüe de soldadura y técnicas afines, en doce idiomas: alemán, danés, español, finlandés, francés, inglés, italiano, noruego, holandés, serviocroata, esloveno y sueco.

*Estudios en curso*

Están preparados los fascículos "Soldadura por gas" y "Términos generales. Ejecución, características y control de soldaduras". En preparación, "Soldadura por arco" y "Soldadura por resistencia".

COMISIÓN VII.—"Normalización".

A. Leroy.

Conexión entre el ISO, especialmente ISO/TC 44 "Soldadura", y el Instituto Internacional de la Soldadura, para los trabajos de normalización, en función de los problemas planteados por el ISO, y de trabajos iniciados por las Comisiones Técnicas del I. I. S., susceptibles de sugerir recomendaciones sobre el plan de la Normalización Internacional.

*Estudios en curso*

Definición de las posiciones de ejecución de las soldaduras.

Cálculo de uniones soldadas.

Metales de aportación y electrodos.

Normalización: dimensiones de los electrodos.

Método de ensayo para la determinación de las propiedades mecánicas del metal depositado.

Valoración del hidrógeno.

Ensayos para la determinación; tendencia a la fisuración del metal depositado.

Clasificación de electrodos.

Código para simbolización de metales de aportación.

Ensayos y comprobación de las soldaduras.

Material de soldadura por resistencia.

Material de soldadura por gas.

Representación simbólica de las soldaduras en los dibujos.

COMISIÓN VIII.—"Higiene y seguridad".

L. André.

Higiene y seguridad en los trabajos de soldadura y técnicas afines.

Recomendaciones sobre los principios y métodos de protección.

*Estudios en curso*

Elaboración de una propuesta de norma internacional, con valores mínimos de protección para todos los tipos de soldadura, exceptuando la soldadura con argón, para lo cual no se posee todavía suficiente información. Se considera conveniente tomar por base de trabajo para este manual propuesto, sobre higiene y seguridad de los soldadores, el manual preparado en Londres presentado por M. Waddington, así como los diversos documentos preparados por otros miembros de la Comisión.

COMISIÓN IX.—"Comportamiento de los metales en el soldeo".

A. Houdremont.

Vicepresidente: Geerlings.

Soldabilidad de diferentes metales y aleaciones en función de los procedimientos de soldadura y de las propiedades exigidas a las construcciones soldadas.

Métodos de ensayo de materiales para apreciar la soldabilidad.

Estudio de roturas frágiles.

Corrosión de uniones soldadas.

*Estudios en curso*

Recomendaciones concernientes a las características de aceros no aleados o débilmente aleados soldables (en lo referente a aceros no aleados o débilmente aleados al manganeso ha sido propuesto, aunque sujeto a ulteriores revisiones, un documento presentado por M. Bonhomme).

Estudios teóricos de roturas frágiles.

Comparación de las técnicas de ensayo de roturas frágiles: correlación entre el ensayo Vann der Ween y el ensayo al choque con probeta con entalla en V (se estudian los valores mínimos a imponer para el ensayo de rotura frágil).

Precauciones a tomar en la soldadura de los aceros. Principalmente se estudia el control de la soldadura por arco de aceros suaves y de baja aleación para espesores mayores de 10 mm.

Estudio sobre la corrosión por el agua del mar de uniones soldadas en aleaciones ligeras.

COMISIÓN X. — "Tensiones residuales y su atenuación".

R. Weck.

Tensiones resultantes de la soldadura.

Medida de estas tensiones.

Consecuencia de su presencia.

Métodos que permiten relajar las tensiones o limitar sus efectos.

*Estudios en curso*

En la Subcosimisión Medidas de la Contracción se estudian: la adopción de un método de medida y

la medida de la contracción en recipientes a presión.

Sobre el papel de las tensiones residuales en la rotura frágil y la atenuación en los construcciones soldadas.

En la atenuación de tensiones en acero inoxidable se estudian los efectos estructurales que acompañan a la atenuación, los efectos sobre la resiliencia, sobre la resistencia a la corrosión y sobre la resistencia a la fluencia.

En la atenuación de tensiones de aceros especiales se trata concretamente de algunos aceros al Cr, Mo y Cr-Mo.

En la medida de tensiones se estudia el extensómetro del Pr. Wellinger, de la Escuela Politécnica de Stuttgart.

COMISIÓN XI.—"Recipientes a presión, calderas y tuberías".
Kerkhof.

Estudio de la relación de problemas de todos los órdenes presentados por la aplicación de la soldadura en la construcción de recipientes a presión, calderas y tuberías.

*Estudios en curso*

Estudio de uniones de tubos sobre placa tubular o de placa tubular sobre recipientes.

Conexión de tubos tangenciales.

Características dimensionales de las preparaciones de las uniones soldadas (ángulo del chaflán, caras de la raíz, separación entre bordes, etc.).

Estudio de las tensiones máximas admisibles.

COMISIÓN XII.—"Procedimientos especiales de soldadura por arco".
Komers.

Procesos diversos distintos de la soldadura por arco con electrodos fusibles: soldadura con hilo-electrodo, revestido o no, con o sin protección gaseosa, soldadura bajo flujo en polvo, soldadura con electrodos refractarios en atmósfera protectora o no.

*Estudios en curso.*

Grupo A.—Sobre diversos procedimientos de soldadura automática.

Estudio de diversas varillas para soldadura por procedimientos automáticos.

Sobre las fuentes de corriente para los procedimientos automáticos de soldadura.

Estudio de la sensibilidad a la fractura de las soldaduras en cordón sencillo obtenidas por arco sumergido.

Estudio del metal depositado por procedimientos automáticos de soldadura.

Grupo B.—Estudio de las cantidades de impurezas admisibles en el gas inerte, en la soldadura con electrodos no fungibles y con electrodos fungibles.

Estudio del método para evitar perturbaciones en la alta frecuencia empleada en la soldadura por arco o bajo atmósfera inerte.

Estudio de las características de las soldaduras obtenidas según los tipo de fuente de corriente empleados en la soldadura por arco bajo atmósfera inerte.

Problemas que conciernen a la soldadura del aluminio y de sus aleaciones.

Estudio sobre equipos de soldadura bajo atmósfera inerte.

Estudio de las propiedades del metal de aportación y de los electrodos no fungibles en la soldadura por arco bajo atmósfera inerte.

Soldadura de acero suave por el procedimiento de soldadura bajo atmósfera inerte.

Estudio del uso del $CO_2$ y otras mezclas gaseosas en la soldadura bajo atmósfera inerte.

COMISIÓN XIII.—"Ensayos de fatiga".
H. de Leiris.

Comportamiento a la fatiga de construcciones realizadas por soldadura o por técnicas afines (oxicorte principalmente).

Naturaleza y condiciones de empleo de los aparatos para ensayos de fatiga en uniones soldadas de todo tipo.

Ensayo en uniones tipo.

Ensayos sobre estructuras a escala reducida y su verdadero tamaño.

Examen de los factores que influyen sobre la resistencia a la fatiga.

*Estudios en curso*

Información sobre ensayos de fatiga con elementos soldados realizados en los diversos países.

Influencia del oxicorte en el preagrietamiento y en la resistencia a la fatiga del acero suave.

Proyecto y ensayos de uniones soldadas, especialmente en uniones de estructuras tubulares.

Influencia de las operaciones locales en la microestructura, debidas exclusivamente a un fuerte calentamiento, sin que haya aporte de metal.

Determinación de la resistencia a la fatiga por tracción pulsátil de uniones soldadas a tope en aceros de baja aleación con diferentes tratamientos térmicos.

Efecto del desgaste (ligero achaflanado) producido en las cabezas de las probetas por el agarre

de las mordazas, en el ensayo de fatiga por tracción pulsátil, sobre la distribución de las tensiones.

Efecto de la flexión producida en la probeta por las mordazas en el ensayo de fatiga por tracción pulsátil sobre la resistencia a la fatiga.

Estudios estadísticos sobre los ensayos de fatiga.

COMISIÓN XIV.—"Enseñanza".

Andersen.

Cambio de informaciones sobre la situación de la enseñanza de la soldadura en cada país.

Programas de enseñanza (obreros, cuadros, ingenieros).

Métodos pedagógicos, manuales-films.

Calificación de soldadores.

*Estudios en curso*

Sobre la enseñanza genral de los soldadores en las Escuelas Técnicas Superiores.

Estudio del documento sobre calificación de soldadores presentado por M. Vinter.

Sobre distinción entre Ingeniero soldador y Delineante proyectista de soldadura.

Sobre la autoespecialización en soldadura de los Ingenieros en las Empresas.

COMISIÓN XV.—"Concepción, proyecto y ejecución de construcciones soldadas y cálculo de uniones."

Guerrera.

Cálculo de uniones soldadas para construcciones estáticas y dinámicas: establecimiento de recomendaciones deducidas de la comparación de los métodos actuales.

Puesta a punto de recomendaciones para el uso de oficinas de estudios concernientes a la confección y ejecución de construcciones soldadas.

*Estudios en curso*

En la última reunión de Zurich, el Presidente, Sr. Guerrera, solicitó la preparación de estudios para el cálculo de uniones soldadas sometidas a esfuerzos dinámicos, como continuación del estudio que se viene haciendo sobre el cálculo de uniones soldadas sometidas a esfuerzos estáticos.

También se está estudiando en estos momentos la preparación de un documento relativo a la preparación de bordes, recomendables para la soldadura por fusión de los aceros, para lo cual se contará con los datos que le suministren otras Comisiones.

## JUNTA GENERAL ANUAL DE LA ASOCIACION DE INGENIEROS NAVALES

El día 9 del mes actual se celebró en el Salón de Actos de la Escuela Especial de Ingenieros Navales, en la Ciudad Universitaria, la Junta General reglamentaria de la Asociación, bajo la presidencia del Excmo. Sr. D. José M.ª González-Llanos.

Antes de pasar al Orden del Día, dió cuenta el Presidente del fallecimiento, recientemente ocurrido, del Ingeniero Naval Excmo. Sr. D. Modesto Blanco, que fué profesor de la antigua Academia de Ingenieros de la Armada de El Ferrol del Caudillo, acordando la Junta, por unanimidad, que constase en acta el sentimiento de la Asociación por la desaparición de este caballeroso compañero.

A continuación dió cuenta primeramente de las actividades del Instituto de Ingenieros Civiles:

a) En lo referente a sus relaciones con la FIANI, con la que colaboró en las reuniones celebradas por dicha Entidad en Francia, Bélgica y Suiza, interviniendo con efectividad en las gestiones en curso para obtener la colaboración entre sí de las dos grandes Asociaciones europeas de Ingenieros.

b) Compra del edificio que ha adquirido el Instituto para instalar su domicilio social.

c) Contribución cerca del Ministerio de Educación Nacional para modificar la enseñanza técnica superior en España.

d) Gestiones para conseguir la aprobación de las tarifas de honorarios de los Ingenieros, con respecto a las cuales el Consejo de Estado ha solicitado nuevos informes de los Ministerios afectados, por lo que todavía no han sido aprobadas.

e) Estado actual de la colegiación de las diferentes especialidades de Ingenieros.

En lo que respecta a las actividades propiamente dichas de nuestra Asociación y recordando el brillante éxito obtenido con el V Congreso de Ingeniería Naval celebrado en el año transcurrido, propone que, al igual que lo acostumbrado por Asociaciones similares de otros países, se celebren por nuestra Asociación reuniones técnicas anuales en el litoral, y cada dos o tres años, los Congresos Técnicos, en la capital.

Asimismo da cuenta de los propósitos de la Asociación referentes a la organización en Madrid de conferencias y cursillos a cargo de personalidades eminentes, tanto extranjeras como nacionales.

Dió cuenta del estado en que se encuentra el estudio de la Ley para el plan de renovación de la flota mercante nacional, esperando que de su promulgación se traduzca en un gran volumen de trabajo en la industria de construcción naval que, al

aumentar su producción, conseguirá, sin duda alguna, aumentar también su productividad.

*Creación del "Instituto de Investigación Técnica de la Construcción Naval".*

Con respecto a este importante asunto, el señor Presidente de la Asociación informó lo siguiente:

"La Junta Directiva de esta Asociación fué designada para llevar a cabo las gestiones conducentes al cumplimiento de las Conclusiones de la Segunda Ponencia del V Congreso aprobadas en la Asamblea General celebrada este año, relativas a nuestra aspiración de que se constituya, dentro del Patronato "Juan de La Cierva", del Consejo Superior de Investigaciones Científicas, un Instituto de Investigación Técnica de la Construcción Naval, por considerarlo sumamente necesario para lograr todos los fines que nuestra Técnica de Construcción Naval está llamada a llenar.

Como consecuencia del citado acuerdo, hemos celegrado algunas entrevistas con el Presidente del Patronato, nuestro eminente compañero el excelentísimo Sr. D. Juan A. Suanzes, por parte de quien hemos obtenido la más cordial acogida a nuestros propósitos y en el que hemos encontrado un valiosísimo y alentador apoyo, que nos hace confiar en una solución muy satisfactoria para este importante problema.

En vista de ello, hemos elevado ya en estos días oficialmente un escrito al Patronato "Juan de la Cierva", solicitando la creación del Instituto y ofreciendo la más decidida colaboración de la Asociación para todos los estudios y trabajos preliminares a su organización.

Creo, pues, oportuno proponer a la Asamblea que se acuerde elevar al Excmo. Sr. D. Juan A. Suanzes un expresivo y cordial voto de gracias por el interés con que ha acogido en principio los deseos de la Asociación de Ingenieros Navales, que espera confiadamente, contando con tan valioso apoyo, ver organizado el Instituto de Investigación Técnica de la Construcción Naval y Máquinas Marinas. Este acuerdo se tomó por unanimidad.

Aparte de estas gestiones básicas con el Presidente del Patronato "Juan de La Cierva", hemos visitado también al Excmo. Sr. Ministro de Marina, a quien expusimos nuestras aspiraciones para llegar a formar un Instituto de Investigación, y para rogarle el apoyo y protección de la Marina—tan necesarios e interesantes en estos aspectos—en su sistema y en sus medios de funcionamiento. El señor Ministro de Marina acogió nuestra exposición con todo interés y simpatía, ofreciéndose incondicionalmente para todo lo que repercuta en el progreso técnico de la construcción naval."

*Creación del Cuerpo de Ingenieros Navales.*

Da cuenta de no haberse resuelto todavía esta antigua aspiración de los Ingenieros, aunque existen buenas impresiones sobre ello.

*Incorporación a la Escuela de Ingenieros Navales de los Oficiales de Marina que cursen estudios para los Servicios técnicos de la Marina.*

Nada se ha resuelto sobre este importante problema, que exige una solución que no impida el que los Servicios técnicos navales de la Marina sean atendidos por personal formado en nuestra Escuela Especial, evitando multiplicidad de procedencias en la formación del personal que se dedique en España a la construcción naval.

* * *

En relación con el punto 3.° del Orden del Día, referente a la propuesta de aumento de las cuotas de asociados, se acordó la elevación de la cuota a 35 pesetas a partir de enero de 1956, con objeto de compensar la elevación de cuotas solicitada por el Instituto de Ingenieros Civiles a las distintas Asociaciones componentes, y para cubrir el aumento de gastos de nuestra Asociación.

Finalmente, después de aprobarse los Estados de cuentas de la Asociación y de la Revista, se efectuó la votación para la renovación parcial de los siguientes cargos de la Junta Directiva, que han quedado cubiertos como sigue:

Vicepresidente: D. Julio de La Cierva y Malo de Molina (reelegido).

Secretario: Ilmo. Sr. D. Luis Martínez Odero (reelegido).

Presidente del Patronato: Excmo. Sr. D. Aureo Fernández Avila (reelegido).

Vocal Residente en Bilbao: D. Ramón Apraiz Barreiro.

Vocal Residente en Cádiz: D. Antonio Villanueva Núñez.

Vocal Residente en Cartagena: D. Antonio Arévalo Pelluz (reelegido).

Vocal Residente en Sevilla: D. José María López-Ocaña Bango (reelegido).

Vocal Residente en Vigo: D. Alejandro Barreras Barret (reelegido).